

KAYA MEK'2008 - IX. BÖLGESEL KAYA MEKANİĞİ SEMPOZYUMU
ROCKMEC'2008 - IXth REGIONAL ROCK MECHANICS SYMPOSIUM



30 - 31 EKİM 2008
30 - 31 OCTOBER 2008



BİLDİRİ ÖZLERİ

ABSTRACTS



DOKUZ EYLÜL ÜNİVERSİTESİ
JEOLOJİ – MADEN MÜHENDİSLİĞİ BÖLÜMLERİ
TÜRK ULUSAL KAYA MEKANİĞİ DERNEĞİ

YER : D.E.Ü. MÜHENDİSLİK FAKÜLTESİ KONFERANS SALONU
TINAZTEPE YERLEŞKESİ – BUCA / İZMİR



Yeraltı açıklıklarının elastik gerilme çözümleri için matematiksel çözümler

Mathematical solutions for elastic stress analyses of underground openings

Hasan GERÇEK

Zonguldak Karaelmas Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Zonguldak

ÖZET

Yeraltı açıklıklarının elastik gerilme çözümlerinde kullanılan kapalı tür matematiksel çözümler gözden geçirilmiştir. Öncelikle, bu tür çözümlerin özellikleri ve yararları anlatılmış, kullanımlarında dikkat edilmesi gereken hususlar üzerinde durulmuştur. Sonra, iki ve üç boyutlu mevcut çözümlerden bir kısmı tarihsel perspektifte sunulmuştur. Son olarak da çözümlerin bazılarıyla ilgili kaya mühendisliği uygulama örneklerine yer verilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Yeraltı açıklıkları, elastik gerilmeler, kapalı tür çözümler.

ABSTRACT

Closed-form mathematical solutions used for elastic stress analysis of underground openings are reviewed. Firstly, the features and merits of such solutions are mentioned and important aspects that should be considered in their utilization are emphasized. Then, some of the existing two- and three-dimensional solutions are presented in historical perspective. Finally, examples of rock engineering applications related to some solutions are given.

Key Words: *Underground openings, elastic stresses, closed-form solutions.*

1. GİRİŞ

Basit geometrik kesitli yeraltı açıklıkları veya kazıları çevresindeki elastik ikincil gerilmeleri veren matematiksel çözümler, kaya mekaniğinin bağımsız bir disiplin olması sürecinin başında, 1950'li ve 60'lı yıllarda, çok yaygın olarak kullanılmış ve uygulanmıştır. Bilgisayar teknolojisinde ve sayısal gerilme çözümleri yöntemlerindeki gelişmeler yanında, bu amaçla yaygın olarak kullanılan çok yetenekli yazılımlar nedeniyle, söz konusu matematiksel çözümler günümüzde çekiciliklerini ve önemlerini kaybetmiş gibi gözükmektedir. Bu temel çözümlerin, çok yönlü ve



güçlü sayısal gerilme çözümlemelerinin yerini alamayacak kadar sınırlı uygulamaları olmasına karşın, geliştirilen yazılımların doğruluklarının denenmesinde kullanılan vazgeçilemez araçlar arasında yer aldıkları da yadsınamaz bir gerçektir.

Bildiride, yeraltı açıklıklarının elastik gerilme çözümlemelerinde kullanılan matematiksel çözümlerin temel özellikleri anlatılmış, bazı önemli çözümlerin tarihsel gelişimleri özetlenerek, bunların kaya mühendisliğindeki uygulama örneklerine yer verilmiştir.

2. KAPALI TÜR ELASTİK ÇÖZÜMLERİN ÖNEMİ VE ÖZELLİKLERİ

Yeraltı açıklıkları çevresinde oluşan elastik gerilmelerin hesaplanması için kullanılan matematiksel çözümler, uzun süredir kaya mekanikçilerin önemli mühendislik araçları arasında bulunmaktadır. Ancak, bu "kapalı tür" çözümlerin elde edilmeleri sırasında yapılan basitleştirici varsayımlar ve idealleştirmeler yüzünden, bunların gerçek kaya mühendisliği problemlerine uygulanabilirliği de sık sık sorgulanmıştır. Gerçekten de günümüzün güçlü sayısal yöntemleriyle karşılaştırıldığında, söz konusu çözümlerin çoğunun gerçek tasarım uygulamalarındaki başarısı sınırlı kalmaktadır. Bunun başlıca nedeni, matematiksel çözümlerin çok basit açıklık geometrileri ve malzeme davranışları için geliştirilmiş olmasıdır. Kaya kütleleri ve özellikle de yeraltı açıklıkları çevresinde duraysızlıklara yol açan ortamların ender olarak elastik davranması da, bu analitik çözümlerin uygulama alanlarını kısıtlamaktadır.

Aslında, mühendislik yargısıyla birlikte değerlendirilirse, yeraltı açıklıkları çevresindeki elastik gerilmelerin dağılımı tasarım için çok yararlı bilgiler verebilir. Bu çerçevede, elastik çözümleri kullanarak değerlendirilebilecek önemli hususlar şunlardır (Bray, 1987):

- a. en kritik kısım olan açıklık yüzeyindeki en yüksek ve en düşük gerilmeler,
- b. tahkimat ile çevre kaya arasındaki etkileşimi irdelemeye izin veren, kazının yol açacağı yer değiştirmeler,
- c. komşu açıklıklar ile etkileşimi kestirmeye yarayan, açıklığın etki alanı,
- d. açıklık oluşturulduğunda, çevre kayada meydana gelen enerji değişimleri ve
- e. açıklık çevresindeki aşırı gerilme bölgesinin geometrisi.

Özellikle bu son hususun vurgulanmasında yarar vardır. Hoek ve Brown'a (1980) göre; "...pratik deneyimden kaynaklanan niteliksel ipuçları, elastik kuramla kestirilen aşırı gerilme bölgesi ile yeraltı açıklığının tahkimat gereksinimleri arasında kabul edilebilir bir ilişkinin varlığını destekleme eğilimindedir. Gerçekten de, birçok tasarımcı, açıklığın duraylılığını irdelemek için elastik kuramın kestirimlerini kaba kurallar olarak kullanmaktadır." Ancak, Hoek ve Brown'ın (1980) dikkat çektiği bir nokta da şudur: "Açıklık yüzeyindeki gerilmeler çevre kaya kütlelerinin



dayanımına kıyasla oldukça düşükse, en uygun açıklık geometrisi seçilerek çevresel basınç gerilmelerinin eşitlenmesi kabul edilebilir yaklaşımdır. Buna karşılık, eğer birincil gerilmeler açıklığı çevreleyen kayada önemli derecede yenilmeye yol açacak kadar yüksek düzeydeyse, açıklık tasarımının elastik gerilme dağılımına göre yapılmasının akla yatkın bir temeli olamaz."

Aslında, tasarımcı idealleştirmelerden kaynaklanan sınırlamaları bilirse ve çözümde kullanılan varsayımların modellenen problemi aşırı düzeyde değiştirmesine izin vermezse, matematiksel çözümler gerçekten de bazı pratik sonuçlar üretebilir. Matematiksel çözümler, belirli değiştirgelerin açıklık çevresindeki gerilmeleri ne şekilde etkilediğinin kavramsal olarak anlaşılmasını kolaylaştıran araçlardır.

Yukarıda da sözü edildiği gibi; matematiksel çözümler, yeraltı açıklıkları çevresindeki gerilme dağılımlarının beirlenmesi amacıyla kullanılan sayısal gerilme çözümlemeleri için geliştirilen yazılımların doğruluk derecesinin denenmesi ve ölçümlemesi (kalibrasyonu) için zorunlu mühendislik araçlarının başında gelmektedirler.

3. TARİHSEL PERSPEKTİFTE BAZI ÇÖZÜMLER

3.1. İki Boyutlu Tek Yeraltı Açıklıkları için Çözümler

Düzlem elastisite kuramında, türdeş ve yönsemez özellikteki malzeme içinde cisim kuvvetlerinin değişimi göz ardı edilebilirse, yalnızca yüzey gerilmelerinin tanımlandığı sınır değeri problemlerinin çözümünden elde edilen gerilme dağılımları, düzlem gerilme (*plane stress*) ve düzlem gerinim (*plane strain*) durumları için aynı olmaktadır (Malvern, 1969). Bu sayede, uzun eksenli asal birincil gerilmelerden birine paralel olan derin bir tünel veya galeri çevresindeki elastik gerilme dağılımı, kenar yükleri altındaki sonsuz geniş plakada açılmış aynı şekilli bir delik çevresindeki gerilme dağılımıyla yaklaşık olarak belirlenebilir. Gerçekten de, sonsuz plaka içindeki delik problemlerinin ilk çözümleri, yeraltı açıklıkları çevresindeki gerilmelerle ilgili bazı problemlere uygulanmıştır. Aşağıda, bu çözümlerin tarihsel gelişimi kısaca özetlenmiştir.

3.1.1. Bir Alman, bir İngiliz, bir Amerikalı

Aslında bu konudaki her şeyin, Dr. Ernst Gustav Kirsch'in (1841-1901), Alman Mühendisleri Derneği'nin 8 Haziran 1898'de Chemnitz'deki genel kurulunda sunduğu bildirinin 16 Temmuz 1898'de derneğin dergisinde (*Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*) yayımlandığı zaman başladığı söylenebilir. Sorbonne, Zürich ve Berlin'de eğitim gören ve 1874 yılından itibaren Chemnitz Teknoloji Üniversitesinde Profesörlük yapan Kirsch'in "Elastisite kuramı ve



mukavemet gereksinimleri" başlıklı bu eserinde, tek eksenli çekme gerilmesi uygulanan sonsuz genişlikteki bir plakada bulunan dairesel bir delik çevresindeki elastik gerilmeleri veren bağıntılar ilk kez sunulmuştur (Kirsch, 1898). Günümüzde "Kirsch Çözümü" olarak adlandırılan bu ünlü çözümün, kendisinden sonra gelen ve daha karmaşık delik geometrilerine ait benzer çözümlerin öncüsü olması yanında, mekaniğin birçok alanındaki uygulamalarıyla önemli bir kilometre taşı olduğu da bir gerçektir. Örneğin, Jeager ve Cook (1976) bu çözümü "... kaya mekaniğindeki belki de en önemli tek çözüm" olarak tanımlamışlardır. Yaklaşık yarım asır sonra, Terzaghi ve Richart (1952), "Boşluklar çevresindeki kayada gerilmeler" adlı ünlü makalelerinde Kirsch çözümünü düşey ve yatay bileşenlerden oluşan birincil gerilme alanındaki dairesel yeraltı açıklığına uygulamışlardır. On yıl sonra da, aslında bir düzlem gerilme problemi olan bu çözümü, Hiromatsu ve Oka (1962), eğimli açılan dairesel kuyu veya galeriler için genelleştirerek üç boyutlu hale dönüştürmüşlerdir.

Sir Charles Edward Inglis'in (1875-1952), 14 Mart 1913'te Gemi Mühendisleri Enstitüsü'nün 54. oturumunun ilkbahar toplantısında sunduğu "Çatlaklar ve keskin köşelerin varlığı nedeniyle plakadaki gerilmeler" başlıklı bildirisi, aynı yıl enstitünün dergisinde (*Transactions of the Institution of Naval Architects*) yayımlanmıştır. Bildiriden ve sunumdan sonraki tartışmalardan, mekaniğin önemli bir dalı olan "kırılma/çatlak mekaniği"nin (*fracture mechanics*) ilk temellerinin bu eserle atıldığı anlaşılabilir (Inglis, 1913). Daha sonra, 1919'da, Cambridge Üniversitesi'nde mekanizma ve uygulamalı mekanik profesörü olan Inglis, bildirisinde elips şekilli bir delik içeren bir plakada oluşan elastik gerilmeleri veren matematiksel çözümü sunmuştur. Kırılma/çatlak mekaniği bilim dalının kurucusu sayılan Alan Arnold Griffith (1893-1963), klasikleşmiş eserlerinde (Griffith, 1920, 1924) Inglis'in çözümünü kullanarak çatlama gerilmesi ile eliptik çatlak boyu arasında ilişki kurmuştur. Bu arada, Muskhelishvili (1953), Kolosov'un 1909'daki doktora tezinde, elips şekilli delik içeren plaka problemini özel bir yükleme durumu (elipsin uzun eksenine paralel bir çekme gerilmesi) için çözdüğünü rapor etmektedir.

Martin (Moe) Greenspan'ın (1912-1987), 1944 yılında "Küçük bir deliğin düzgün olarak yüklenmiş bir plakadaki gerilmelere etkisi" başlıklı makalesi, sonsuz elastik plaka içindeki delik problemlerinin daire ve elips kesitleriyle sınırlı kalmayacağını gösteriyordu. O yıllarda ABD'de Ulusal Standartlar Bürosu'nda (*National Bureau of Standards*) çalışan Greenspan; makalesinde, büronun, üzerinde delikler bulunan kaplama plakası içeren çelik kolonlar üzerinde yaptığı deneylerden söz ederek, deliklerin çoğunun ovaloid (karşılıklı iki kenarı yarım daire ile sınırlanmış bir kare) kesitli olduğunu belirtmektedir (Greenspan, 1944). İşte bu nedenle, ovaloid şeklini tanımlayabilecek bir çift basit değiştirgesel (parametrik) denklem öneren Greenspan, bu denklemlerle tanımlanabilen diğer şekillerdeki (örneğin, köşeleri iyice yuvarlatılmış kare, elips ve daire) delikler için de uygulanabilen bir matematiksel çözümü geliştirmiştir. Greenspan, bu çalışmasıyla 1949'da ABD Ticaret Bakanlığı'nın gümüş hizmet madalyasını almıştır (Rudnick, 2008).

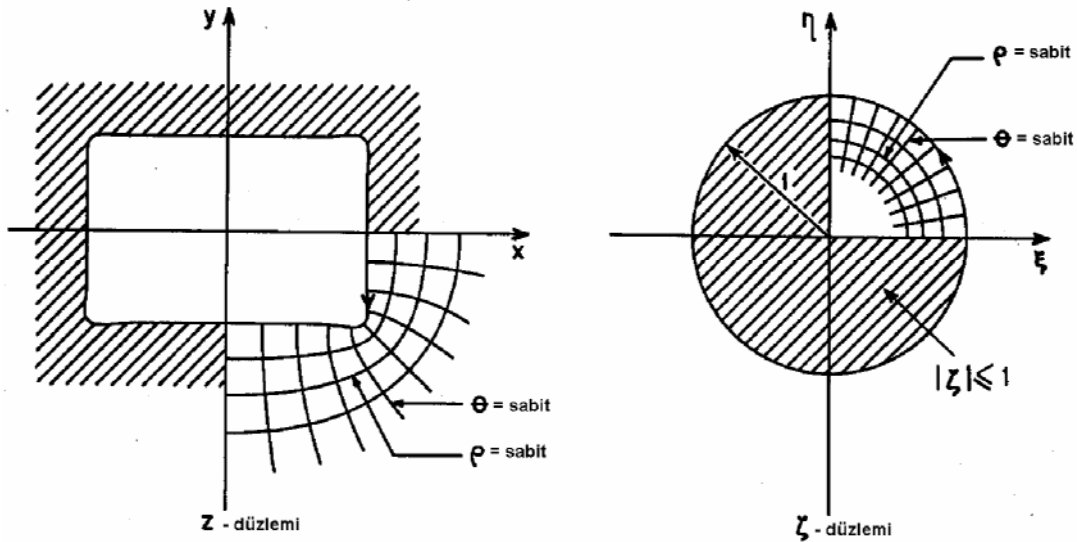


3.1.2. Sovyet bilimciler

Düzlem elastisitede yaygın olarak kullanılan bir yaklaşımda, karmaşık geometride olan bölgeler ile ilgili bazı sınır değeri problemleri, söz konusu bölgenin daha basit bir şekle dönüştürülmesiyle çözülebilmektedir. Genellikle bu tür dönüşümler sonucu daha karmaşık sınır koşulları ortaya çıkmaktaysa da, elde edilen yeni geometrinin çok basit oluşunun çözümde sağladığı yararlar çok daha önemli olmaktadır (England, 1971).

Rus matematikçi Gury Vasilievich Kolosov (1867-1936) ve özellikle de Gürcü öğrencisi Nikolai Ivanovich Muskhelishvili (1891-1976), karmaşık değişkenler kuramını kullanarak düzlem elastisitenin sınır değeri problemleri için çok güçlü matematiksel çözüm yöntemleri geliştirmişlerdir. Örneğin; açıkörür gönderim (*conformal mapping*) yöntemi kullanılarak, bir dairesel bölge problemine dönüştürülebilen, sonsuz genişlikteki ince bir plaka içindeki delik problemlerinin çoğu kolayca çözülebilmektedir.

Delik içeren sonsuz plaka çözümlerinde, deliği çevreleyen alan bir açıkörür gönderim işlevi yardımıyla, bir dairenin içine veya dışına açılar korunacak biçimde dönüştürülür. Bu nedenle, çözüm elde edebilmek için bu dönüşüm işlevinin bilinmesi gerekir. Açıkörür gönderim işlevi, bir karmaşık z -düzlemindeki ($z = x + i y$; $i^2 = -1$) deliği çevreleyen sonsuz bölgeyi, diğer bir karmaşık ζ -düzlemindeki ($\zeta = \xi + i \eta$ veya $\zeta = \rho e^{i\theta}$) birim dairenin içine ($|\zeta| \leq 1$) veya dışına ($|\zeta| \geq 1$) taşır (Şekil 1).



Şekil 1. Bir deliği çevreleyen sonsuz alanın açıkörür gönderim tekniğiyle birim daire içine taşınması.

Figure 1. Conformal mapping of an infinite region surrounding a hole onto the unit circle.



Açıkorur gönderim işlevi $z = \omega(\zeta)$, $\zeta(\rho, \theta)$ düzlemindeki noktaları sürekli olarak $z(x, y)$ düzlemindeki noktalara dönüştürür. Örneğin; ρ sabit tutulup θ değiştirilirse, ζ -düzleminde ρ yarıçaplı bir daire elde edilir ki bu da z -düzleminde kapalı bir eğriye dönüşür; ayrıca, θ sabit tutulup ρ değiştirilirse, ζ -düzleminde ışınsal bir doğru elde edilir ki bu da z -düzlemindeki kapalı eğri ailesine dik bir eğriye dönüşür. Özetle, $z = \omega(\zeta)$ işlevi, ζ -düzlemindeki eşmerkezli daireleri ve ışınsal doğruları, z -düzleminde eğrisel dikey (*curvilinear*) bir koordinat ağına dönüştürür (Şekil 1). Bu arada, z -düzleminde verilen sınır koşulları da anında ζ -düzlemi için uygun bir şekle dönüştürülür. Problem, iki karmaşık potansiyel işlev kullanılarak ζ -düzleminde çözülmektedir. Gerilmelerin ve yer değiştirmelerin çözümünde kullanılan bağıntılara "Kolosov-Muskhelishvili" eşitlikleri adı verilmektedir. Son olarak, çözümle elde edilen gerilme ve yer değiştirme dağılımlarının ters dönüşümleri yapılarak, z -düzlemindeki gerçek problemdeki dağılımlar elde edilmektedir. Yöntemin detayları, konuyla ilgili bazı yayınlarda (Muskhelishvili, 1953; Sokolnikoff, 1956; Savin, 1961) bulunabilir.

Ukraynalı mekanikçi Gurii Nikolaevich Savin (1907-1975); 1951'de Rusça, 1956'da Almanca ve 1961'de de İngilizce yayımlanan "Delikler Çevresindeki Gerilme Yığılması" (*Stress Concentration Around Holes*) adlı eserinde, çok çeşitli delik geometrileri için uygulanabilecek çözümler vererek, sonsuz plaka çözümleri sürecinde önemli bir kilometre taşının mimarı olmuştur. Bu çözümler arasında, yeraltı açıklık şekillerine uygulanabilecek delik geometrileri için geliştirilenler de vardır. Köşelerindeki eğrilik yarıçapı Greenspan çözümündekine kıyasla daha küçük olan kareler ve genişlik/yükseklik oranı farklı ($W/H = 3.2$ ve 5) olan dikdörtgenler, bunlara örnek olarak verilebilir.

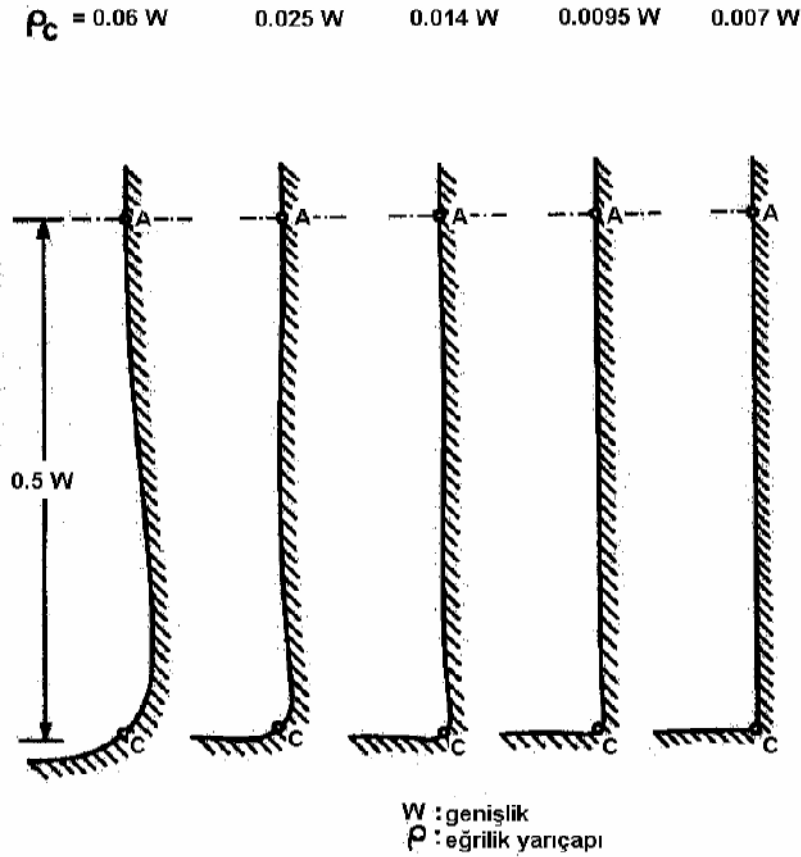
3.1.3. Kareler ve dikdörtgenler

Bu bölümde, öncülüğünü Savin'in (1961) yaptığı, kare ve dikdörtgen açıklıklara uygulanabilecek çözümler özetlenecektir. Bu kapsamda, ABD'de gemi tasarımlarının geliştirilmesi için yapılan model deneylerinde kullanılan David Taylor Model Tesis'i'nde (*David Taylor Model Basin*) çalışan mühendislerin çalışmaları oldukça ilginçtir. Çözümler, çelik plakalardan oluşan gemi gövdelerinde açılan, köşeleri yuvarlatılmış kare veya dikdörtgen kesitli delikler çevresindeki gerilmelerin kestirimi için kullanılmıştır. Brock (1958), Savin'in kare delikler için sunduğu çözümünü geliştirerek, kenarları düzgün ve köşelerindeki eğrilik yarıçapı değişken kareler için bir çözüm geliştirmiştir. Çözüm, yalnızca iki (deliğin kenarlarına ve köşegenine paralel) konumdaki tek eksenli gerilme alanını kapsamaktadır. Heller vd. (1958), belirli genişlik/yükseklik oranları ($W/H = 0.25$ ile 4 arasında) için, düzgün kenarlı ve köşelerindeki eğrilik yarıçapı değişken dikdörtgenlere uygulanabilen bir çözüm sunmuşlardır. Çözüm, genel bir düzlem gerilme alanına uygulanabilmektedir; ancak, dikdörtgenleri tanımlamaya yarayan çok sayıdaki (280 adet) katsayının bilinmesini gerektirmektedir. Yaklaşık 10 yıl sonra, Heller (1969), daha



önce arkadaşlarıyla yaptığı çözümü kullanarak, farklı gerilme koşulları için elde ettiği sonuçları çizimler halinde sunmuştur.

Gerçek (1986, 1987), Savin'in (1961) çözümündeki açıkorur gönderim işlevini kullanarak, iki eksenli birincil gerilme alanında açılmış, beş farklı (köşelerdeki eğrilik yarıçapı genişliğin % 6'sı ile % 0.7'si arasında değişen) kare kesitli yeraltı açıklığı (Şekil 2) yüzeyindeki elastik gerilmeleri veren bağıntıları sunmuştur.



Şekil 2. Gerçek'in (1986, 1987) çözümünde tanımlanan kare açıklık yüzeylerinin kısımları.

Figure 2. Portions of the boundaries of square openings defined in the solution by Gerçek (1986, 1987).

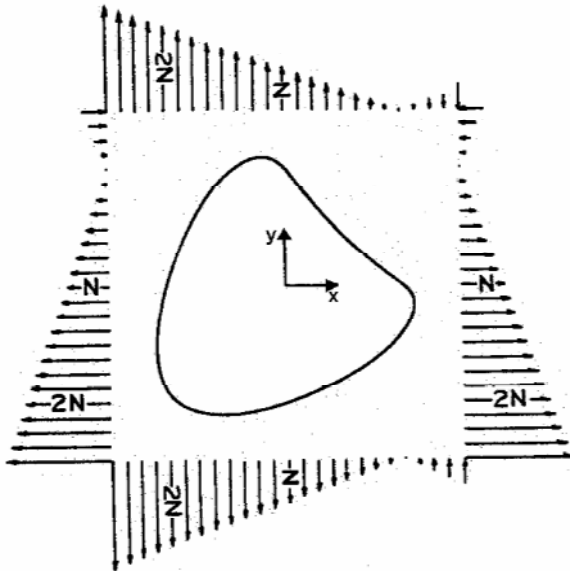
Kare kesitli açıklılıklar için yaptığı çalışmalardan sonra, Gerçek (1988a), yine Savin (1961) tarafından verilen diğer bir açıkorur gönderim işlevini kullanarak, iki eksenli birincil gerilme alanında açılan ve herhangi bir genişlik/yükseklik oranına sahip, dikdörtgen açıklık yüzeyinde oluşan teğetsel gerilmeleri veren bağıntıları sunmuştur. Gerçek (1993), daha sonra, bu çözümü açıklığı çevreleyen noktalardaki tüm gerilmelerin hesaplanmasına yarayacak şekilde genelleştirmiştir.



3.1.4. Kemer tavanlı yeraltı açıklıkları için çözümler

Richards ve Bjorkman (1978), *Engineering Geology*'de yayımlanan bir makalelerinde, "Kaplamasız tüneller ve boşluklar için en uygun şekiller" konusunu tartışırken, yeraltı açıklığı şeklinin birincil gerilme alanına uygun olarak belirlenebileceğini öne sürmüşlerdir. Düşünce, yeraltı açıklığının oluşturulacağı ortamdaki birincil gerilmelerin ortalamasının (veya gerilme gereyinin birinci değişiminin), açıklık kazıldıktan sonra bile değişmeyeceği bir açıklık geometrisinin belirlenmesi yaklaşımına dayanmaktadır. Bjorkman ve Richards (1976) bu özellikteki açıklıklara "uyumlu delikler" (*harmonic holes*) adını vermişlerdir. Yaklaşım; açıklık çevresinde oluşan ikincil gerilme alanına ait ortalama normal gerilmeyi, birincil gerilmelerin ortalamasına eşit alarak işe başlanmakta ve Muskhelishvili'nin (1953) karmaşık değişkenler yöntemi kullanılarak, problem tersten çözülüp, en uygun açıklık geometrisini veren açıkörür gönderim işlevi (bazı koşullara bağlı olarak) belirlenebilmektedir.

Aslında, asal birincil gerilmelerin birbirinden farklı fakat sabit olduğu ortamlarda, eksenler oranı birincil gerilmelerin oranına eşit ve onlara paralel olacak şekilde oluşturulan elips kesitli açıklıkların bu koşulu sağladığı, uzun zamandır kaya mekanikçiler tarafından bilinmekteydi. Ancak, "uyumlu delikler" yaklaşımının, madencilik ve inşaat mühendisliği amacıyla oluşturulan açıklıklarda yaygın kullanılan ve pratik gereksinimlere göre belirlenen geometrilerle ters düştüğü de bir gerçektir. Bu konu, bir süre daha mekanikçiler tarafından tartışılmıştır. Bjorkman ve Richards (1979), değişken gerilme alanlarına uygun delik geometrilerini tartıştıkları bir yayında "cardeloid" adı verdikleri ilginç bir delik geometrisini sunmuşlardır (Şekil 3).



Şekil 3. "Cardeloid" şekli (Bjorkman and Richards, 1979).

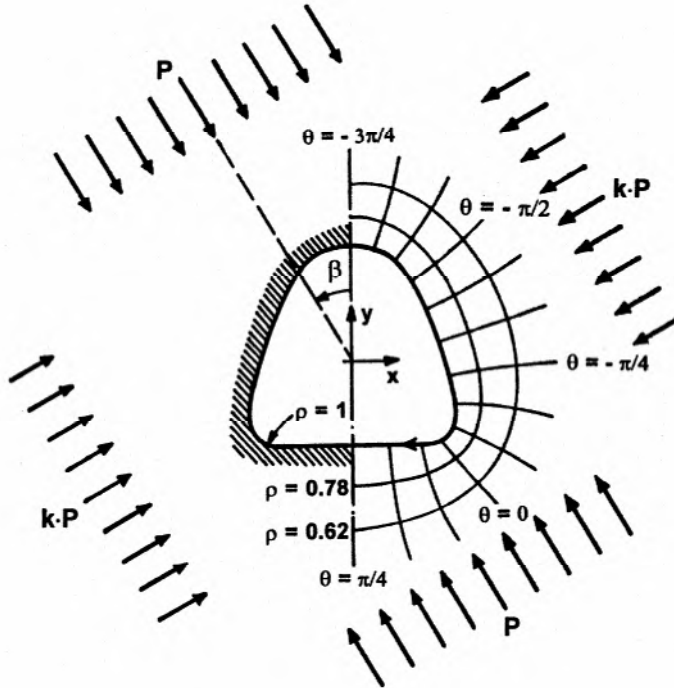
Figure 3. "Cardeloid" shape (Bjorkman and Richards, 1979).



Yukarıdaki "cardeloid" şeklinin saat dönüşü yönünde 135° döndürüldüğü zaman, kemer tavanlı tünel veya galerilere uygulanabilecek bir yeraltı açıklığı şekli elde edilebileceği görülmektedir. Nitekim, bu şekilden esinlenen Gerçek (1989, 1991), iki boyutlu birincil gerilme alanı içinde oluşturulan kemer tavanlı bir tünel yüzeyinde oluşan teğetsel gerilmeleri veren ilk elastik çözümü sunmuştur (Şekil 4). Çalışmada; biri tabanı düz, diğeri parabolik veya ters kemer şeklinde olan iki tünel kesiti için yüzey gerilmeleri verilmiştir (Gerçek, 1991) (Şekil 5).

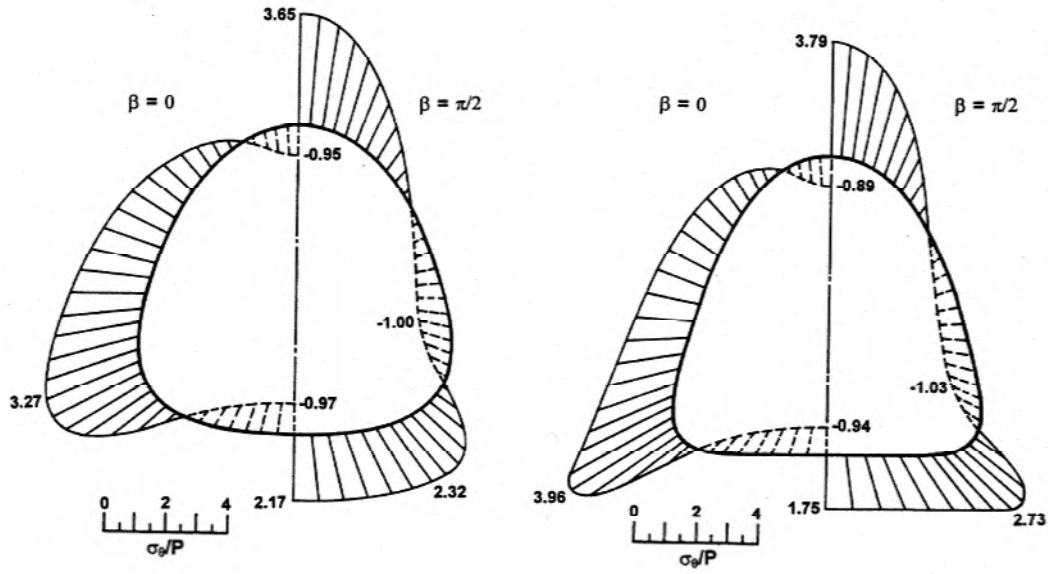
Daha sonra, Gerçek (1997), çözümünü genelleştirerek, yalnız yüzeydekiler değil, açıklık çevresindeki tüm noktaları da içerecek şekilde ve çok çeşitli kemer tavanlı açıklık kesitlerine (Şekil 6) uygulanabilen ilk kapalı tür matematiksel çözümü sunmuştur. Gerçek'in (1989, 1991, 1997) yukarıda özetlenen çözümlerinde, Muskhelishvili'nin (1953) karmaşık değişkenler yönteminin açıklar gönderim tekniği kullanılmıştır.

Nihayet, Gerçek'in (1997) çözümünü temel alan Exadaktylos ve Stavropoulou (2002), kemer tavanlı açıklıklar çevresinde oluşan elastik yer değiştirmeleri veren kapalı çözümü geliştirmişlerdir. Bu arada, Exadaktylos vd. (2003), bir çapının her iki ucunda yaklaşık dairesel çentikler olan dairesel bir açıklık için elastik gerilme ve yer değiştirmeleri veren yarı-analitik bir çözümü de sunmuşlardır.



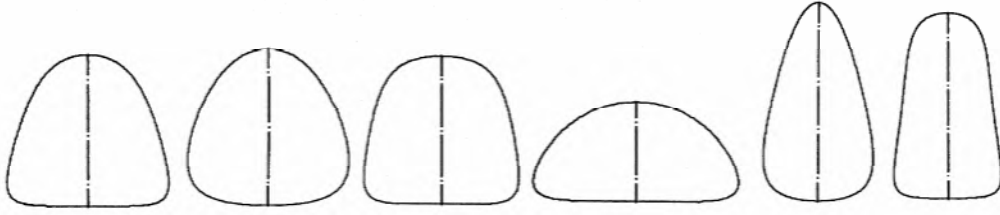
Şekil 4. İki eksenli birincil gerilme alanında açılan kemer tavanlı tünel problemi (Gerçek, 1997).

Figure 4. The problem for a tunnel with an arched roof excavated in a biaxial in situ stress field (Gerçek, 1997).



Şekil 5. Tabanı parabolik (solda) veya düz (sağda) olan kemer tavanlı tünellerde tek eksenli birincil gerilme durumları için yüzey gerilmeleri (Gerçek, 1991).

Figure 5. Boundary stresses for uniaxial in-situ stress conditions for tunnels with an arched roof and having a parabolic (left) or flat (right) floor (Gerçek, 1991).



Şekil 6. Gerçek'in (1997) çözümünde tanımlanabilen kemer tavanlı açıklık şekillerinden bazıları.

Figure 6. Some of the arch-roofed opening shapes that can be defined in Gerçek's (1997) solution.

3.1.5. Ön değerlendirme

Buraya kadar özetlenen matematiksel çözümlerin ortak bir özelliği vardır: hepsi de derinde açılmış ve kaplamasız tek bir yeraltı açıklığına uygulanabilecek çözümlerdir (Çizelge 1). Açıklığı oluşturulduğu ortamdaki birincil gerilmeler sabittir (derinlikle değişmemektedir) ve açıklık çevresinde oluşan ikincil gerilmeler yeryüzü veya komşu açıklıklardan etkilenmemektedir. Bundan sonraki bölümde, farklı özellikteki iki boyutlu matematiksel çözümlere değinilecektir.



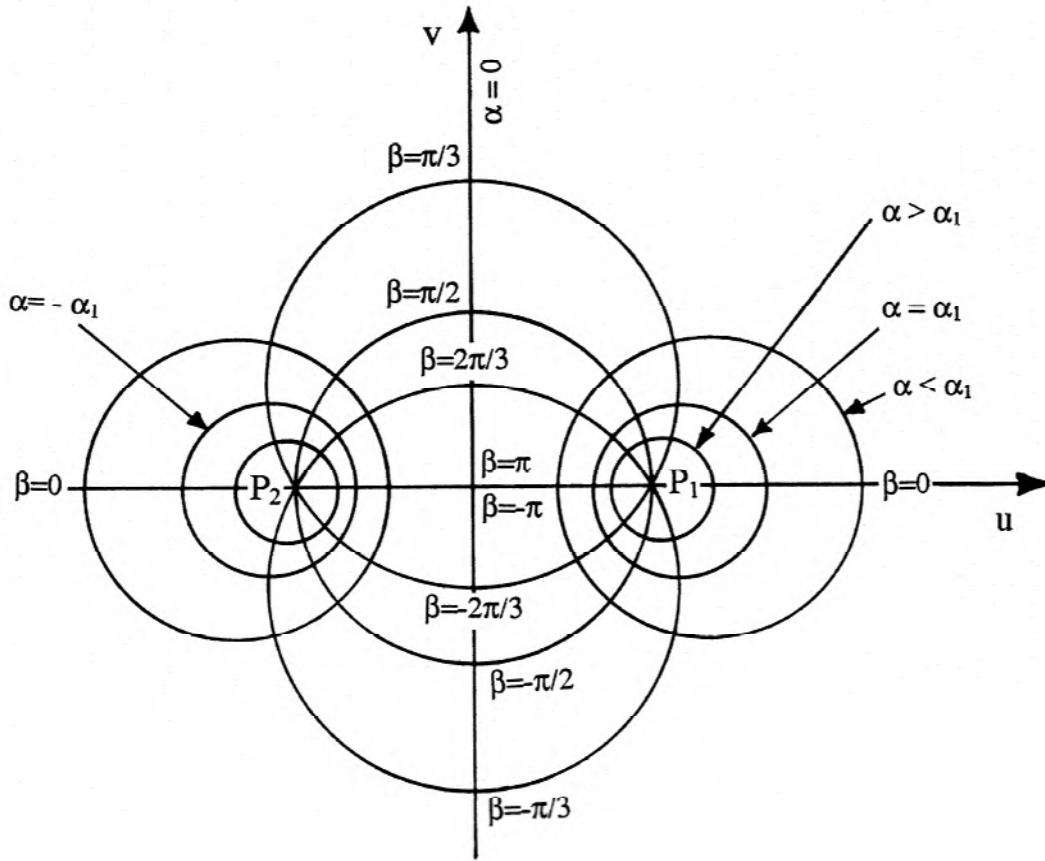
Çizelge 1. "Derinde açılan tek bir yeraltı açıklığı" problemlerine uygulanabilen çözümler.

Table 1. Solutions applicable to the problems involving a single opening excavated at depth.

Kesit Şekli	Görünüş	Matematiksel Çözümler
Daire		Kirsch (1898)
Elips		Inglis (1913); Kolosov (1909) (?)
Ovaloid		Greenspan (1944)
Kare		Greenspan (1944), Savin (1951), Brock (1958)
Dikdörtgen		Savin (1951), Heller vd. (1958), Gerçek (1988,1993)
Kemer Tavanlı		Gerçek (1991,1997), Exadaktylos & Stavropoulou (2002)

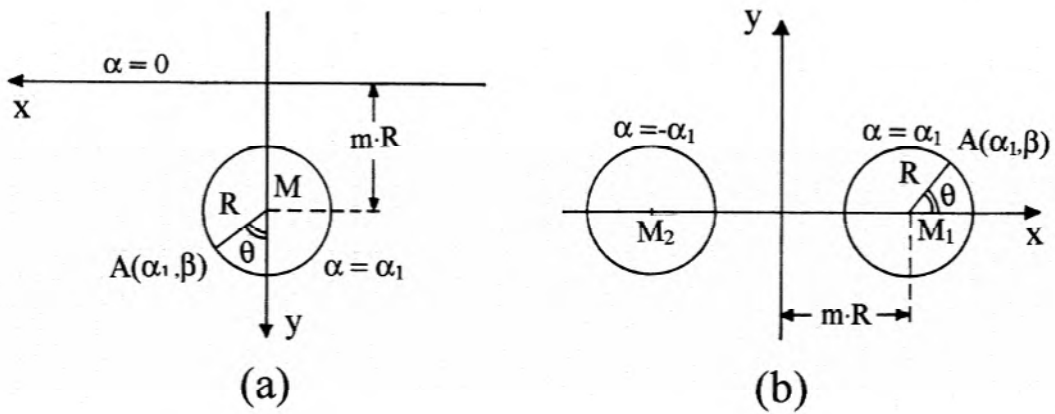
3.2. İki Kutuplu Koordinatlarda Özel Çözümler

Yukarıda anlatılan ve sonsuz genişlikteki ortamda açılan yeraltı açıklıklarıyla ilgili çözümlerde, yeraltı açıklığı geometrisine uygun (kutupsal, eliptik vd.) bir eğrisel dikey koordinat sistemi seçilmektedir. Yeraltı açıklıklarıyla ilgili iki boyutlu bazı çözümlerde ise, seçilen bir koordinat sistemine uygun bazı özel problemler göz önünde bulundurulmaktadır. İki kutuplu (*bipolar*) koordinatlar bunlara tipik bir örnektir. İki kutuplu koordinatlar, birbirini dik olarak kesen iki eğri takımından oluşmaktadır. Birinci takım, iki kutuptan geçen ve eğrilik merkezleri aynı doğru üzerinde olan dairesel yaylardır (β = sabit eğrileri); ikincisi ise ortak eksenli daireler takımındır (α = sabit eğrileri) (Şekil 7). İki kutuplu koordinat sisteminin uygun düzenlenmesiyle ve belirli eğrileri problemin sınırları kabul ederek, sıg dairesel tünel problemi (Şekil 8.a) ve iki paralel dairesel tünel problemi tanımlanabilmektedir (Şekil 8.b).



Şekil 7. İki kutuplu koordinat sistemi.

Figure 7. Bipolar coordinate system.



Şekil 8. (a) Sığ tünel problemi ve (b) iki paralel dairesel tünel problemi.

Figure 8. (a) Shallow tunnel problem and (b) the problem of two parallel circular tunnels.



Jeffery (1920), düzlem elastisite problemlerinin iki kutuplu koordinat sisteminde çözümü için kullanılan genel bağıntıları ve gerilme işlevlerini elde ederek, bu konudaki dolaylı ilk katkısı yapmıştır. Jeffrey (1920) bu çalışmada; eksantrik bir dairesel delik içeren dairesel disk, düz bir kenarla sınırlanmış yarı-sonsuz plaka içinde bulunan dairesel delik (sığ tünel problemine eşdeğer) ve iki dairesel delik içeren sonsuz plaka (iki paralel dairesel tünel problemlerine eşdeğer) durumlarını göz önünde bulundurmıştır.

3.2.1. Sığ dairesel tünel problemi

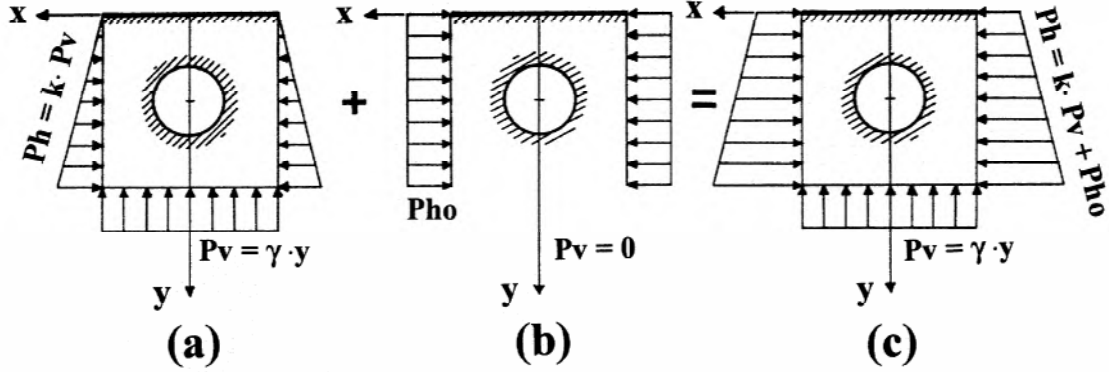
Jeffery (1920), yukarıda sözü edilen çalışmada, plaka kenarındaki dairesel delik problemini, plakanın düz kenarına paralel tek eksenli gerilme durumu için çözerken küçük bir hata yapmışsa da, daha sonraki bir çalışmada (Mindlin, 1948) bu hata düzeltilmiştir.

Jeffery (1920) tarafından geliştirilen bağıntıları kullanan Raymond David Mindlin (1906-1987), düşey birincil gerilmenin $P_V = \gamma \cdot y$ (γ : birim hacim ağırlığı; y : derinlik) olduğu yarı-sonsuz bir elastik ortamda açılan yatay bir dairesel tünel çevresindeki gerilmeleri veren bir çözüm sunmuştur (Mindlin, 1939). Mindlin'in bu ünlü çözümü, yerçekimini ve yatay yeryüzü birlikte göz önünde bulunduran ilk çözümdür. Mindlin (1939), üç farklı yatay birincil gerilme (P_H) durumunu göz önünde bulundurmıştır: (1) $P_H = P_V$, (2) $P_H = P_V \cdot \nu / (1-\nu)$ ve (3) $P_H = 0$; burada ν , Poisson oranıdır.

Barjansky (1944), sığ dairesel tüneller için ilginç bir çözüm sunmuştur. Bu çalışmada, Boussinesq alanında (yarı-sonsuz elastik bir ortam yüzeyine etkiyen dikey kuvvetin oluşturduğu gerilme alanı) oluşturulan dairesel bir tünel çevresindeki gerilmeler incelenmiştir.

Yu (1952), açıkörür gönderim tekniğini kullanarak, Greenspan çözümünü, birbirine eşit ve derinlikle değişen ($P_V = P_H = \gamma \cdot y$) birincil gerilme alanında oluşturulan açıklıklar için değiştirmişse de yatay yeryüzü sınırını göz önünde bulundurmamıştır. Sonra, McNiven ve Ewoldsen (1969), iki farklı yatay birincil gerilme ($P_H = k \cdot P_V$ ve $P_H = \text{sabit}$) durumunu da ekleyerek Mindlin'in (1939) çözümünü geliştirmişlerdir.

Daha sonra, Gerçek (1990, 1996), Mindlin'in (1939) çözümü (Şekil 9.a) ile Jeffery'nin (1920) Mindlin (1948) tarafından düzeltilen çözümünü (Şekil 9.b) birleştirerek, sığ dairesel tünel yüzeyindeki gerilmeleri veren ve çok çeşitli birincil gerilme alanlarında (Şekil 9.c) kullanılabilecek bir çözümü sunmuştur.



Şekil 9. Sığ dairesel tünel probleminde birleştirilmiş çözümün elde edilmesi (Gerçek,1990,1996).

Figure 9. Obtaining the combined solution in the problem of shallow circular tunnel (Gerçek, 1990, 1996).

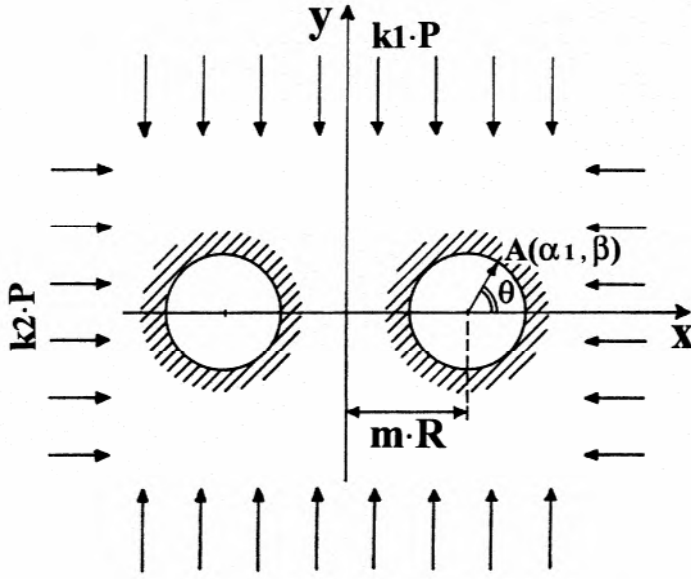
3.2.2. İki paralel dairesel tünel problemi

Jeffery (1920), iki dairesel delik içeren sonsuz plaka problemi için iki kutuplu koordinatlarda gerilme işlevlerini vermekle birlikte, tam çözümü sunmamıştır.

Ling (1948), yaygın olarak atıfta bulunulan çözümüyle; sonsuz genişlikteki elastik bir plakada, aralarındaki uzaklık değişken olan ve aynı büyüklükteki iki dairesel delik problemini, deliklerin merkezinden geçen doğrultuya dik veya paralel tek eksenli gerilme durumları ile her yönde eşit gerilmeler için çözmüştür.

Bu konudaki diğer dikkati çeken bir çözüm ise Haddon (1967) tarafından verilmiştir. Bu ilginç çözümde, farklı büyüklükte ve aralarındaki uzaklık değişken olan iki dairesel delik çevresindeki elastik gerilmeler, deliklerin merkezinden geçen doğrultuyla herhangi bir açı yapan, tek eksenli gerilme durumu için sunulmaktadır. Çözüm, problem değiştiğerlerine (deliklerin çaplarının birbirine oranına ve aralarındaki uzaklığa) bağlı olarak çok (50 ile 400 arasında değişen) sayıda terimin özenli olarak hesaplanmasını gerektirmektedir (Haddon, 1967).

Gerçek (1988b), Ling'in (1948) tek eksenli gerilme durumları için sunduğu gerilmeleri birleştirerek, aralarındaki uzaklık değişken olan, paralel iki dairesel tünel yüzeyindeki teğetsel gerilmeleri veren genelleştirilmiş bir çözüm sunmuştur. Bu çözüm, yatay ve düşey gerilmelerle tanımlanan birincil gerilme alanında açılan ve merkezleri yatay veya düşey konumlu bir doğru üzerinde olan dairesel tünel veya galerilere uygulanabilmektedir (Şekil 10).



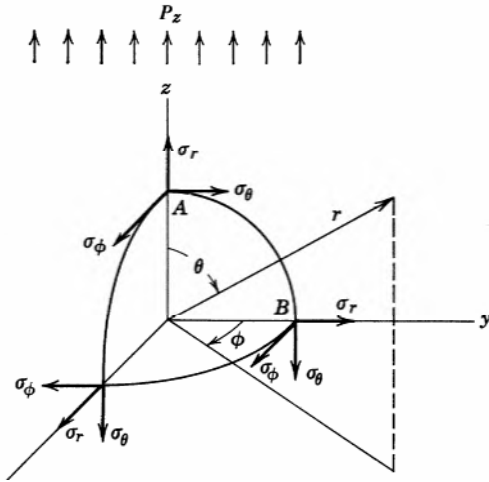
Şekil 10. Ling (1948) çözümünden türetilen çözümde problem geometrisi ve birincil gerilmeler (Gerçek, 1988a, 1996).

Figure 10. Problem geometry and in situ stresses in the solution derived from Ling's (1948) solution (Gerçek, 1988a, 1996).

4. ÜÇ BOYUTLU ÇÖZÜMLER

Üç boyutlu yeraltı açıklıklarının çevresindeki elastik gerilmeleri veren bağıntılar, ne yazık ki iki boyutlu çözümler kadar çeşitlilik göstermemektedir. Bunun temel sebebi, açıklık yüzeyinin bir koordinat sisteminde tanımlanmasını sağlayabilecek matematiksel bir işlev gerekmesidir. Bu nedenle çözülmüş ve çözülebilecek problemler sınırlı sayıdadır. Ayrıca, üç boyutlu çözümlerde elastik gerilmeleri veren bağıntılar elastik sabitler, daha açık olarak söylenecek olursa ortamın Poisson oranını, içermektedirler.

İki İngiliz, Southwell ve Gough (1926), küçük bir küresel boşluk civarındaki gerilme yığılmasını inceleyerek bu konudaki belki de ilk adımı atmışlardır. Bu çalışma, uygulamalı mekanik konusunda uzmanlaşmış olan matematikçi Sir Richard Vynne Southwell (1888-1970) ile metal yorulması konusunda öncü çalışmalarda bulunan Herbert John Gough'un (1890-1965) ortak eseridir. Çalışmada, tek eksenli gerilme alanında üç boyutlu geometrilerden en basiti olan bir küresel açıklığın çevresinde oluşan elastik gerilmelerin çözümü küresel koordinatlarda elde edilmiştir (Şekil 11). Özgün çözümdeki tek eksenli gerilmenin farklı doğrultularda etkimesi sonucu elde edilen gerilme dağılımlarının üst üste eklenmesiyle, çok eksenli gerilme alanındaki küresel boşluk çevresindeki elastik gerilmeler bulunabilmektedir.



Şekil 11. Tek eksenli gerilme alanındaki küresel bir boşluk probleminde, küresel koordinatlar ve dikey gerilme bileşenleri (Obert and Duvall, 1967).

Figure 11. Spherical coordinates and normal stress components in the problem involving a spherical cavity in a uniaxial stress field (Obert and Duvall, 1967).

Sadowsky ve Sternberg (1947, 1949), elipsoidal koordinatları kullanarak, elipsoidal boşluklar çevresindeki elastik gerilmeleri incelemişlerdir. O yıllarda her ikisi de Illinois Teknoloji Enstitüsü'nde öğretim üyesi (Assoc. Prof.) olan yazarlardan Alman asıllı Michael A. Sadowsky matematikçi ve doktora eğitiminde danışmanlık yaptığı öğrencisi Avusturya asıllı Eli Sternberg (1917-1988) ise mekanikçiydi. Sadowsky ve Sternberg (1947), önce, düşey bir elipsin uzun eksenini etrafında döndürülmesiyle elde edilen bir dönel elipsoit (*spheroid*) boşluğun, dönme eksenine dik konumda etkiyen birbirine eşit iki dikey gerilme veya makaslama gerilmesi altında çevresinde oluşan elastik gerilmeleri veren bağıntıları sunmuşlardır. Bu ikili daha sonra, asal eksenleri birbirinden farklı olan gerçek bir elipsoit boşluğun, asal eksenleri doğrultusunda etkiyen farklı dikey gerilmeler altında, çevresinde oluşan elastik gerilmeleri veren ilk çözümü elde etmişlerdir (Sadowsky and Sternberg, 1949).

İki kutuplu koordinat sisteminin üç boyuttaki karşılığı olan iki küresel (*bispherical*) koordinatlar kullanılarak, bazı üç boyutlu özel problemler için çözümler geliştirilmiştir:

- Şekil 8.a'da gösterilen yarı-sonsuz ortamdaki dairesel açıklık geometrisi y-ekseni etrafında döndürülerek, yarı-sonsuz ortamdaki küresel boşluk problemi elde edilmektedir (Tsuchida ve Nakahara, 1970).
- Benzer bir yaklaşımla, Şekil 8.b'de gösterilen sonsuz geniş plakadaki iki dairesel açıklık geometrisi x-ekseni etrafında döndürülerek, birbirine yakın iki küresel boşluk problemi incelenebilmektedir (Sternberg and Sadowsky, 1952).



5. KAYA MÜHENDİSLİĞİ UYGULAMALARI

Yeraltı açıklıkları çevresindeki elastik gerilmeleri veren matematiksel çözümlerin çok sayıda pratik uygulamaları bulunmaktadır. Bu bölümde, yukarıda incelenen bazı çözümlerin, kaya mekaniği ve kaya mühendisliği uygulamalarının son 25 yıldaki bazı örneklerine değinilecektir.

5.1. Eklemlili Kayada Açılan Yeraltı Açıklıkları Çevresindeki Kayma Bölgelerinin Kestirimi

Yeraltı açıklıkları çevresindeki elastik gerilmelerin dağılımını veren bağıntılar kullanılarak, açıklığın uzun eksenine paralel konumda eklemlili kaya kütleleri içerisinde oluşturulan açıklıklar çevresindeki kayma bölgelerinin boyutları ve şekli kestirilmeye çalışılmıştır. Kayma bölgesi (*slip zone*); açıklık çevresinde belirli bir eğim ve dayanımla tanımlanan eklem yüzeyi boyunca makaslama dayanımının aşıldığı noktalarla tanımlanan bir bölgedir. Örneğin; Daemen (1983), Kirsch çözümünü kullanarak, dairesel tünel ve kuyular için olası kayma bölgelerini belirleyen bağıntılar geliştirmiştir.

5.2. Yeraltı Açıklıklarının Etki Alanının Boyutlarının Kestirimi

Etki alanı (*zone of influence*) kavramı, bir yeraltı açıklığının "yakın çevresi" ile "uzak çevresi" arasındaki farklılığı ortaya koyarak, bu tür yapıların komşu açıklıklara göre konumlandırılmasında kolaylık sağlar. Bu alan, bir yeraltı açıklığının kazıdan önceki birincil gerilmeleri, önceden belirlenen bir dereceye kadar değiştirdiği bölge olarak tanımlanmaktadır. Bray (1987), daire ve elips kesitli yeraltı açıklıklarının etki alanlarının boyutlarının kestirimi için, Kirsch ve Inglis çözümlerini kullanarak, yarı-analitik bağıntılar geliştirmiştir.

5.3. Açıklık Geometrisinin ve Birincil Gerilme Alanının Duraylılığa Etkisi

Elastik çözümleri kullanarak yeraltı açıklıkları çevresindeki aşırı gerilme bölgelerinin kestirilmesinin yaygın örnekleri bulunmaktadır. Gerçek'in (1993) dikdörtgen açıklıklar çevresindeki elastik gerilmeleri veren çözümü, bazı araştırmacılar (Gerçek, 1993; Gerçek ve Geniş, 1995, 1996; Tsoutrelis vd., 1997) tarafından dikdörtgen kesitli yeraltı açıklıklarının duraylılığını incelemek amacıyla kullanılmıştır. Gerçek'in (1997) kemer tavanlı açıklıklar için geliştirdiği çözümü, bu tür yeraltı açıklıklarında duraylılığın yönser (anizotropik) birincil gerilme alanından etkilenmesini incelemek amacıyla kullanılmıştır (Gerçek ve Geniş, 1998, 1999).



5.4. Sayısal Gerilme Çözümlerinin Doğrulanması Örnekleri

Günümüzde yaygın kullanılan sayısal gerilme çözümlemesi programlarının (PHASE², FLAC^{2D}, FLAC^{3D} vb.) kullanım kılavuzlarında, yazılımın doğruluğunu kanıtlayan örnekler arasında dairesel tünel çözümü gibi iki boyutlu ve küre boşluk çözümü gibi üç boyutlu problemler bulunmaktadır.

5.5. AECL Yeraltı Araştırma Laboratuvarı Kazı Duraylılığı Çalışmaları

Bu konudaki son örnek de Kanada'dadaki, yaklaşık 25 yıldır süren derin bir yeraltı nükleer atık depolama tesisi tasarımı için yapılan geniş kapsamlı araştırmalardaki bir özel uygulamadır. AECL (*Atomic Energy of Canada Limited*), Kanada Kalkarı'nın batı kıyısının yakınında bulunan Lac du Bonnet granit sokulumunda inşa edilen Yeraltı Araştırma Laboratuvarı'nda (*URL: Underground Research Laboratory*) sürdürülen kazı duraylılığı çalışmalarında, Greenspan çözümünde tanımlanan elips ve ovaloid kesitli açıklıklar özel olarak kazılmış ve kazı kesiti ve konumunun duraylılığa etkileri araştırılmıştır (Read, 2004).

6. SONUÇ

Yaklaşık 110 yıl önce Kirsch'in (1898) makalesiyle başlayan ve yeraltı açıklıklarının çevresinde oluşan elastik gerilmeleri hesaplamakta kullanılan matematiksel çözümlerin günümüze kadar olan gelişimi, önemli kilometre taşları vurgulanarak özetlenmeye çalışılmıştır. Bu çözümler, geçmişte yaygın olarak kullanılmıştır. Günümüzde bunlara olan ilgi ve gereksinim, çeşitli nedenlerle, azalmış gibi görünmektedir. Ancak, kapalı tür elastik çözümler, gelecekte de kaya mekaniği ve kaya mühendisliğinin çok değerli tasarım araçları arasında yer almaya devam edecektir.

Son olarak, vurgulanması gereken bir husus da şudur: Bu tür çalışmaların benzerlerinde olduğu gibi, bu bildiride de konuyla ilgili çok değerli bazı çalışmalara değinilmemiş olabilir. Unutulan veya yazar tarafından bilinmeyen bu eserlerin sahiplerinin, bu eksikliği bilimin engin hoşgörüsüyle karşılayacakları kuşkusuzdur.



KAYNAKLAR

- Barjansky, A., 1944. The distortion of the Boussinesq field due to a circular hole. *Quart. Applied Math.*, 2 (1), 16-30.
- Bjorkman, G.S. and Richards, R., 1976. Harmonic holes - an inverse problem in elasticity. *ASME Journal of Applied Mechanics*, 43 (3), 414-418.
- Bjorkman, G.S. and Richards, R., 1979. Harmonic holes for nonconstant fields. *ASME Journal of Applied Mechanics*, 46 (3), 573-576.
- Bray, J.W. 1987. Chapter 2: Some applications of elastic theory. *Analytical and Computational Methods in Engineering Rock Mechanics*, E.T. Brown (ed.), Allen & Unwin, London, 32-94.
- Brock, J.S., 1958. The stresses around square holes with rounded corners. *Journal of Ship Research*, 2 (2), 37-41.
- Deamen, J.J.K., 1983. Slip zones for discontinuities parallel to circular tunnels or shafts. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 20 (3), 135-148.
- England, A.H., 1971. *Complex Variable Methods in Elasticity*. Wiley Interscience, London.
- Exadaktylos, G.E. and Stavropoulou, M.C., 2002. A closed-form elastic solution for tunnels and displacements around tunnels. *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci.*, 39, 905-916.
- Exadaktylos, G.E., Liolios, P.A. and Stavropoulou, M.C., 2003. A semi-analytical elastic stress-displacement solution for notched circular openings in rocks. *Int. J. Solids & Structures*, 40, 1165-1187.
- Gerçek, H., 1986. Yeraltı açıklıklarının yüzeyinde oluşan gerilmelerin hesaplanması için bazı pratik yaklaşımlar. 1. Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu Bildiriler Kitabı, Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği, Ankara, 33-60.
- Gerçek, H., 1987. Tangential stresses occurring on the boundary of square openings. *Proceedings of the 6th International Congress on Rock Mechanics, ISRM, Vol. 2, Balkema, Rotterdam*, 907-910.
- Gerçek, H., 1988a. Calculation of elastic boundary stresses for rectangular underground openings. *Mining Science and Technology*, 7, 173-182.
- Gerçek, H., 1988b. Paralel tünel veya galerilerin etkileşimi. *Madencilik*, 27 (1), 39-49.
- Gerçek, H., 1989. Kemer tavanlı bir tünelde elastik yüzey gerilmelerinin hesaplanması. Türkiye 11. Madencilik Bilimsel ve Teknik Kongresi Bildiriler Kitabı, TMMOB Maden Mühendisleri Odası, Ankara, 273-283.
- Gerçek, H., 1990. Sığ tüneller çevresindeki gerilmeler. 2. Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu Bildiriler Kitabı, Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği, Ankara, 1-16.
- Gerçek, H., 1991. Stresses around tunnels with arched roof. *Proceedings of the 7th International Congress on Rock Mech., ISRM, Vol. 2, Balkema, Rotterdam*, 1297-1299.
- Gerçek, H., 1993. Qualitative prediction of failures around noncircular openings. *Proc. Int. Symp. on Assessment and Prevention of Failure Phenomena in Rock Engineering*, A.G. Paşamehmetoğlu et al. (eds), Balkema, Rotterdam, 727-732.



- Gerçek, H. ve Geniş, M., 1995. Dairesel olmayan yeraltı açıklıklarında duraylılığın karşılaştırmalı bir incelemesi. 14. Türkiye Madencilik Kongresi Bildiriler Kitabı, TMMOB Maden Mühendisleri Odası, Ankara, 43-48.
- Gerçek, H., 1996. Special elastic solutions for underground openings. Milestones in Rock Engineering - The Bieniawski Jubilee Collection, Z.T. Bieniawski (ed.), Balkema, Rotterdam, 275-290.
- Gerçek, H. and Geniş, M., 1996. A comparative study of the effect of in situ stress field on the stability of underground openings. Proceedings EUROCK96 ISRM Symposium on Prediction and Performance in Rock Mechanics and Rock Engineering, Vol. 2, Balkema, Rotterdam, 869-874.
- Gerçek, H., 1997. An elastic solution for stresses around tunnels with conventional shapes. Proc. 36th US Rock Mech Symp. and ISRM Int. Symp., Int. J. Rock Mech & Min. Sci. (special issue) 34: 3-4, Paper No. 096.
- Gerçek, H. ve Geniş, M., 1998. Yönlerle bağlı birincil gerilme alanının yeraltı açıklıklarının duraylılığına etkisi. 4. Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu Bildiriler Kitabı, T. Ünlü (ed.), TUKMD ve ZKÜ Maden Müh. Bölümü, Zonguldak, 235-246.
- Gerçek, H. and Geniş, M., 1999. Effect of anisotropic in situ stresses on the stability of underground openings. Proceedings of the 9th International Congress on Rock Mechanics, ISRM, Vol. 1, Balkema, Rotterdam, 367-370.
- Greenspan, M., 1944. Effect of small hole on the stresses in a uniformly loaded plate. Quarterly Journal of Applied Mathematics, 2 (1), 60-71.
- Griffith, A.A., 1920. The phenomena of rupture and flow in solids. Phil. Trans. Roy. Soc. London, Series A, 221, 163-198.
- Griffith, A.A., 1924. The theory of rupture. Proc. Fifth Int. Congress for Applied Mechanics, Bienzeno and Burgess (eds), J. Waltman Jr. Press, Delft, 55-63.
- Haddon, A.W., 1967. Stresses in an infinite plate with two unequal circular holes. Quart. J. Mech. & Applied Math., 20, 277-291.
- Heller, S.R., Brock, J.S. and Bart, R., 1958. The stresses around rectangular opening with rounded corners in a uniformly loaded plate. Proc. of the Third US National Congress on Applied Mechanics, 11-14 June 1958, Providence, RI, ASME, 357-368.
- Heller, S.R., 1969. Stress concentration factors for a rectangular opening with rounded corners in a biaxially loaded plate. Journal of Ship Research, 13 (3), 178-184.
- Hiromatsu, Y. and Oka, Y., 1962. Stress around a shaft or level excavated in ground with a three-dimensional stress state. Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyoto University, 24, 56-76.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1980. Underground Excavations in Rock. IMM, London.
- Inglis, C.E., 1913. Stresses in a plate due to presence of cracks and sharp corners. Trans. Inst. Naval. Arch., 55, 219-230.
- Jeager, J.C. and Cook, N.G.W., 1976. Fundamentals of Rock Mechanics, 2nd edn. Chapman and Hall, London.
- Jeffrey, G.B., 1920. Plane stress and plane strain in bipolar coordinates. Trans. Royal Soc. (Section A) 221, 265-293.



- Kirsch, G., 1898. Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre, Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure, 42 (29), 797-807.
- Kolosov, G.V., 1909. On an application of the theory of functions of complex variables to the mathematical plane elasticity problem. Doctoral thesis, Sankt-Petersburg, 187 pp.
- Ling, C.B., 1948. On the stresses in a plate containing two circular holes. J. Appl. Physics, 19, 77-82.
- Malvern, L.E., 1969. Introduction to Mechanics of A Continuous Medium. Parentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ.
- McNiven, H.D. and Ewoldsen, H.M., 1969. Rockbolting of tunnels for structural support, part I - theoretical analysis. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 6, 465-481.
- Mindlin, R.D., 1939. Stress distribution around a tunnel. Trans. ASCE, 105, 619-642.
- Mindlin, R.D., 1948. Stress distribution around a hole near the edge of a plate under tension. Proc.. Soc. Exp. Stress Analysis, 5, 56-68.
- Muskhelishvili, N.I., 1953. Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity. 3rd edn., J.R.M. Radok (trans.), Noordhoff, Groningen.
- Obert, L. & Duvall, W.I., 1967. Rock Mechanics and Design of Structures in Rock, John Wiley & Sons, New York.
- Read, R.S., 2004. 20 years of excavation response studies at AECL's Underground Research Laboratory. Int. J. Rock Mech. & Min. Sci., 41, 1251-1275.
- Richards, R. and Bjorkman, G.S., 1978. Optimum shapes for unlined tunnels and cavities. Engineering Geology, 12, 171-179.
- Rudnick, I., 2008. Acoustical Society of America Gold Medal Award - 1983: Martin Greenspan, <http://asa.aip.org/encomia/gold/greenspan.html>
- Sadowsky, M.A. and Sternberg, E., 1947. Stress concentration around an ellipsoidal cavity in an infinite body under arbitrary plane stress perpendicular to the axis of revolution of the cavity. ASME J. Appl. Mech., 14 (3), A191-201.
- Sadowsky, M.A. and Sternberg, E., 1949. Stress concentration around a triaxial ellipsoidal cavity. Trans. ASME J. Appl. Mech., 16, 149-157.
- Savin, G.N., 1961. Stress Concentration Around Holes, Trans. E. Gros, Pergamon Press, London.
- Sokolnikoff, I.S., 1956. Mathematical Theory of Elasticity, McGraw-Hill, New York.
- Southwell, R.V. and Gough, H.J., 1926. On the concentration of stress in the neighbourhood of a small spherical flaw. Philosophical Magazine, 71-86.
- Sternberg, E. and Sadowsky, M.A., 1952. On the axisymmetric problem of the theory of elasticity for an infinite region containing two spherical cavities. J. Appl. Mech., 19, 19-27.
- Terzaghi, K. and Richart, F.E., 1952. Stresses in rock about cavities. Geotechnique, 3 (2), 57-90.
- Tsoutrelis, C.H., Exadaktylos, G.E., Nomikos, P. and Asbestas, G., 1997. Roof stability of underground openings in a marble quarry. Tech. Cron. Sci. J. TCG, 5 (1-2), 17-31.



Tsuchida, E. and Nakahara, I., 1970. Three - dimensional stress concentration around a spherical cavity in a semi-infinite elastic body. Japan Soc. Mech. Eng. Bulletin, 13 (58), 499-508.

Yu, Y.Y., 1952. Gravitational stresses on deep tunnels. J. Appl. Mech., 19, 537-542.



Ankara'daki grovakların kaya kütlesi karakterizasyonu ve bu kayada açılacak dairesel kesitli tünellerin duraylılığına ilişkin değerlendirmeler

Rock mass characterization of the greywackes in Ankara and stability assessments of circular tunnels within the rock

Nihat S. IŞIK¹, Reşat ULUSAY², Vedat DOYURAN³

¹ Gazi Üniversitesi, Teknik Eğitim Fakültesi, Yapı Bölümü, Beşevler, Ankara

² Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 06800 Beytepe, Ankara

³ ODTÜ, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Ankara

ÖZ

Ankara'daki hızlı kentleşme, özellikle kentin güney ve güneybatısında, oldukça kırıklı bir yapıya sahip grovakların yüzeyletiği alanlarda da yoğun yapılaşmaya neden olmuştur. Dolayısıyla bu grovaklarda yüksek binaların inşası ve derin kazılar ile yeraltı açıklıklarına duyulan gereksinim nedeniyle, grovak kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin ve davranışının belirlenmesi giderek önem kazanmaktadır. Bu çalışmada; Ankara'nın değişik kesimlerindeki grovaklarda kaya kütlesi özellikleri belirlenmiş, presiyometre deneyleriyle kaya kütlesinin deformasyon modülleri tayin edilmiş ve deformasyon modülünün kestirimi amacıyla GSI ve RMR'ı esas alan görgül ilişkiler geliştirilmiştir. Ayrıca kentin güney kesiminde grovaklarda açılmakta olan bir atık su tüneli ile gelecekte aynı birim içerisinde inşası olası yeraltı açıklıkları dikkate alınarak, kaya kütlesi davranışını belirlemek amacıyla farklı GSI değerleri ve örtü derinlikleri için dairesel kesitli tünellerin analitik ve nümerik analizleri yapılarak bu açıklıkların duraylılığı irdelenmiştir. Analiz sonuçları, tünel derinliğine bağlı olarak, GSI'nin 25'ten küçük değerlerinde grovak kaya kütlelerinin tünel duraylılığı açısından sorun yaratabileceğini göstermiştir.

Anahtar Kelimeler: Grovak, GSI, RMR, tünel, nümerik analiz, analitik çözüm, Ankara

ABSTRACT

Rapid urbanization in Ankara resulted in a dense construction particularly at the the south and southwestern parts of the city where heavily broken greywacke rock masses crop out. Due to construction of high-rise buildings, and recent and future needs to deep excavations and underground openings in the greywackes, determination and assessment of their geomechanical properties and behaviors are gradually gaining importance. In this study, rock mass properties of the greywackes at different parts of Ankara and rock mass deformation modulus were determined by pressuremeter tests, and empirical relationships based on GSI and RMR values were established to estimate the in-situ deformation modulus. In addition, by considering a sewage tunnel, which is opened in these greywackes and still under construction, and the possible future underground constructions in the same unit, in order to assess the rock mass behavior analytical and numerical analyses of circular underground openings were performed for different values of GSI and overburden thickness. The results of the analysis suggest that the greywacke rock masses having GSI values lower than 25 may cause stability problems depending on tunnel depth.

Key Words: Greywacke, GSI, RMR, tunnel, numerical analysis, analytical solution, Ankara



1. GİRİŞ

Türkiye'nin başkenti Ankara'nın nüfusunun giderek artması, kentin özellikle güney ve batı yönlerinde genişlemesine neden olmuştur. Kentin yoğun olarak yapılaşan güney ve güneybatı kısımları Dikmen grovakları (Akyürek vd., 1984) olarak adlandırılan birimin üzerindedir. Bu nedenle, bu grovakların jeomekanik özelliklerinin ve mekanik davranışlarının belirlenip değerlendirilmesi, yüksek yapıların temelleri ile derin kazıların ve yeraltı açıklıklarının tasarımı gibi birçok mühendislik uygulaması için gerekli olmaktadır. Bunun yanı sıra, Ankara'da ilk kez bir atıksu tünelinin inşasına da kaya kütlesi karakteri aşırı kırıklıdan blokluya doğru değişen grovaklar içerisinde başlanmıştır.

Bu çalışmada; grovakların kaya kütlesi özelliklerinin belirlenmesi, deformasyon modüllerinin presiyometre deneyleri ile tayini ve kaya kütlesi karakterizasyonu parametrelerini esas alan görgül eşitlikler geliştirilerek deformasyon modülünün kestiriminin yanı sıra, bu birimde inşa edilebilecek yeraltı açıklıklarının duraylılığının farklı koşullar gözetilerek analitik ve sayısal yöntemlerle araştırılması amaçlanmıştır. Bu amaçla, kent içinde seçilen yerlerde kaya kütlesinin karakterizasyonuna yönelik olarak grovak yüzleklerinde ölçümler alınmış, sondaj kuyularında presiyometre deneyleri ile laboratuvar da bazı jeomekanik deneyler yapılmış olup, bu veriler kullanılarak ve regresyon analizleri yapılarak kaya kütlesinin deformasyon modülünün kestirimi amacıyla eşitlikler geliştirilmiştir. Ayrıca analitik ve nümerik yöntemlerden de yararlanılarak tünel duraylılığı değerlendirilmiştir.

2. GROVAKLARIN JEO-MÜHENDİSLİK ÖZELLİKLERİ

2.1. Kaya Kütlesi Karakterizasyonu

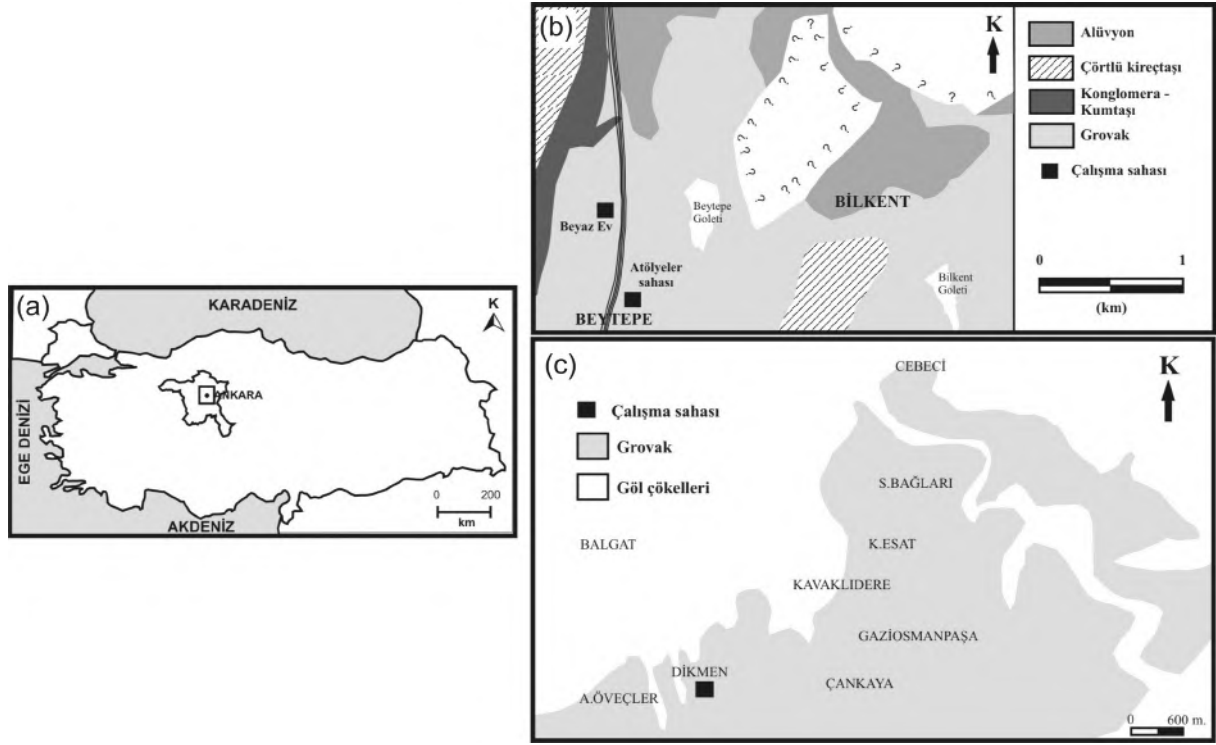
Yoğun yapılaşmadan dolayı Ankara'da grovaklardan örnek alınabilecek, aynalarda çalışılabilecek ve sondaj makinesinin girebileceği uygun yerler oldukça sınırlıdır. Kentin güneybatısında bulunan Hacettepe Üniversitesi Beytepe Yerleşkesi ile Dikmen semtindeki Ceyhun Atıf Karsu Caddesi, grovak kaya kütlelerinin tipik olarak gözlenebildiği bazı yarmalar ve yamaçlar örnekleme ve presiyometre deneylerinin yapılması amacıyla seçilmiştir (Şekil 1).

Beytepe Yerleşkesi'nde Beyaz Ev ve Atölyeler alanlarındaki grovaklar farklı kaya kütlesi karakteristiklerine sahiptirler. Her iki alandaki grovaklar; kahverengiden sarıya değişen renklere ve hem mikro hem de makro ölçeğe aşırı derecede makaslanmış, ileri derecede kırıklı bir yapıya sahiptirler (Şekil 2a). Bununla birlikte, Atölyeler alanındaki grovaklar Beyaz Ev alanındaki grovaklara kıyasla göreceli olarak daha iyi kaya kütlesi özelliğine sahiptir. Dikmen bölgesinde yüzeylenen grovaklar bloklu bir yapıya (Şekil 2b) sahip olup, Beytepe Yerleşkesi'ndeki grovaklardan daha iri tanelidir (Şekil 2b). Bu grovaklar da mikro ve makro ölçeğe çatlaklar içermektedir.

Aşırı derecede ayrılmış-makaslanmış grovak kaya kütlesi hemen her yönde gelişmiş süreksizlikler içerdiğinden, kaya kütlesi karakterizasyonu amacıyla ISRM (2007) tarafından önerilen yöntem uygulanamamıştır. Bu nedenle, aynalarda pencere haritalama tekniği tercih edilmiş ve kaya kütlesi karakterizasyonu Jeolojik Dayanım İndeksi (GSI) sınıflandırması kullanılarak yapılmıştır. GSI ilk kez Hoek ve Brown (1997) tarafından geliştirilmiş, daha sonra Hoek (1999) tarafından modifiye edilmiştir. Sönmez ve Ulusay (1999, 2002) ise, sistemin kantitatif versiyonlarını geliştirmişlerdir. Bu çalışmada, Sönmez ve Ulusay (2002) tarafından önerilen en son kantitatif GSI abağı kullanılmıştır. Grovak kaya kütleleri ayrıca Kaya Kütlesi Puanı (RMR) Sistemi (Bieniawski, 1989) ile de değerlendirilmiştir. Süreksizliklerin gelişigüzel yönlenmiş ve süreksizlik aralıklarının çok dar olması nedeniyle, süreksizlik düzeltmesi yapılmamış temel RMR değerleri hesaplanmıştır. İncelenen alanlar için

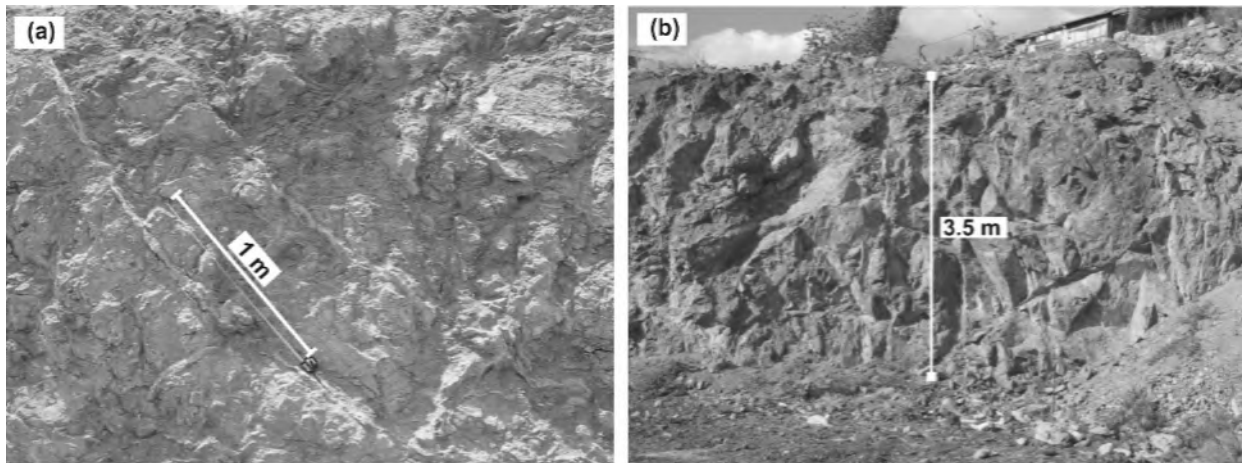


GSI'nin değişim aralıkları Şekil 3'te verilen kantitatif GSI abağında ayrı ayrı gösterilmiş olup, tüm alanlar dikkate alındığında, GSI 8 ile 53 arasında değişmektedir. RMR değerleri ise, 27 ve 61 arasındadır.



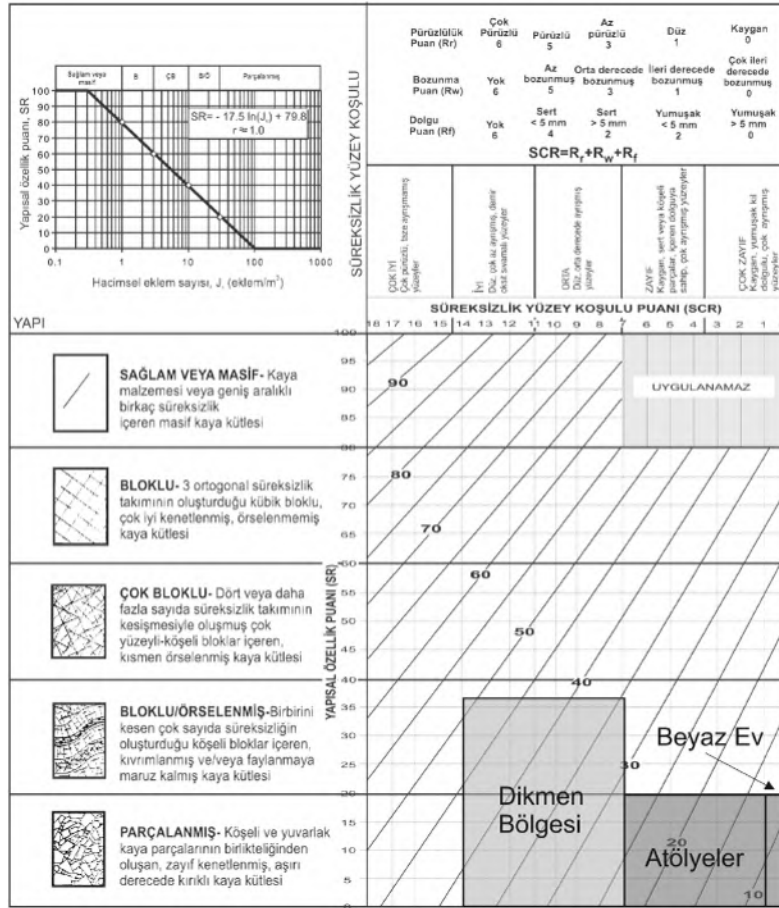
Şekil 1. (a) Ankara'nın yer bulduru haritası, (b) Beytepe Yerleşkesi'nin jeoloji haritası (Özilcan, 2004'ten değiştirilerek) ve (c) Ankara'nın güneyinde grovakların dağılımı (Nurlu, 1996'dan değiştirilerek).

Figure 1. (a) Location map of Ankara, (b) geological map of Beytepe Campus (modified from Özilcan, 2004) and (c) distribution of the greywackes at the southern part of Ankara (modified from Nurlu, 1996) .



Şekil 2. (a) Beytepe Yerleşkesi ve (b) Dikmen semtindeki grovak kaya kütlelerinden görüntüler.

Figure 2. Views from the greywacke rock masses in (a) Beytepe Campus and (b) Dikmen district.



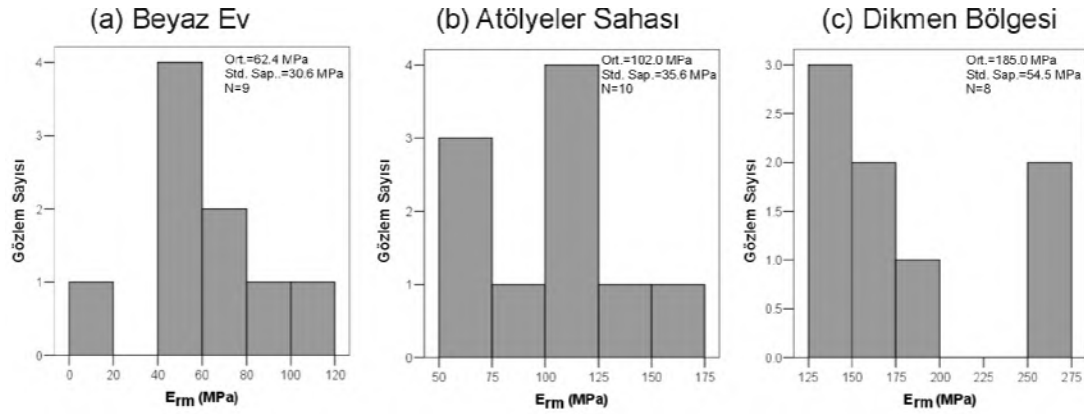
Şekil 3. Grovaplara ait GSI değerlerinin incelenen alanlardaki değişiminin kantitatif GSI abağındaki (Sönmez ve Ulusay, 2002) değişim aralıkları.

Figure 3. The range of GSI values of the greywackes on the quantitative GSI chart (Sönmez and Ulusay, 2002).

2.2. Deneysel Çalışmalar

Grovaplarda malzeme suyla çok kolay bir şekilde dağılabildiği için karotlu sondaj yapılamamıştır. Bunun yerine ucu güçlendirilmiş sürekli burgu kullanılarak presiometre sondajları açılmış ve sondaj duvarlarının en az düzeyde örselenmesi sağlanmıştır. İkisi Dikmen'de ve altısı ise Hacettepe Üniversitesi BeytepeYerleşkesi'nde olmak üzere, toplam sekiz presiometre sondajı açılmış bu sondajlarda toplam 27 presiometre deneyi ASTM (2000) standartlarına göre yapılmıştır (Işık vd., 2008). Deneylerin çok azında plastik aşamaya geçilebilmiş, ancak elastik aşamada deformasyon modülleri hesaplanmıştır. Presiometre deneylerinden elde edilen deformasyon modülleri 16.1 ile 272.2 MPa arasında değişmekte olup, ortalama deformasyon modülü 112.8 MPa, standart sapma ise 63.3 MPa olarak belirlenmiştir (Şekil 4).

Presiometre deneylerinin yanı sıra, kaya malzemesi özelliklerinin belirlenmesi amacıyla grovak örnekleri üzerinde laboratuvar deneyleri de yapılmıştır. Grovaplardan aşırı zayıf doğasından dolayı çok az blok örnek alınabilmiş ve bu bloklardan tek eksenli sıkışma deneyleri için uygun boyutlarda sadece üç adet karot örneği elde edilebilmiştir. Bu nedenle, sınırlı sayıda tek eksenli sıkışma deneyinin yanı sıra, Schmidt çekici ve disk makaslama dayanım indeksi (Ulusay vd., 2001; ISRM, 2007) gibi indeks deneyler de yapılarak, tek eksenli sıkışma dayanımı dolaylı yoldan da tahmin edilmiştir. Deneyler sonucunda grovaplardan ortalama tek eksenli sıkışma dayanımı 15 MPa olarak belirlenmiştir.



Şekil 4. Presiyometre deneylerinden elde edilen deformasyon modüllerine ait histogramlar.
Figure 4. Histograms of the deformation modulus obtained from the pressuremeter tests.

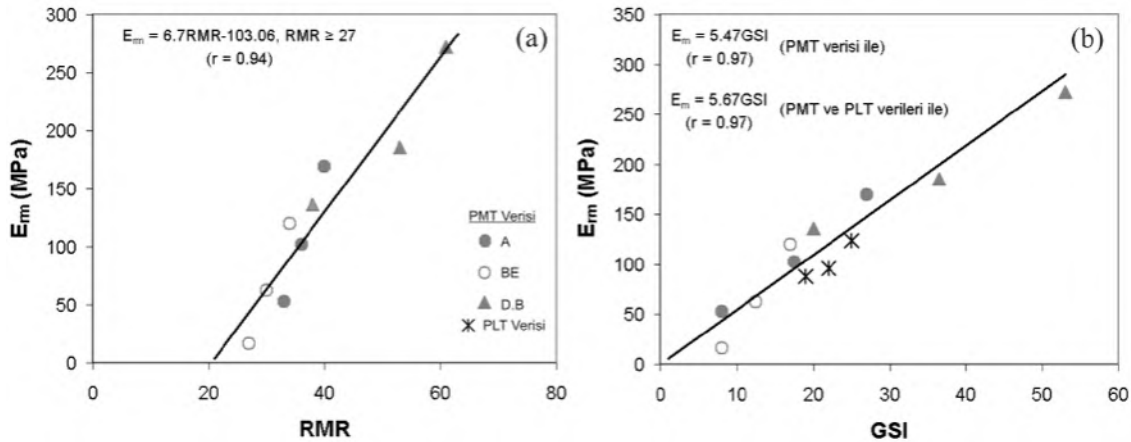
2.3. Deformasyon Modülünün Görgül Eşitliklerle Kestirimi

Grovakların deformasyon modüllerinin (E_{rm}) kestirimi için presiyometre deneylerinden elde edilen deformasyon modülleri ile GSI ve RMR değerleri arasında regresyon analizleri yapılmıştır. Grovaklardan sondajlar aracılığıyla karot alınması mümkün olamadığı için, sondajlar kaya kütlesi karakterizasyonu için yararlanılan aynalara 2 – 3 m uzaklıkta yapılmış ve kaya kütlesinin GSI ve RMR değerleri aynalardan belirlenmiştir. Her bir sondaj lokasyonunda belirlenen en düşük, ortalama ve en yüksek deformasyon modülü değerlerinin aynalardan elde edilen en düşük, ortalama ve en yüksek, RMR ve GSI değerlerine karşı geldiği varsayılmıştır. Yapılan doğrusal regresyon, analizlerinden hem RMR – E_{rm} , hem de GSI – E_{rm} ilişkileri için yüksek korelasyon katsayısını veren aşağıdaki görgül ilişkiler elde edilmiştir (Şekil 5).

$$E_{rm} = 5.47 \text{ GSI} \quad (1)$$

$$E_{rm} = 6.7 \text{ RMR} - 103.06 \quad (\text{RMR} \geq 27) \quad (2)$$

Sönmez vd. (2008), Beyaz Ev'in kuzeyindeki bir lokasyonda üç noktada plaka yükleme deneyleri yapmışlardır. Bu deneylerin sonuçları da bu çalışmaya ait veriye eklenerek GSI ile E_{rm} arasındaki regresyon analizleri yinelenmiştir. Bu durumda kestirim eşitliğinin katsayısı az miktarda artmış (5.47 den 5.67'ye), ancak korelasyon katsayısı değişmemiştir (Şekil 5b).



Şekil 5. (a) RMR- E_{rm} ve (b) GSI- E_{rm} ilişkileri (PMT: Bu çalışmaya ait veri, PLT: Sönmez vd. (2008)'ne ait veri)

Figure 5. (a) RMR- E_{rm} and (b) GSI- E_{rm} relationships (PMT: This study, PLT: Data from Sönmez et al., 2008)

3. GROVAKLARDA AÇILACAK DAİRESEL KESİTLİ TÜNELLERİN DURAYLILIKLARININ DEĞERLENDİRİLMESİ

Farklı kaya kütlesi karakterine sahip Anakara'daki grovaklarda yaklaşık 3 m genişliğinde ve yüksekliğinde ve iki kilometre uzunluğunda bir atık su tüneli Dikmen Vadisi'nden, Ankara'nın güneyindeki güney kuşaklama kanalına bağlanmak üzere açılmaya başlanmış olup (Şekil 6), bu tünel kentteki grovaklarda inşa edilen ilk yeraltı yapısıdır. Tünel güzergahı boyunca topoğrafyaya bağlı olarak, tünelin derinliği yaklaşık 10 ile 50 m arasında değişmektedir. Gerek bu atık su tüneli, gerekse grovak içerisinde gelecekte açılması olası yeraltı açıklıkları dikkate alınarak, GSI değeri 8 ve 53 arasında değişen grovak kaya kütlelerinde açılacak dairesel kesitli tüneller için analizler yapılmıştır. Analizler 10, 20, 30, 40 ve 50 m tünel derinlikleri için yapılmış olup, bu analizlerde kaya kütlelerinin deformasyon modülleri GSI esas alınarak geliştirilen görgül yaklaşımdan (Şekil 5b) hesaplanmıştır. Kaya kütlelerinin dayanımı ise, yine GSI'a bağlı olarak Hoek ve Brown yenilme ölçütünün Sönmez ve Ulusay (2002) tarafından önerildiği şekliyle belirlenmiştir. Hesaplamalarda kaya malzemesinin tek eksenli sıkışma dayanımı olarak, grovaklar için belirlenen ortalama değer (15 MPa) kullanılmıştır. Arazi gözlemlerinde yeraltısuyuna rastlanmadığından, analizlerde grovaklar kuru kabul edilmiş ve yanal gerilmenin düşey gerilmeye oranı ise 1 alınmıştır. Kazı sonrasında kısa dönemli koşul açısından destek sistemleri yerleştirilmeden önceki durumun en kritik olabileceği düşünülerek, analizler desteksiz açıklıklar için yapılmıştır.

Analitik dairesel tünel çözümlemeleri, Carranza-Torres (2004) tarafından geliştirilen elasto-plastik çözüm yöntemi kullanılarak yapılmış ve bu analizlerden biri de Flac (2002) yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen sonlu farklar yöntemi çözümüyle karşılaştırılmıştır.



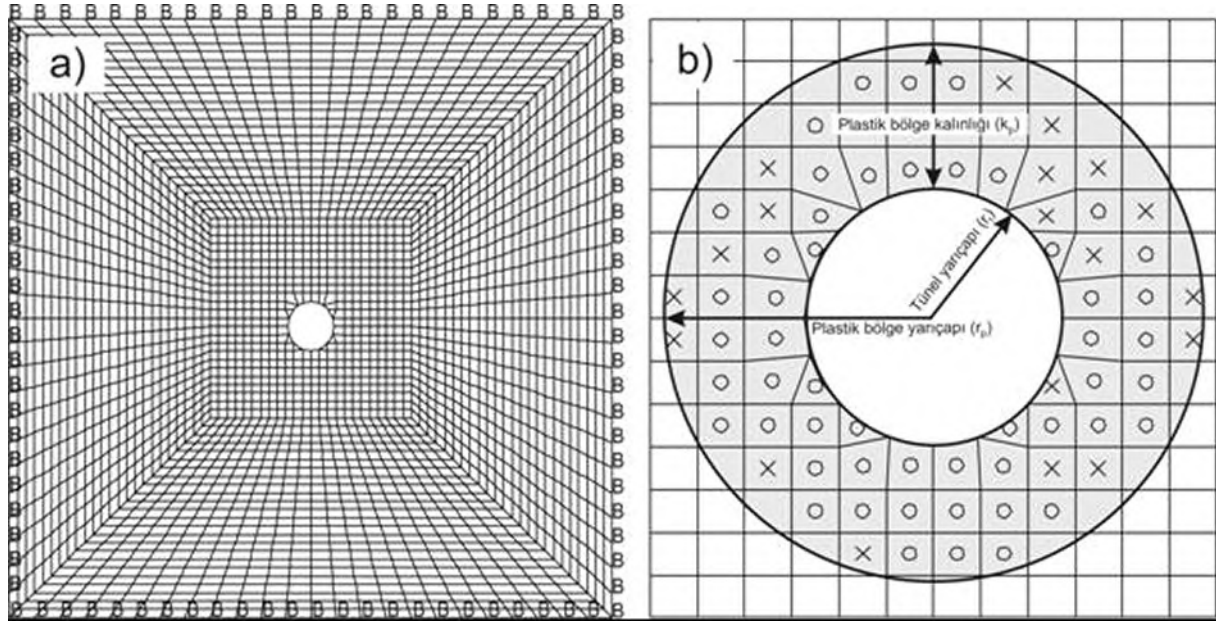
Şekil 6. Dikmen Vadisi'nde açılmakta olan atık su tünelinin yaklaşımı.

Figure 6. Portal of the sewage tunnel under construction in Dikmen Valley.

3.1. Sonlu Farklar Çözümü

Sayısal analizde GSI=10 olan kaya kütlesi içerisinde 30 m derinlikte 3 m çaplı bir tünelin simülasyonu Flac (2002) adlı program kullanılarak yapılmıştır. Flac, mühendislik mekaniği hesaplamalarında kullanılan bir sonlu farklar programıdır. Hesaplama yöntemi Lagranj sistemine dayanır ve bu yöntemle yüksek deformasyonlar ve malzeme yenilmesi içeren problemler modellenabilmektedir (Flac, 2002). Statik bir problemin çözümünde de dinamik hareket denklemleri kullanılır ve böylece modellenen sistem duraysız bile olsa sayısal çözüme

devam edilebilir. Gerilme ve kuvvetlerden dinamik hareket denklemleri ile hız ve deformasyonlar ve bundan sonra hızlardan birim deformasyonlar ve yeni gerilmeler hesaplanır. Bu gerilmelerden de tekrar hız ve deformasyonlar hesaplanır ve bu işlem problem çözülene değin adım adım devam eder. Analizde kullanılan sonlu farklar ağı ve analiz sonucunda belirlenen plastik bölgeler sırasıyla Şekil 7a ve 7b'de verilmiştir. Aynı problem analitik yöntemle çözüldüğünde, plastik bölge yarıçapının 3.35 m olduğu belirlenmiş olup, bu değer sayısal simülasyonla elde edilen değerle (3.2 m) uyumludur.



Şekil 7. (a) Sonlu farklar analizinde kullanılan grid ağı ve sınır koşulları, (b) sonlu farklar analizinden elde edilen plastik bölgeler.

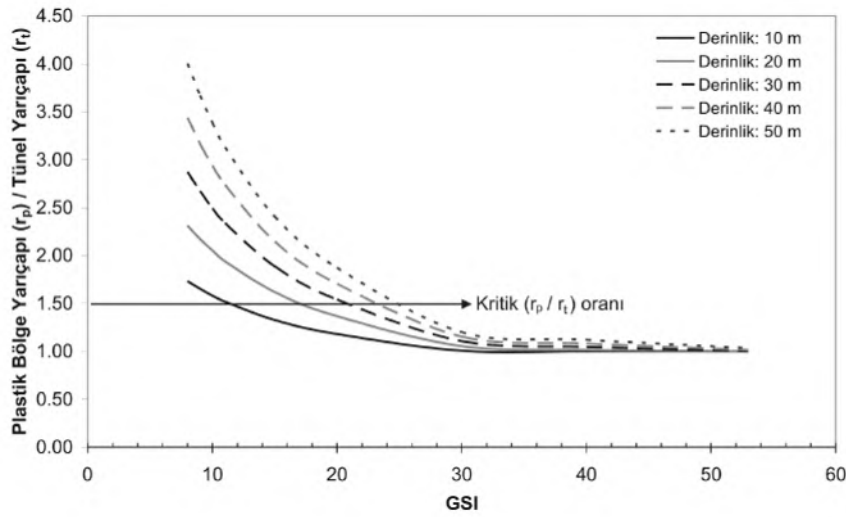
Figure 7. (a) Grid mesh and boundary conditions used in finite difference analysis, (b) plastic zones obtained from finite difference analysis.

3.2. Analitik Çözümler

Kaya mekaniğinin temel problemlerinden biri de, dairesel bir yeraltı açıklığının etrafında oluşan plastik bölgenin ve açıklık deformasyonlarının kestirimidir. Bu amaçla sonlu elemanlar ve sonlu farklar gibi nümerik yöntemlerin yanı sıra, analitik yöntemler de kullanılabilir. Carranza-Torres (2004)'ün geliştirdiği analitik yöntem genelleştirilmiş Hoek ve Brown (1997) yenilme ölçütünü dikkate aldığından, bu çalışmada kullanılması uygun görülmüştür. Analitik çözüm yöntemi sayısal analizlere göre çok daha hızlı olmakla birlikte, tünelin dairesel kesitli ve gerilme alanının hidrostatik olması, kaya kütlelerinin izotropik ve yenilmelerin ana süreksizlikler tarafından kontrol edilmediği gibi varsayımlara dayanmaktadır. Daha önce de belirtildiği gibi, GSI değerleri 8 ile 53 arasında değişen grovak kaya kütlelerinde, 10, 20, 30, 40 ve 50 m derinlikler için dairesel kesitli tünellerin analizleri yapılmıştır. Sonlu farklar analizleri ile analitik çözümler uyumlu sonuçlar verdiği için, analizlerin devamında sadece analitik yöntem kullanılmıştır. Bir tüneli kuşatan kaya kütlelerinin plastik yenilmesi o tünelin çökeceği anlamına gelmemektedir. Yenilmeye maruz kalan malzeme bu durumda bile azımsanmayacak bir dayanıma sahip olup, tünel çapıyla karşılaştırıldığında plastik zonun yarıçapı küçüktür ve yenilmenin belirgin göstergeleri taze kırıklar ile az miktardaki dökülme ve kavraklanmalardır (Hoek vd., 1995). Bu durum gözönüne alınarak, bu çalışmada, plastik zonun kritik olabilmesi için bu zonun kalınlığının tünel

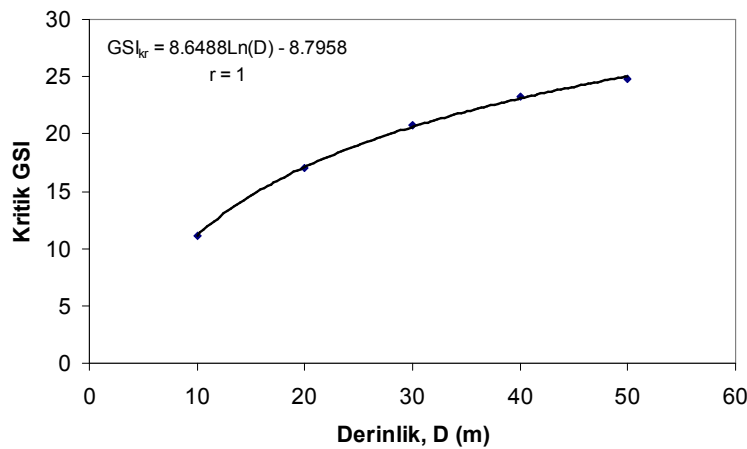


yarıçapının yarısına eşit veya daha fazla olması gerektiği bir ölçüt olarak dikkate alınmıştır. Şekil 8, farklı derinliklerde GSI değerlerine karşılık gelen plastik bölge yarıçapının tünel yarıçapına oranını göstermektedir. Şekil 8’de y-ekseninde verilen oran normalize edilmiş bir değer olduğu için, bu grafikten farklı çaplardaki tüneller için de yararlanılabileceği dikkate alınmalıdır. Bu oran için kritik değerin 1.5 olacağı yaklaşımla, her bir derinlik değeri için kritik oran değerine karşılık gelen GSI değerleri Şekil 8’den belirlenmiş ve Şekil 9’da verilen kritik GSI değerleri ile tünel derinliği ilişkisi elde edilmiştir. Şekil 9’dan görüleceği gibi, tünel derinliğine koşut olarak, $GSI \leq 25$ koşulunda Ankara’daki grovak kaya kütleleri tünel duraylılığı açısından sorun yaratabilecek bir kaya kütlesi olma özelliğini taşımaktadır. Bu nedenle, tünel açılması sırasında GSI değerinin kritik değerlere düştüğü kesimlerde özellikle dikkat edilmesi gerekmektedir. Bunun yanı sıra, grovaklar için belirlenen RMR değişim aralığının alt sınırı olan $RMR=27$ değeri dikkate alındığında, 3 m’den daha geniş çaplı tüneller için RMR-Desteksiz Kalma Süresi abağından (Bieniawski, 1989) ani çökme durumunun söz konusu olabileceği anlaşılmaktadır. Bu belirleme, yukarıda tartışılan analiz sonuçlarını desteklemektedir.



Şekil 8. Farklı derinliklerde GSI değerlerine karşılık gelen plastik bölge yarıçapının tünel yarıçapına oranı.

Figure 8. The ratio of tunnel diameter to diameter of plastic zone corresponding to GSI values for different depths.



Şekil 9. Kritik GSI değerleri ile tünel derinliği ilişkisi.

Figure 9. Relationship between critical GSI values and tunnel depth.



4. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, Ankara'nın güney kesimlerindeki ileri derecede kırıklıdan makaslanmışa kadar değişen bir yapıya sahip olan grovaklar, kaya kütlesi özellikleri ve bu malzemeler içinde açılacak dairesel kesitli tünellerin duraylılığına etkileri açısından değerlendirilmiştir. Buna göre, grovaklarda GSI 8 ile 53, RMR ise 27 ile 61 arasında değişmekte olup, bu birim farklılıklar sunan heterojen bir kaya kütlesi karakterine sahiptir. Grovaklarda yapılan presiyometre deneylerinden elde edilen deformasyon modülleri ile sondajlara çok yakın aynalardan elde edilen RMR ve GSI değerleri arasında korelasyon katsayısı çok yüksek olan doğrusal ilişkiler belirlenmiştir. Bu ilişkiler kullanılarak Ankara yerleşimindeki grovakların deformasyon modüllerinin kestirimi mümkün olabilir.

Grovak kaya kütlesi içinde açılacak dairesel kesitli tünellerin duraylılığı farklı GSI ve derinlik değerleri için analitik ve nümerik yöntemlerle incelenmiştir. Bu analizlerin sonuçlarına göre, tünel derinliğine koşut olarak, $GSI \leq 25$ koşulunda Ankara'daki grovak kaya kütleleri tünel duraylılığı açısından sorun yaratabilecek bir kaya kütlesi olma özelliğini taşımaktadır. Bu nedenle, tünel açılması sırasında GSI değerinin kritik değerlere düştüğü kesimlerde özellikle dikkat edilmesi gerekmektedir. Bunun yanı sıra, grovaklar için belirlenen RMR puanının alt sınırına göre, 3 m'den daha geniş çaplı tüneller için ani çökme durumunun söz konusu olabileceği anlaşılmaktadır. Bu belirleme, analiz sonuçlarını desteklemektedir.

KAYNAKLAR

- Akyürek, B., Bilginer, E., Akbaş, B., Hepşen, N., Pehlivan, S., Sunu, O., Soysal, Y., Dağ, Z., Çatal, E., Sözeri, B., Yıldırım, H. ve Hakyemez, Y., 1984. Ankara-Elmadag-Kalecik ve çevresinin jeolojik özellikleri. Jeoloji Mühendisliği, 20, 31-46.
- ASTM, 2000. Standard test method for pressuremeter testing in soils: Annual Book of ASTM Standards. ASTM Publications, Philadelphia.
- Bieniawski, Z.T., 1989. Engineering Rock Mass Classifications. John Wiley and Sons, New York, 237 pp.
- Carranza-Torres, C., 2004, Elasto-plastic solution of tunnel problems using the generalized form of the Hoek-Brown failure criterion. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Special Issue, Proceedings of the ISRM Sinorock 2004 Symposium, J. A. Hudson and Xia-Ting Feng (eds.), 41 (3), Paper 2B 28, 408-481
- Flac, 2002. Fast Lagrangian Analysis of Continua Users Guide. Itasca Consulting Group, Inc. Minnesota-55415.
- Hoek, E., 1999. Putting numbers to geology - an engineer's view point. Quarterly Journal of Engineering Geology, 32, 1 – 19.
- Hoek, E., and Brown, E.T., 1997. Practical estimates of rock mass strength. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 34(8), 1165 – 1186.
- Hoek, E., Kaiser, R.K., and Bawden, W.F., 1995. Support of Underground Excavations in Hard Rocks. A.A. Balkema, Rotterdam, 215 pp.
- ISRM, 2007. The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring. R. Ulusay and J.A. Hudson (eds.), Suggested Methods Prepared by the Commission on Testing Methods, International Society for Rock Mechanics,



Compilation Arranged by the ISRM Turkish National Group, Kozan Ofset, Ankara, Turkey, 628 pp.

- Işık, N.S., Ulusay, R., and Doyuran, V., 2008. Deformation modulus of heavily jointed-sheared and blocky greywackes by pressuremeter tests: Numerical, experimental and empirical assessments. *Engineering Geology* (baskıda).
- Nurlu, Y.E., 1996. Ankara grovaklarının bozunma derecelerinin saptanması-sınıflandırılması ve haritalanması. Y. Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Ankara.
- Ozilcan, S., 2004. Anakaranın batı kesimindeki zeminlerin jeomühendislik özellikleri. Y. Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Ankara.
- Sönmez, H., and Ulusay, R., 1999. Modifications to the geological strength index (GSI) and their applicability to stability of slopes. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 36 (6), 219 – 233.
- Sönmez, H., and Ulusay, R., 2002. A discussion on the Hoek – Brown failure criterion and suggested modifications to the criterion verified by slope stability case studies. *Yerbilimleri*, 26, 77 – 99.
- Sönmez, H., Gürkan, B., and Sönmez, B., 2008. Engineering characteristics of Ankara greywacke under the foundation of the Beytepe open air theatre, Ankara, Turkey. *Environmental Geology* (baskıda).
- Ulusay, R., Gökçeoğlu, C., and Sülükçü, S., 2001. Draft ISRM suggested method for determining block punch strength index (BPI). *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38, 1113 – 1119.



İstanbul Metrosu 4.Levent - Ayazağa Hattı Üzerindeki Sanayi İstasyonu Kuzey Konkorsu Duvarlarında Oluşan Deformasyonların Değerlendirilmesi

Evaluation of time depended deformation on the concourse wall of the Sanayi station

Y. Mahmutoğlu

İTÜ Maden Fakültesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 34469 Maslak, İstanbul
(E-mail: yilmazm@itu.edu.tr)

B.Kimençe

İTÜ İnşaat Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 34469 Maslak, İstanbul

ÖZET: Bildiride, İstanbul Metrosu'nun 4.Levent-Ayazağa etabı kapsamındaki Sanayi İstasyonu Kuzey Konkorsu'nun kazısı sırasında, batı duvarında oluşan aşırı deformasyonlar değerlendirilmiştir. Yaklaşık 15 metre derinliğe sahip derin temel kazısı Karbonifer yaşlı orta-çok ayrışmış grovaklar içerisinde yapılmıştır. Kazı alanı kazı taban kotundan 3 metre daha derine inen ankastre fore kazıklarla önceden desteklenecek şekilde tasarlanmış, buna göre fore kazık uygulaması yapılmıştır. Ancak, fore kazıklar yapıldıktan sonra kazı taban kotu yaklaşık 6 m daha derin olacak şekilde mimari projede değişikliğe gidilmiştir. Mevcut kazıkların askıda kalması nedeniyle statik proje revize edilmiş, anılan kotlarda kazık topukları üzerine 2,6 metre bindirmesi olan donatılı perde beton öngörülmüştür. Yüzeyden derine doğru ilerletilen kazı adımları sırasında, kazısı yapılan duvarlar kazıklara dayanan göğüs kafesi kirişleri üzerine yerleştirilen ankrajlarla desteklenmiştir. İmalat süresince oluşan deformasyonlar kazık başlık kirişleri üzerine yerleştirilen reflektörler yardımıyla ölçülerek denetlenmiştir. Bu ölçümlerden, kazı çukurunun uzun eksenine paralel karşılıklı duvarlardan birisinde istenmeyen deformasyonların oluştuğu görülmüştür. Batı duvarı orta kısmında oluşan kümülatif deformasyonların kazı boşluğu yönündeki bileşeninin 94 mm ye eriştiği saptanmıştır. Bildiride kazı duvarında oluşan deformasyonların nedenleri irdelenmiştir.

ABSTRACT: Large deformations around the western wall of a deep excavation belonging to the Sanayi Station between 4.Levent and Ayazağa were recognized by the monitoring system of the project. The excavation is approximately 15 m deep and carried out in heavily weathered part of the Thrace formation. At the primary stage of the project, the fore piles exceeding up 3 m below excavation bottom and along the periphery of excavation area were foreseen to avoid the harmful deformation. However, after the completion of piling, excavation project was revised and the bottom level was lowered below the end points of the piles. The lower part of this wall was supported by anchored concrete curtain overlying 2.6m of lower parts of previously constructed piles. During the construction, possible deformations were measured and monitored by the reflectors along the beam connecting the head of the piles. By these measurements, it was seen that large deformations reaching up to 94 mm at the central part of the wall should be taking into account for the stability of excavation walls. In this paper the results and the reasons of this deformation will be discussed.

1. GİRİŞ

Kazı ortamı ve çevresinin güvenliğini geçici olarak sağlamak amacıyla, kent içinde yapılan derin kazılar, genellikle kazı öncesinde desteklenmekte ve kazı boşluğu derine doğru aşamalı olarak büyütülmektedir. Oluşturulan harekete serbest dik ve derin duvarların kaymaya ve dönmeye karşı güvenliği çoğunlukla nihayi kazı kotunun altına kadar inen zemin veya kayaya ankastre kazıklarla sağlanır. Kazı ortamı nitelikleri, kazı boşluğunun geometrisi, imalat yöntemi ve kazı duvarı arkasında oluşacak aktif basınçlar gibi sınır koşulları kazık malzemesi, kazık çapı ve sıklıklarının boyutlandırılmasında göz önünde tutulan parametreleri oluşturur. Çoğu durumda, kazı duvarlarının güvenliği yalnızca kazıklarla sağlanamadığından, kazılar aşamalı derinleştirilmekte, ankraj ve yatay destek boruları gibi ilave elemanlarla desteklenmektedir.

Kazı aynasının aşamalı büyütülmesi serbest açıklığın kendini tutma süresi “stand up time” kavramı ile ilişkilidir ve tünel mühendisliğinde sıkça kullanılan bir yaklaşımdır (Lauffer, 1958). Ayrıca, boyut değişiminin direnç üzerindeki etkisi geoteknik problemlerin çözümünde dikkate alınan önemli bir parametredir. Öte yandan Hoek ve Brown (1980) aynı süreksizlik özelliklerine sahip ortam içerisinde kazı kesitinin büyütülmesi sonucunda sağlam kayadan (tek cisim ortamı), kaya kütlesi (çok cisim ortamı) davranışına nasıl geçildiğini ortaya koymuştur (Şekil 1). Araştırmalar kaya yapısı etrafında birden fazla gerilme kemerinin bulunabileceğini (Sauer, 1976) ve gerilme kemerlerinin kayanın zaman bağımlı davranışı nedeniyle genişleyen plastik zonlara bağlı olarak, ani sıçramalarla derinlere doğru ilerleyeceğini (Yüzer ve Vardar, 1986) ortaya koymuştur. Ortam dokusu içerisindeki birim elemanlar arasındaki bağın (kohezyonun) zayıflatılması veya koparılmasının dayanım ve davranış üzerindeki etkileri Mahmutoglu (1998 ve 2006) tarafından tartışılmıştır.



Şekil 1. Solda incelenen istasyonun konumu, sağda boyut artışına bağlı sağlam kayadan çok çatlaklı ortama geçişi gösteren diyagram.

Sanayi istasyonu kuzey künkorsu kazı boşluğunun uzun eksenini yaklaşık kuzey güney doğrultusundadır. Kazı çukurunu batıdan sınırlayan duvarda, zamanla komşu yapıları etkileyen deformasyonlar oluşmuştur. Aynı doğrultudaki doğu duvarında ise aynı kazı ve destekleme yöntemi uygulanmış olmasına rağmen kayda değer deformasyonlar oluşmamıştır. Bu iki duvarın aynı kota kadar inen kazı aynası genişliği farklı büyüklüktedir. Komşu yapılar için hasar oluşturabilecek kritik deformasyonların olduğu batı duvarı diğer duvarın yaklaşık 2 katı uzunluğa sahiptir. Aşamalı olarak imal edilen duvarlarda aynı ortam koşulları geçerlidir.

Çağdaş uygulamalarda, çevre güvenliği açısından risk taşıyan derin kazılar yerinde yapılan ölçüm ve gözlemlerle denetlenmektedir. İncelenen kazı boşluğu da imalat süresince benzer bir yöntemle izlenmiştir. Kazık başlık kirişleri ve perde beton üzerinde seçilen bazı noktalar düzenli olarak ölçülerek kazı duvarlarının duraylılığı denetlenmiştir. Bildiride batı duvarında karşılaşılan aşırı deformasyonların nedenleri irdelenmiştir.



2. KAZI ORTAMI ÖZELLİKLERİ

Sanayi Mahallesi İstasyonu Kuzey Konkorsu kazı duvarı aynaları yerinde yapılan çalışmalarla incelenmiştir. Konkors kazısı Trakya formasyonunun kilaşı ve çamurtaşından oluşan ileri derecede ayrılmış düzeyi içerisinde yapılmıştır. Kazı duvarları boyunca oluşturulmuş forekazık, ankraj göğüs kafesi kirişleri, kazık başlık kirişi ve kazı çukurunun tabanına yakın olan 6,5 metrelik kesimde uygulanan ankrajlı perde betonun örttüğü alanların dışındaki noktalarda zemin profili açıkça izlenebilmektedir. Bu incelemelerde, kuzey konkors yapısının batı ve doğu duvarının benzer zemin profiline sahip oldukları görülmüştür. Kazı duvarının üst kısımlarını yapay dolgu ve tümüyle ayrılarak (completely weathered) yer yer rezidüel zemin niteliği kazanmış kaya ürünü malzeme oluşturur. Profilin üst kısmını oluşturan yapay dolgunun kalınlığı 2,5–3,0 m, kimyasal olarak ayrılarak ilksel renk ve bileşimi değişmiş tümüyle ayrılmış kaya zonunun kalınlığı ise 4 m ye ulaşmaktadır. Ayrışma nedeniyle oluşmuş oksidasyon zonu kırmızımsı sarı renkte olup kazı duvarı aynalarında genellikle sürekli bir halde izlenmektedir. Bu kesimi oluşturan malzemenin davranışı su etkisiyle önemli ölçüde değişir. Kimyasal ayrışma lokal olarak karşılaşılan ezilme zonları boyunca daha da derinlere ulaşmakta ve ortam içerisinde davranış açısından anizotropi ve zayıflık noktaları oluşturmaktadır. Ayrışma ürünü bu tür zonları oluşturan malzeme sert kumlu siltli kil olarak tanımlanabilir.

Oksidasyon zonunun tabanından itibaren kazı tabanına doğru aşırı çatlaklı, parçalanmış kaya bulunmaktadır. Jeolojik profilin bu kesimini yüksek derecede ayrılmış kaya (highly weathered rock) oluşturur. Kayacın dokusunu oluşturan tanelerin % 50 sinden fazlası ayrılarak ilksel özelliklerini kaybetmiştir. Taneler arası bağ önemli düzeyde örselenmiş olup kayaç geçiş ortamı (kaya-zemin geçişi) niteliğindedir. Çatlak yüzeyleri genellikle mangan sıvalı olmasına rağmen kayacın rengi grimsi kahverengidir. Ancak yukarıda da belirtildiği gibi bu kesim içerisinde farklı kalınlığa sahip ezilme ve ufalanma zonları ile sıkça karşılaşmıştır.

Bu tür ortamlarda derinliğin fonksiyonu olarak beklenen ayrışma dereceleri Çizelge 1 de verilmiştir. Bu çizelgeden de görülebileceği gibi Konkors kazısının yapıldığı ortamının yapay dolgulardan sonraki 4 metrelik üst kısmını tamamen ayrılmış kaya (V) oluşturmaktadır.

Çizelge 1. Kazı duvarının ayrışma derecesine göre tanımlanması (ISRM 2007)

Ayrışma Derecesi		Tanım
Terim	Sembol	
Rezidüel Zemin <i>Residual soil</i>	VI	Kaya malzemesinin tamamı zemine dönüşmüştür. Kütlenin yapısı ve dokusu tamamen bozulmuştur. Ayrık malzeme homojen renkli, siltli ve killidir.
Tamamen Ayrılmış <i>Completely weathered</i>	V	Kaya malzemesinin tamamı zemine dönüşmüştür. Birincil yapı kısmen korunmuştur. Malzeme kumludur ve tamamen suya doyurulduğunda elle şekil verilebilir hale gelir.
Çok Ayrılmış Kaya <i>Highly weathered</i>	IV	Kayadan zemine geçişi temsil eden ara zondur. Kayaç tamamen renk değişimine uğramış olmasına rağmen doku büyük ölçüde, yapı ise kısmen korunmuştur.
Orta Ayrılmış Kaya <i>Moderately weathered</i>	III	Renk değişimi kısmidir. Kütlenin yapı ve dokusu tamamen korunmuştur. Çatlaklar genellikle demirce zengin kil dolguludur. Blokların köşeleri elle koparılabilir.
Az Ayrılmış Kaya <i>Slightly weathered</i>	II	Renk değişimi yalnızca süreksizlik düzlemleri boyunca gözlenir. İskeleti oluşturan blokların köşeleri elle kırılmaz.
Taze Kaya <i>Fresh rock</i>	I	Malzemenin ayrışmasına işaret eden belirti gözle görülemez. Renk değişimi yalnızca ana süreksizlik düzlemlerinde olabilir.

Doğal arazi yüzeyinden 6,5 metre derinlikten sonra ankrajlı perde betona kadar olan kesim ise çok ayrılmış kayaya (IV) karşılık gelmektedir. Bu derinlikten sonra kazı tabanına kadar olan kazı yüzeyi perde betonla kapatılmış olduğundan yeterli gözlem yapılamamıştır. Bölgede daha önce yapılmış araştırma sondajlarından ankrajlı perdenin arkasındaki kotlarda Çizelge 1 de IV ve III sembolü ile gösterilen çok-orta ayrılmış kaya niteliğindeki ortam koşullarının geçerli olduğu anlaşılmıştır.

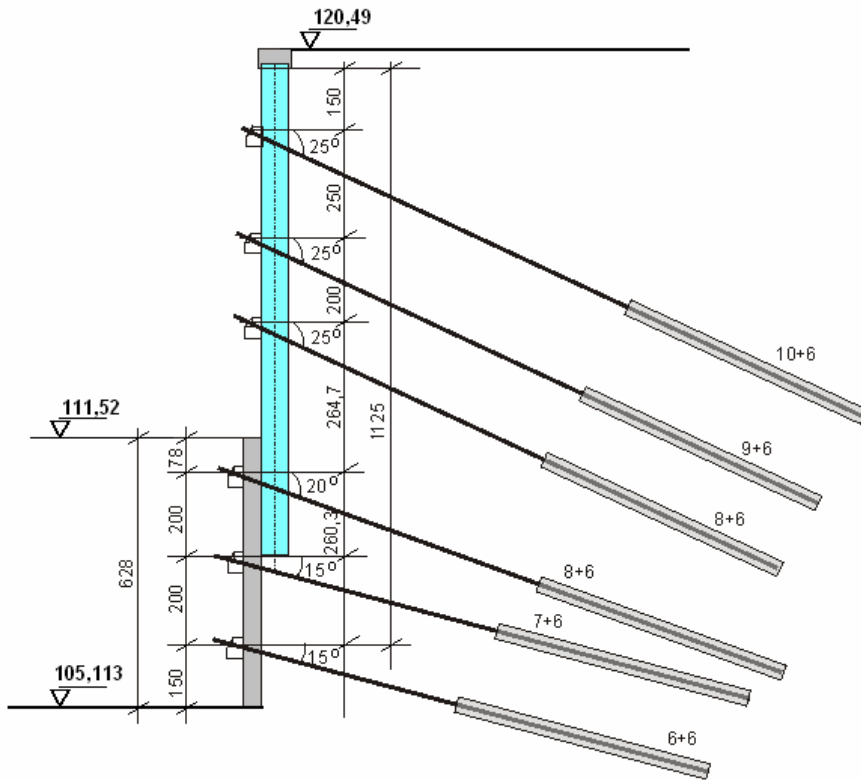


Yerinde yapılan gözlemler istasyonun kazısı öncesinde bu bölgede yapılan sondaj verileri ve hazırlanan zemin profili ile uyumludur. Destekleme elemanlarının boyutlandırılmasında Şekil 10 da her ayrışma zonu için ayrı ayrı verilen dayanım parametreleri kullanılmıştır.

3. KAZI VE DESTEKLEME SİSTEMİ

Sanayi Mahallesi Kuzey Konkorsu'nun incelenen duvarının kazı ve destekleme sistemi başlangıçta üç kademeden oluşan ankrajlı fore kazık olarak planlanmıştır. Bu tasarımda kazık uçlarının 1,3 metresinin kaya içine soketlenmesi (ankastre) öngörülmüştür. Kazı taban kotu kazıkların oluşturulması aşamasında planlanmış ve kazık boyları bu kota göre tasarlanmıştır. Bu amaca yönelik olarak, kazı öncesinde kazı alanı çevresinde çapı 65 cm, aralıkları ise 130 cm olan fore kazıklar oluşturulmuştur.

Ancak konkors kazısına başlanacağı aşamada mimari projede değişiklik yapılarak kazı derinliğinin 5 metre artırılması gündeme gelmiştir. Bu aşamaya gelinceye kadar tüm kazıklar imal edildiğinden kazık boylarının uzatılması mümkün olmamış, başlangıçta öngörülen kazı kotunun altındaki kesimin iksası kazıklar üzerine 2,6 m bindirmesi olan ankrajlı perde şeklinde tasarlanarak proje değişikliği yapılmıştır. Projede, öngörilmeli ankrajlarla destekli aralıklı kazıklarla oluşturulan ilk üç kazı kademesinin bulunduğu kesimde ankrajların yatay aralıkları 2,6 m, alttaki perde betonun bulunduğu kesimde ise 2 m dir (Şekil 2).



Şekil 2. Sanayi istasyonu kuzey konkorsu kazı duvarlarında uygulanan kademeli kazı ve destekleme sistemi.

Yüzeyden itibaren ilk üç sıra ankrajın eğimi 25°, perde beton üzerinden yapılanların (son üç sıranın) eğimi ise 15 ve 20° dir. Tüm ankrajların kök uzunlukları 6 m olup, gövde uzunlukları en üstten kazı tabanına doğru kademeli olarak 10–6 m arasında değişmektedir (Şekil 2). Ankraj servis yüklerinin 40 ton olarak alınması önerilmiştir. Kazıklar ve perde beton üzerinden uygulanan ankrajlar için önerme kuvvetleri sırasıyla 32 ton ve 31,6 ton olarak uygulanmıştır. Ankrajlarla destekli aralıklı kazıklardan oluşan destekleme sistemi PLAXIS, ankrajlı perde ise SAP2000 yapısal analiz programı yardımıyla boyutlandırılmıştır.

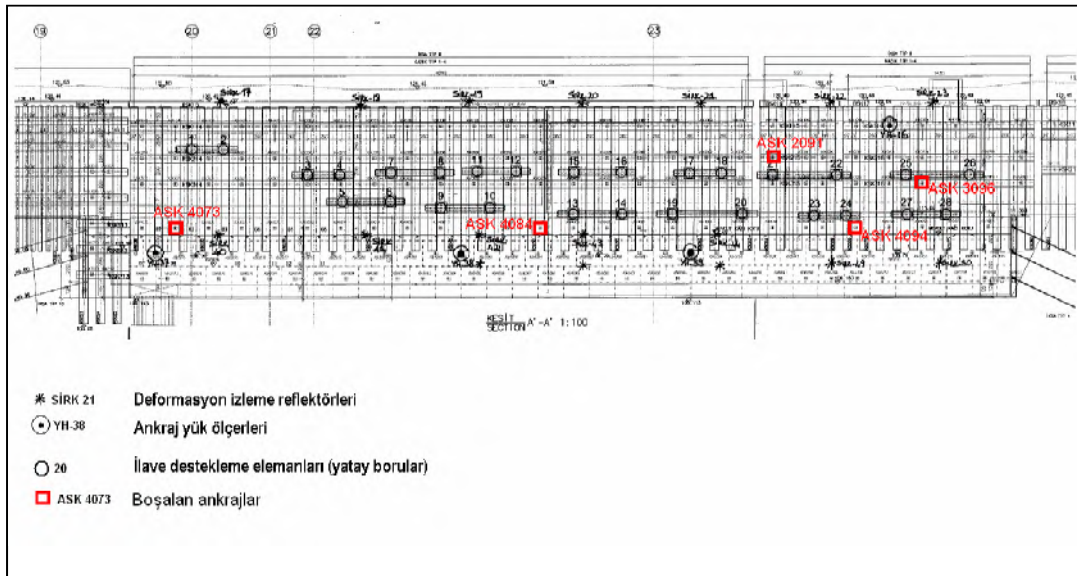


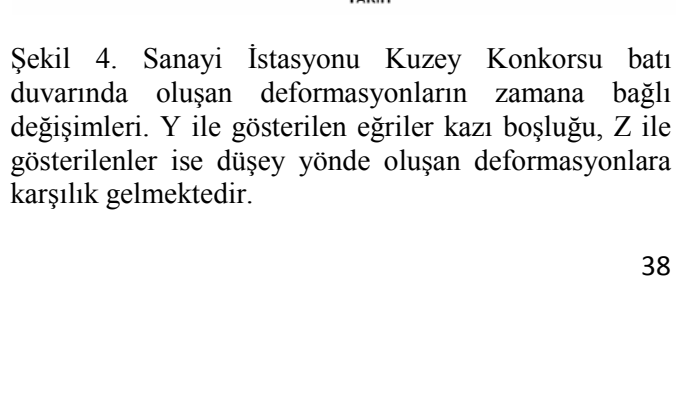
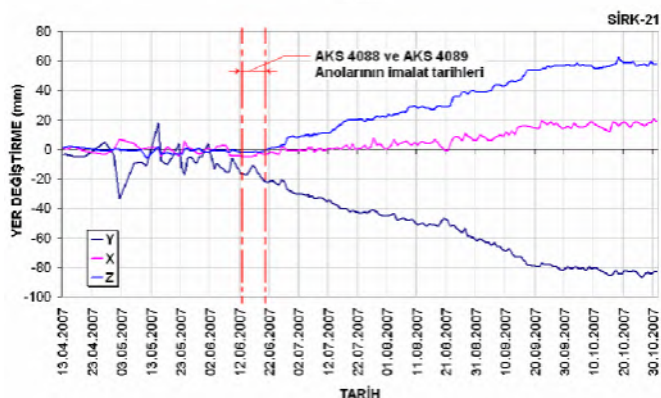
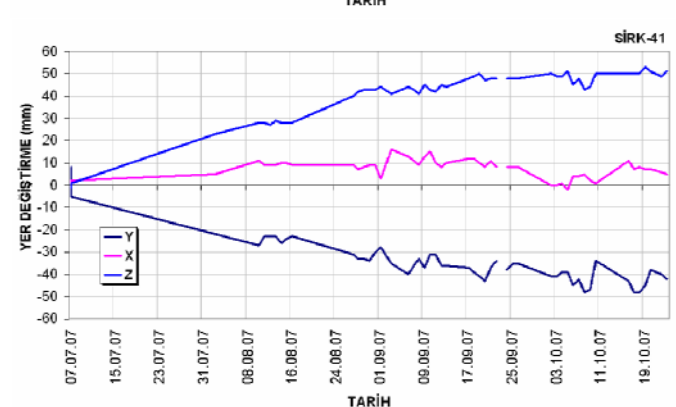
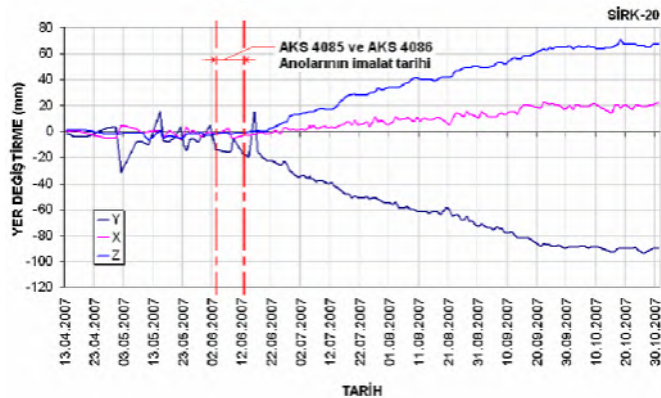
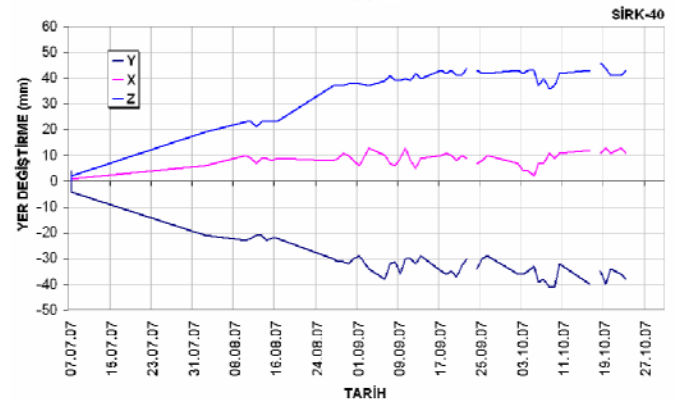
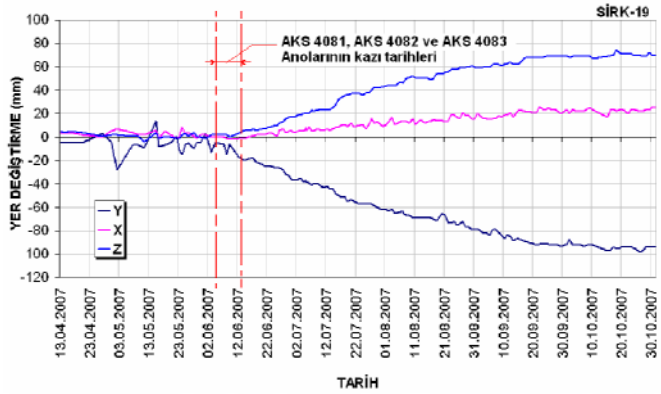
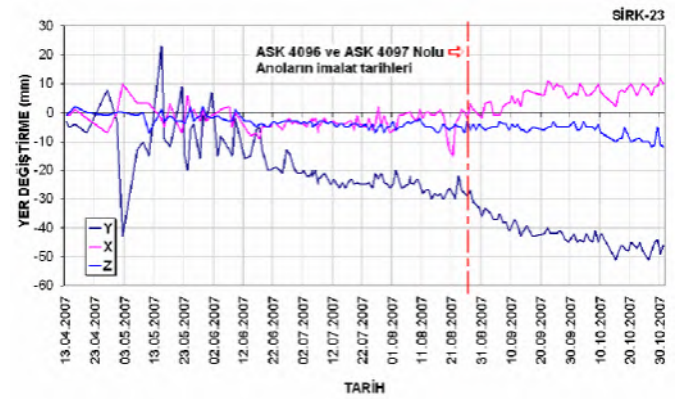
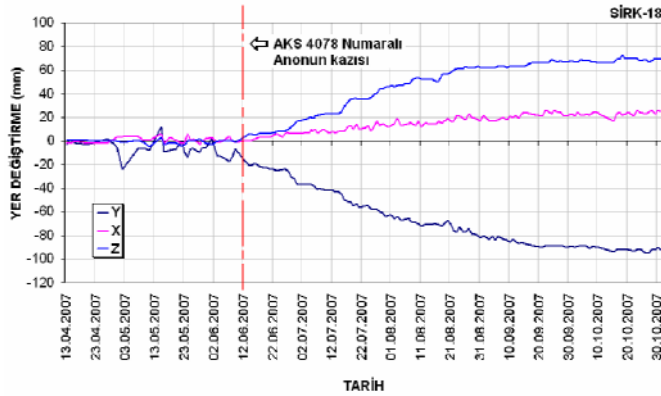
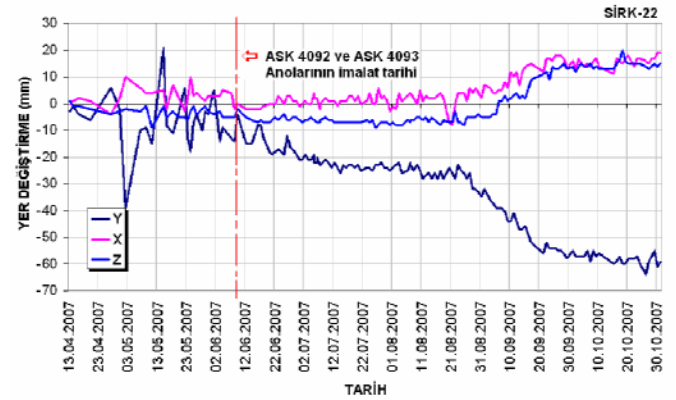
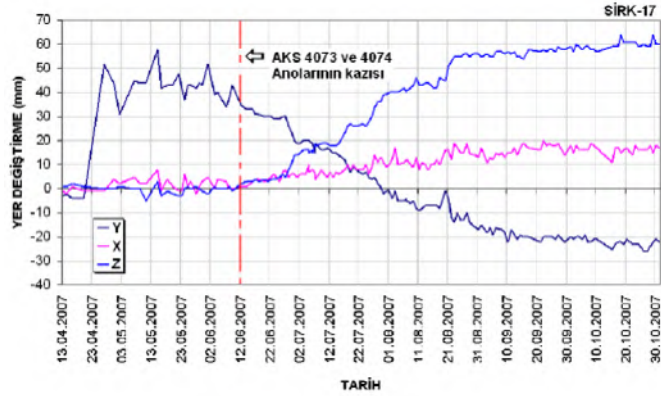
4. KAZI DUVARI STABİLİTESİ VE ÖLÇÜLEN DEFORMASYONLARIN İRDELENMESİ

4.1. Reflektör Okumaları

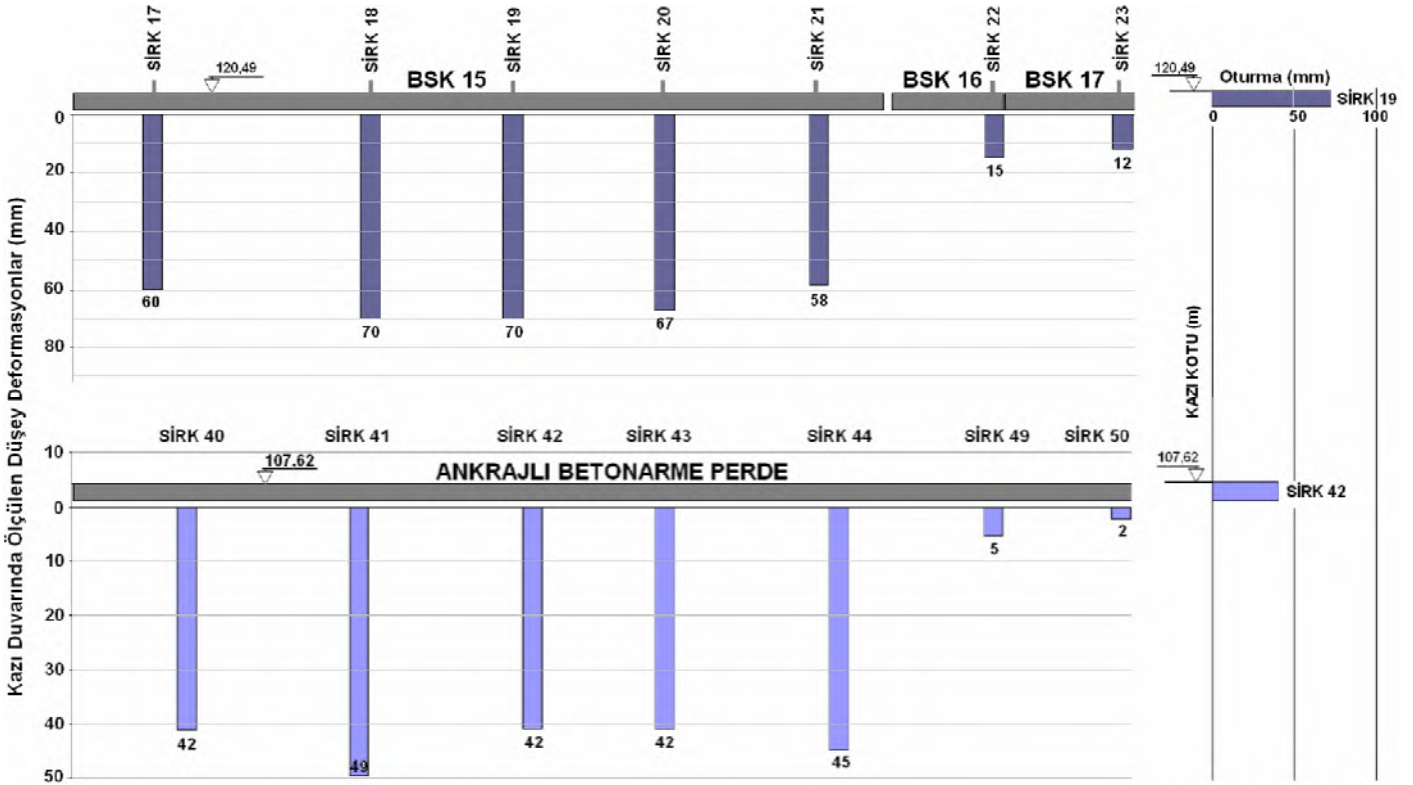
Kuzey konkors yapısına ait duvarlar, kazıkları bağlayan başlık kirişleri, komşu yapılar ve kazı duvarı yüzeyine yerleştirilen reflektörler yardımıyla izlenerek denetlenmiştir (Şekil 3). Ölçümler günlük olarak yapılmış ve değerlendirilmiştir. Kazı duvarı destekleme elemanları durumundaki öngerilmeli ankrajlardan bazıları kafalarına yerleştirilen yük hücresi yardımıyla kontrol edilmektedir. Öte yandan, kazı boşluğunu doğu ve batıdan sınırlayan boşluğun uzun eksenine paralel duvarlarda aynı kazı ve destekleme sistemi uygulanmasına rağmen, batı duvarında istenmeyen deformasyonlar oluşmuştur. Kazı boşluğu yönünde (y) 95 mm ye varan deformasyonlar duvarın arkasında bulunan Eski Büyükdere Caddesini ve bu yola komşu yapıların çoğunu da etkilemiştir.

Fore kazık başlık kirişleri ve duvar üzerine yerleştirilen reflektörler yardımıyla ölçülen deformasyonların zamanla değişimi her ölçüm noktası için ayrı ayrı irdelenmiştir. Şekil 3 de gösterilen reflektörlerin düşey hizasında ve kazı duvarının alt kotunda bulunan ankrajlı perde beton anolarının kazı tarihleri de bu değerlendirmede dikkate alınmış ve deformasyon-zaman grafikleri üzerine işlenmiştir (Şekil 4). Bu eğrilerden de görüleceği üzere ankrajlı perde beton seviyesine kadar olan imalatlarda kayda değer bir deformasyon oluşmamıştır. Ancak ankrajlı perde anolarının kazısıyla birlikte deformasyonlar hızla artmaya başlamıştır. Bu noktalar için deformasyonların artmaya başladığı tarihler ile ankrajlı perde beton anolarının kazı tarihleri karşılaştırmalı olarak Çizelge 2 de sunulmuştur. Başlık kirişleri üzerine (120,49 kotunda) ve kazı duvarı yüzeyine (107, 62 kotuna) yerleştirilen reflektörler yardımıyla okunan kümülatif deformasyonların duvar boyunca son durumları Şekil 5 ve Şekil 6 da verilmiştir. Şekil 5 de kazı boşluğu yönünde, Şekil 6 da ise düşey yönde oluşan yer değiştirmeler (oturmalar) gösterilmiştir. Bu şekillerden anılan duvarın kazı boşluğu yönünde (y eksen) sehim yaptığı açıkça görülmektedir. Şekil 5 in sağ tarafında gösterilen düşey kesitten sehim miktarının derinlikle azaldığı açıkça anlaşılır. Bu durum batı duvarında düşeyde de bir dönmenin olduğunu göstermektedir.

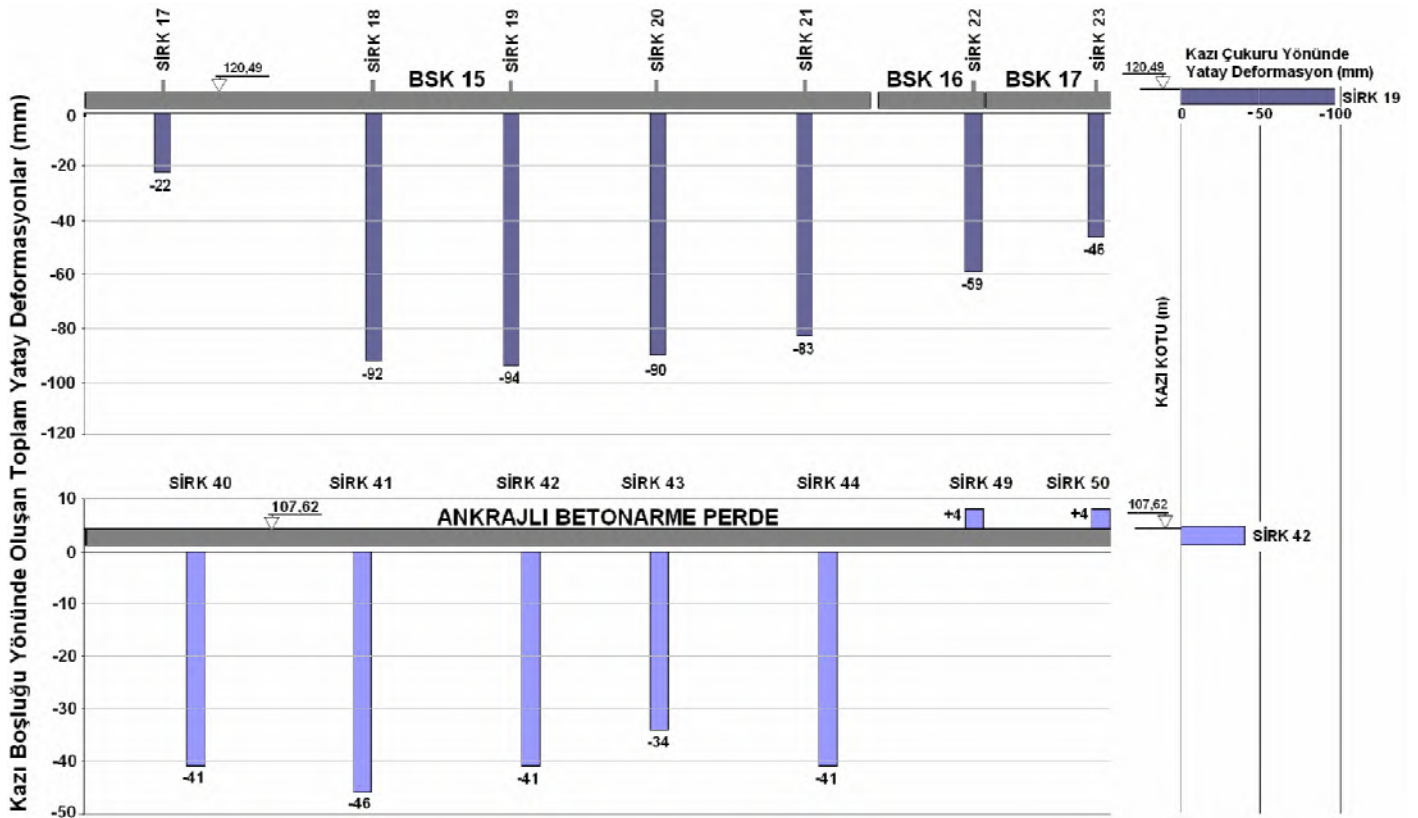




Şekil 4. Sanayi İstasyonu Kuzey Konkursu batı duvarında oluşan deformasyonların zamana bağlı değişimleri. Y ile gösterilen eğriler kazı boşluğu, Z ile gösterilenler ise düşey yönde oluşan deformasyonlara karşılık gelmektedir.



Şekil 5. Sanayi İstasyonu Kuzey konkorsu batı duvarında farklı kotlarda ölçülen kazı boşluğu yönündeki toplam yatay deformasyonlar. Boşluk yönündeki deformasyonlar negatif, aksi yöndekiler ise pozitif işaretlidir.



Şekil 6. Kuzey konkorsu batı duvarındaki toplam oturmaların 120,49 ve 107,62 kotlarında kazı duvarı boyunca değişimi

Çizelge 2. Reflektörlerle okunan deformasyonların artış gösterdiği tarihler (t_1) ve ankrajlı perde anosu kazı tarihleri (t_2).

Reflektör No	Ano No	t_2	t_1
SİRK 17	ASK 4073 ve AKS 4074	6-12.6.2007	12.6.2007
SİRK 18	ASK 4078	12.6.2007	12.6.2007
SİRK 19	ASK 4081, AKS 4082 ve ASK 4083	5-13.6.2007	12.6.2007
SİRK 20	ASK 4085 ve AKS 4086	3-13.6.2007	15.6.2007
SİRK 21	ASK 4088 ve AKS 4089	13-20.6.2007	25.6.2007
SİRK 22	ASK 4092 ve AKS 4093	9.6.2007	10.6.2007
SİRK 23	ASK 4096 ve AKS 4097	27.8.2007	27.8.2007

Öte yandan kazı çukurunun doğu duvarında (Maslak yolu tarafı) trafik yüklerine ve aynı tip kazı destekleme sistemi uygulanmasına rağmen, dikkate değer deformasyonlar oluşmamıştır. Bu duvarın nihayi kazı kotuna (105,113 m) inen kısmının genişliği, aşırı deformasyonların olduğu batı duvarının aynı kota inen kısmının genişliğinin yarısı kadardır. Bu veriden hareketle, kazı duvarı genişliğinin (sistem büyüklüğü) ortam davranışı üzerinde olumsuz etki yaptığı düşünülebilir. Geçici elemanlarla desteklenen bu tür ortamda, etkilenen bölge zamanla büyümüş, iksa sistemi üzerine gelen yükler ise artmıştır. Bu durum ankraj başlarına yerleştirilen yük ölçerlerden açıkça anlaşılmaktadır.

4.2. Ankraj Davranışları

Kazı duvarı kazı kademelerine bağlı olarak derinliğe doğru uzunlukları azalan 6 sıra halindeki ankrajlarla desteklenmiştir. Ankrajların kök uzunluğu 6 metre olup, kazı cephesi üzerindeki konumları Şekil 2 ve Şekil 3 de gösterilmiştir. Kazıkların yer aldığı üst kotlardaki ilk üç sırada yatay aralıkları 2,6 m, perde betonunun bulunduğu kesimde ise 2 m dir. Projede ankraj öngerme yükleri 32 ton olarak öngörülmesine rağmen, uygulama aşamasında ankrajların tasarlanan servis yükleri üzerinde gerildikten sonra bu yükler 40 tona düşürülerek ankrajların kilitlendikleri anlaşılmaktadır. İncelenen kazı duvarındaki 4 ankraj kafasına yük hücresi monte edilmiş, bu ankrajların davranışları günlük okumalarla kayda geçirilmiştir.

Yerinde yapılan incelemeler sırasında, kazı duvarında bulunan tüm ankraj kafaları kontrol ettirilmiştir. Bu kontrollerde 5 ankrajın devre dışı kaldığı saptanmıştır. Boşalan ankrajların konumları Şekil 2 deki duvar planı üzerine işaretlenmiştir. Bu ankrajların 3 ü perde (4.Kazı kademesinde), 2 si ise kafes kirişleri üzerinde bulunmaktadır. Çizelge 3 de başlık kirişi numarası (kazı duvarının adı), boşalan ankraj kazı kademeleri, boşalan ankraj numaraları ve bu noktalara en yakın reflektörlerde ölçülen kümülatif yatay ve düşey deformasyon miktarları verilmiştir. Bu çizelgeden de anlaşılabileceği üzere, ankrajlı perde üzerindeki boşalan ankrajlardan 2 si BSK 15 nolu kazık başlık kirişinin maksimum sehim yaptığı bölgenin içine düşmektedir. BSK 15 numaralı kazı duvarı üzerinde ölçülen kümülatif deformasyonlar Çizelge 3 deki boşalan ankrajlarla ilişkilendirildiğinde bu duvar üzerindeki tüm ankrajların boşalma riski taşıdıkları belirlenmiştir. Bu nedenle anılan duvar üzerindeki ankraj kafalarının sıkça kontrol edilmesi önerilmiştir.

Çizelge 3. Boşalan ankrajların konumları ve bu ankrajlara en yakın reflektörlerde okunan kümülatif yatay ve düşey deformasyonlar

Kiriş No	Kademe No	Ankraj No	Reflektör No	Deformasyon (mm)	
				Yatay	Düşey
BSK 15	4	ASK 4073	SİRK 40	-41	42
	4	ASK 4084	SİRK 42	-41	42
BSK 16	2	ASK 2091	SİRK 22	-59	15
BSK 17	3	ASK 3096	SİRK 23	-46	12
	4	ASK 4094	SİRK 49	4	5

Ankraj kafalarına yerleştirilmiş yük ölçerler yardımıyla 4 ankrajın davranışı sürekli kontrol edilmektedir. Bu ankrajlar Şekil 3 deki duvar planı üzerinde işaretlenmiştir. Ankraj yüklerinin zamanla değişimi Şekil 7 deki grafikler üzerinde gösterilmiştir. Bu grafiklerden de görüldüğü gibi, ankraj yükleri üç noktada zamanla önemli



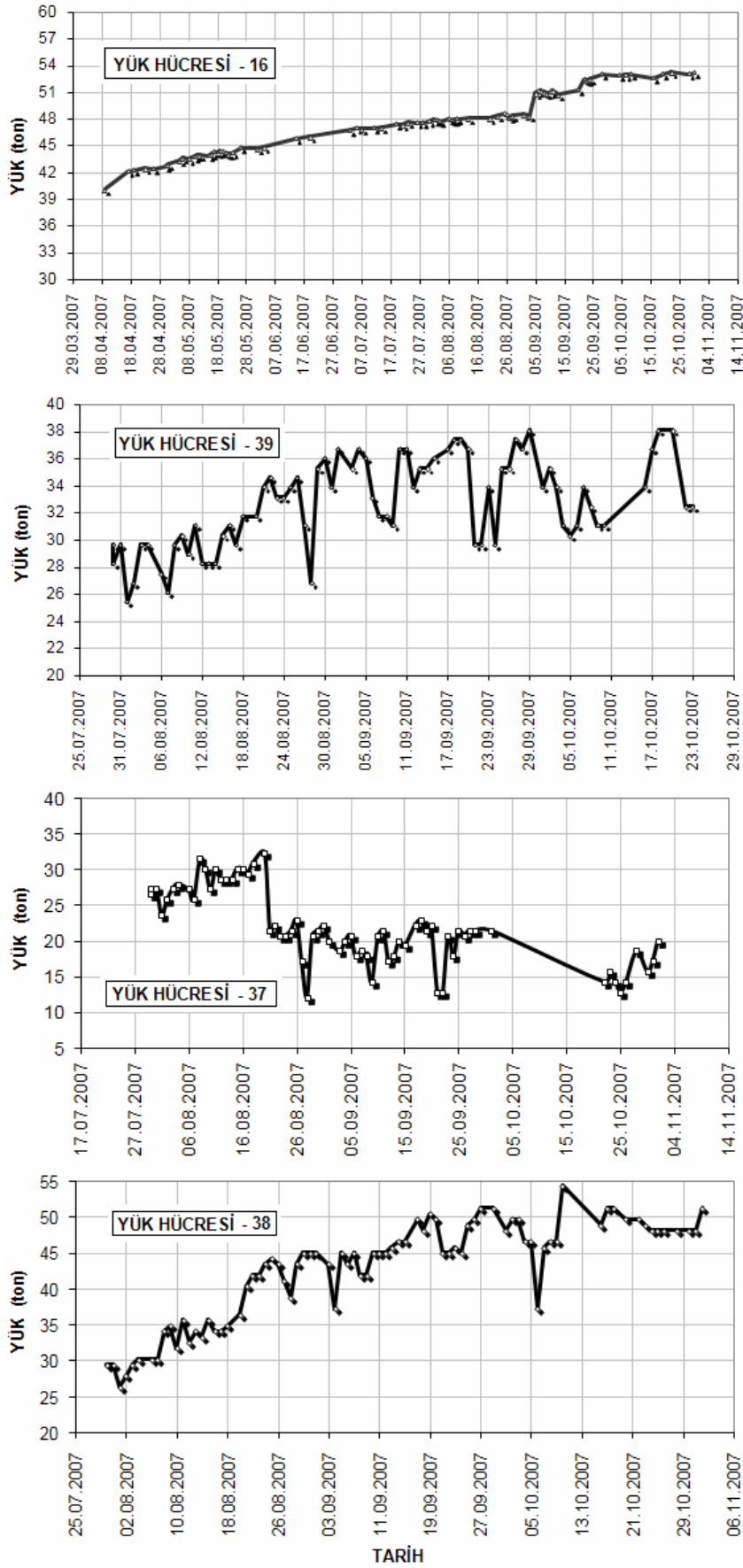
ölçüde artmıştır. Bu durum ankrajların kazı boşluğu yönünde oluşan dönme nedeniyle çekildiğini gösterir. Diğer taraftan, boşalan ankraj köklerinin ortam içinde anizotropi oluşturan zayıf nitelikteki ezilme zonlarına bağlanmış olabileceği de düşünülebilir. Bu tür zayıf zonların sabit gerilmeler altında zamana bağlı akma davranışı gösterdiği bilinmektedir. Benzer durumlarda, ankrajların kök bölgelerindeki oluşan direnç kayıplarından dolayı ankraj köklerinin sıyrılması söz konusu olmaktadır. YH 37 nolu yük hücresinin bağlı olduğu ankraj ise aksine bir davranış göstermiştir. Bu ankraj başlangıçta 30 tonluk bir kuvvete kilitlenmiş, 31. 9. 2007 tarihi itibarıyla ankraj kuvveti yaklaşık 20 tona düşmüştür. Bu durum ankraj kökünün zamanla sıyrılmakta olduğuna bir işaret sayılabilir.

4.3. İlave Destekleme Elemanları

Kuzey konkors batı duvarındaki 95 mm ye varan deformasyonlar kazı duvarının stabilitesini, oluşturulan boşluk ve çevresinin güvenliğini tehdit eder hale gelmiştir. Kazı duvarının batısında bulunan Eski Büyükdere Caddesi, bu caddeye komşu kaldırım ve kaldırıma açılan dükkanlar kısmen etkilenmiştir. Anılan bölgede progresif olarak gelişmiş, birbirine paralel çekme çatlakları görülmüştür. Yerinde yapılan gözlemlerden çatlak açıklıklarının birkaç cm mertebesinde olduğu, yapıların taşıyıcı elemanlarında ise önemli bir hasarın henüz oluşmadığı anlaşılmıştır (Şekil 8).

Gelinen noktada, duvarda oluşan aşırı deformasyonlardan dolayı ek önlem alma zorunluluğu ortaya çıkmıştır. Bu durum projeci tarafından değerlendirilmiş ve mevcut iksa sisteminin güçlendirilmesi gerektiği anlaşılmıştır.

Bu aşamada yapılan analizler sonucunda, zamanla artması muhtemel deformasyonları önlemek ve kazı iksa sistemini oluşturan elemanların mevcut donatı ve yerleşimleri ile emniyet sınırlarının üstünde yüklenmesini engellemek amacıyla, kazı duvarına bu bölgede çelik boru desteğinin konulması önerilmiştir. Bu öneri dikkate alınarak, destekleme sistemine ilave edilen 28 adet çelik boru ($f=813/14,2\text{mm}$) yardımıyla duvarın stabilitesi sağlanmıştır (Şekil 9). Kazı duvarları arasına yerleştirilen yatay boruların konumları Şekil 3 deki plan üzerinde gösterilmiştir.



Şekil 7. Sanayi İstasyonu Kuzey Konkorsu batı duvarındaki ankraj kafalarına yerleştirilen yük hücrelerinde okunan yük değerlerinin zamana bağlı değişimleri



Şekil 8. Kuzey konkorsu batı duvarına paralel dükkan döşemesinde ve kaldırımda oluşan açılmalar



Şekil 9. Aşırı deformasyonların olduğu batı duvarı destekleme sistemine ilave edilen çift sıra yatay borular.

Kuzey konkors yapısı batı duvarının stabilitesinin sağlanabilmesi için destekleme sisteminin güçlendirilmesi kaçınılmazdır. Bu amaca yönelik olarak yerleştirilen yatay boruların kazı destek sistemini önemli ölçüde güçlendirdiği açıktır.

Güncel durum değerlendirildiğinde, bu uygulamayla, oluşması muhtemel deformasyonların engellendiği, kazı boşluğu ve çevresinin emniyet altına alındığı saptanmıştır. Bu durum Şekil 4 de verilen deformasyon-zaman grafiklerinden de açıkça anlaşılmaktadır.

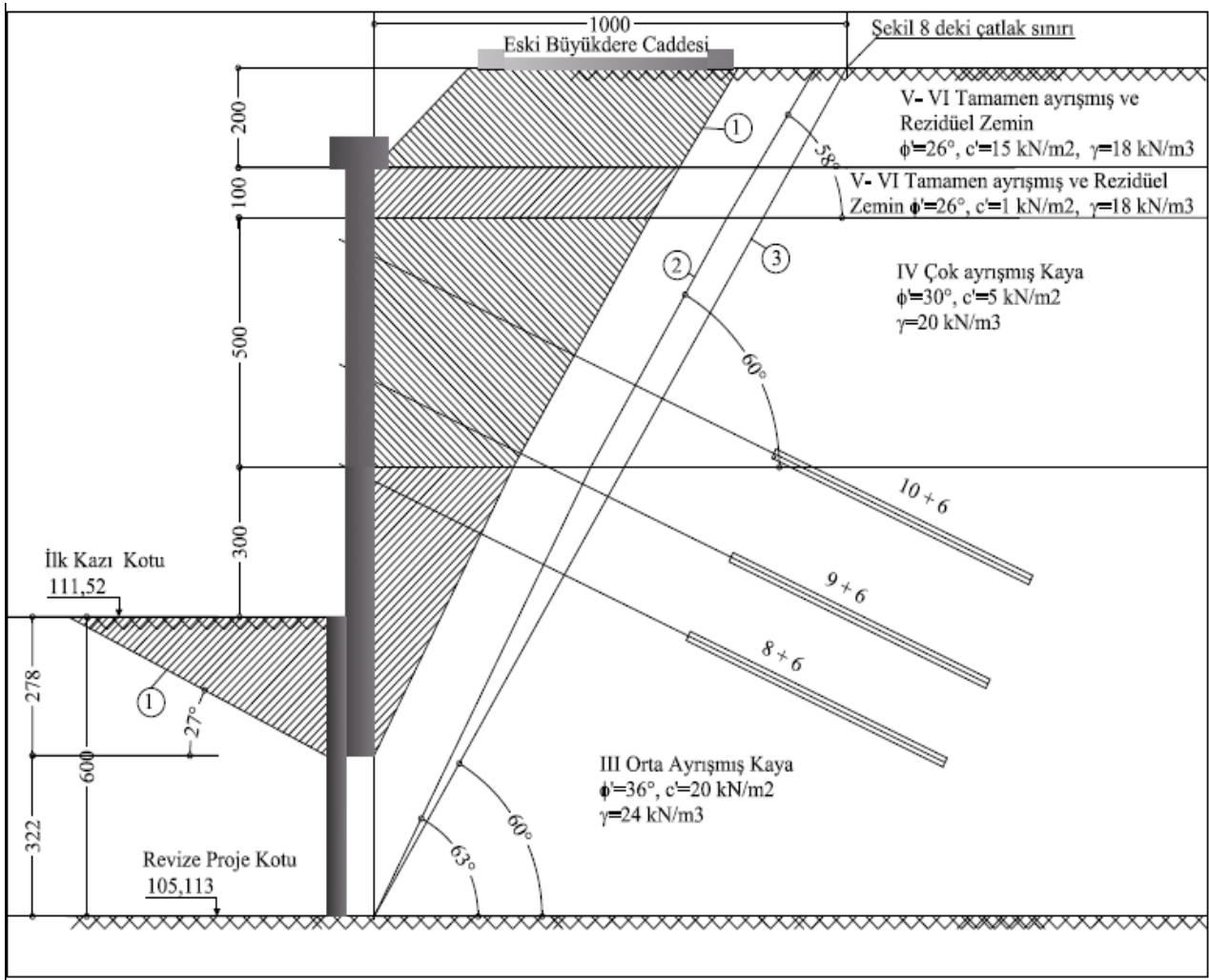
4.4. Statik Açidan Durum Değerlendirmesi

Yerinde yapılan ölçümler ve hesaplar değerlendirildiğinde, iki önemli hususun irdelenmesi gerektiği ortaya çıkmaktadır.

Birinci durumda; mevcut kazı duvarı aktif toprak basıncını dengeleyen pasif toprak basıncı ve 3 adet ankraj kuvvetiyle stabil halde durmaktadır. Ancak, kazıkların önündeki pasif basınç etkisi yapan zemin, alındığında denge bozulmaya başlamış olup henüz ankrajlı perdenin ankrajı imal edilmemiş olmasından dolayı kazıklar dönmeye başlamıştır.

Zemin yüzeyinde ölçülen çatlaklık uzunluğunun 10m civarında olması, aktif kayma yüzeyinin hesaplarda kabul edilen kayma yüzeyine yakın olduğunu göstermektedir. Dolayısıyla ankraj elemanlarının köklerinin aktif kama içinde olmadığı tahmin edilmekte olup dönmenin kazıkların tabandan serbest hale gelmesiyle oluştuğu anlaşılmaktadır (Şekil 10).

İlk kazı durumu (1), ikinci kazı durumu (2), tüm zemin tabakalar için $\phi=30^\circ$ alınarak ölçüm sonrası durum (3) Şekil 10 da ayrı ayrı gösterilmiştir.



Şekil 10. Aktif ve Pasif toprak kaması ile tipik zemin kesiti



Her hangi bir q dış yük ile yüklenmiş bir zeminde genel olarak aktif yanal basınç

$$\sigma_{y,a} = K_a (q + \gamma z) - 2c\sqrt{K_a} \cdot z$$

Pasif toprak basıncı

$$\sigma_p = K_p (q + \gamma z) + 2c\sqrt{K_p} \cdot z$$

Çekme çatlağının uzunluğu

$$z_k = \frac{2c - q}{\gamma} \tan\left(45 + \frac{\phi}{2}\right)$$

eşitlikleri ile hesaplanabilirler (Arioğlu ve Tokgöz, 2005).

Bu eşitlikler göz önüne alınarak, Şekil 10 da 1, 2 ve 3 rakamlarıyla gösterilen durumlara göre hesaplanan sayısal değerler aşağıda verilmiştir. 1 nolu durum için ankraj kuvvetleri gözönüne alınmamıştır.

1. Durumu (İlk projede öngörülen kazı kotu)

Aktif zemin yüksekliği	H= 13.78 m ,
Aktif toprak basıncı	Pa= 34.39 ton
Pasif toprak basıncı	Pp=44.64 ton
Toplam deviren moment	Md=161.56 ton.m

Karşı koyan moment	Mk=41.3ton.m
--------------------	--------------

$$Mk/Md = 0.26$$

2. Durum (Revize kazı kotu)

Aktif zemin yüksekliği	H= 17.00 m ,
Aktif toprak basıncı	Pa= 55.59 ton
Karşı koyan kuvvet	Pk = 93ton (İlave ankraj kuvveti)
Toplam deviren moment	Md=311.38 ton.m
Karşı koyan moment	Mk=325.5ton.m (İlave ankraj momenti)

$$Mk/Md = 1.04$$

3. Durum (Tüm tabakalar için $\phi=30^\circ$ ölçüm sonrası durumu)

Aktif zemin yüksekliği	H= 17.00 m ,
Aktif toprak basıncı	Pa= 65.58n
Karşı koyan kuvvet	Pk = 93ton
(İlave ankraj kuvveti)	

Toplam deviren moment	Md=328.38on.m
-----------------------	---------------

Karşı koyan moment	Mk=325.5ton.m (İlave ankraj momenti)
--------------------	--------------------------------------

$$Mk/Md = 0.99$$

Yukarıda verilen devrilmeye karşı koyan ve deviren moment oranları hesaplarında, her 3 durumda da ankraj kuvvetleri göz önüne alınmamıştır. İkinci ve üçüncü durumda bu değerler arasındaki oran artmasına rağmen, kazı duvarı dönerek yerdeğiştirmiş olup dengesi bozulmuştur. Bunun nedeninin karşı koyan moment etkin



hale gelmeden oluşan denge bozulmasıdır. Diğer bir değişle, pasif toprak etkisi kaldırıldıktan hemen sonra denge bozulmuş, sistem kritik hale gelmiştir.

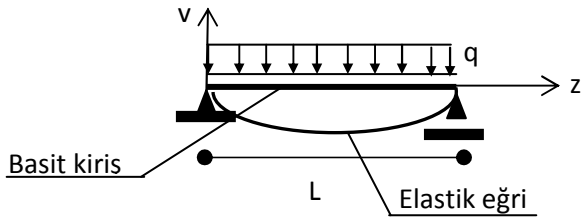
Dikkate alınması gerekli ikinci durumda; kazının uzun kenarının (53.3m) üst noktaları, düzgün yayılı yük ile yüklenmiş basit bir kirişin elastik eğrisine benzer bir şekilde yatay olarak yer değiştirmesidir (Şekil 11). Buna karşı kazının karşı paralel ve kısa kenarında (23.4m) kayda değer bir yatay yer değiştirme ölçülmemiştir. Bu durumun sistemin boyut etkisi şeklinde yorumlanması mümkündür.

Düzgün yayılı yük ile yüklenmiş bir basit kirişte elastik eğri denklemi ve maksimum sarkma

$$v = \frac{1}{EI} \left(\frac{1}{24} qL^3 z - \frac{1}{12} qL^3 z + \frac{1}{24} z^4 \right)$$

$$v_{\max} = \frac{5qL^4}{384EI}$$

bağıntılarından elde edilebilirler.



Şekil 11 düzgün yayılı yük ile yüklenmiş basit kiriş.

Bu çalışmada zemin tabakası basit bir kiriş gibi göz önüne alınır ise, uzun kenarı $L_1=53.3\text{m}$, kısa kenarı ise $L_2=23.4\text{m}$ olmak üzere, birbirine paralel iki duvardaki yatay yer değiştirme oranları, $v_{1\max}/v_{2\max} = L_1^4/L_2^4$ olarak hesaplanabilir. Buna göre uzun kenarlı kazıdaki yatay yer değiştirme, $v_1=94\text{ mm}$ olarak ölçülmüş olduğundan, kısa kenarlı duvardaki yatay yerdeğiştirme $v_2=3.5\text{mm}$ olarak belirlenir. Bu değer in ihmal edilecek mertebede olduğu anlaşılmaktadır.

Kazı sistemi üç boyutlu düşünüldüğünde, uzun kenar boyunca aşırı deformasyonların oluşmasında boyut etkisi sonucu beklenen sehimin oluştuğu açıktır.

5. SONUÇ VE ÖNERİ

Sanayi istasyonu kuzey konkors kazının denetimi için yapılan ölçüm sonuçları istenmeyen deformasyonların aynı kota kadar inen en uzun duvarda geliştiğini ortaya koymaktadır. Daha kısa olan diğer duvarlarda kayda değer deformasyonlar ölçülemedi. Kazı alanı kendi içerisinde homojen sayılabilecek derine doğru giderek azalan ayrışma zonlarından oluşmaktadır ve bu zonlar için öngörülen kesme direnci parametrelerinin hangi boyutlardaki kazılar için geçerli olabileceği tartışmaya açıktır. Konkors kazının tasarımı ve boyutlandırılması aşamasında yapılan statik hesaplamalarda, ortam davranışı üzerinde etkili olan sistem büyüklüğünün etkisi göz ardı edilmiştir. Kazı ortamı ve çevresinin güvenliğini tehdit eder boyuta ulaşan deformasyonların 4. kademe kazıları, dolayısıyla imalat işlemi ile ilişkili olduğu açıktır.

6. KAYNAKLAR

Arıoğlu, E., Tokgöz, N., 2005. *Şev Stabilitesi Analizi*, Evrim Yayınevi, İstanbul

Hoek, E. & Brown, E.T. 1980. *Underground Excavations in Rock*. Institutions of Mining and Metallurgy, London



- ISRM, 2007., *The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization Testing and Monitoring: 1976-2006*, (Editors: Ulusay, R., Hudson, J.A), ISRM Turkish National Group, Ankara
- Lauffer 1958. *Gebirgsklassifizierung für den Stollenbau*, Geologie und Bauwesen, Volume 24, Number 1, p 46-51
- Sauer, G., 1976, *Spannungsumlagerung und Oberflächensenkung beim Vortrieb von Tunneln mit geringer Überdeckung*. Inst. Boden und Felsmech. Uni. Klie, Helf 67
- Mahmutoğlu, Y., 1998. *Mechanical Behaviour of Cyclically Heated Fine Grained Rock*, Rock Mech. & Rock Engineering, Volume 31, Number 3, p 169-179
- Mahmutoğlu, Y., 2006. *The Effects of Strain Rate and Saturation on a micro-cracked marble*, Engineering Geology, Volume 82, Number 3, p 137-144
- Yüzer, E., Vardar, M., 1986. *Kaya Mekaniği*, İTÜ Vakfı Yayını, İstanbul.



**ORDU ÇEVRE YOLU TÜNELLERİNİN MÜHENDİSLİK JEOLJİSİ İNCELEMELERİ VE
TÜNEL DESTEK TASARIMI**
**ENGINEERING GEOLOGICAL INVESTIGATIONS AND TUNNEL SUPPORT DESIGN FOR
THE TUNNELS OF ORDU PERIPHERAL HIGHWAY**

Evrin SOPACI^a, Haluk AKGÜN^b

^a *Temelsu Uluslararası Müh. Hiz. A.Ş., Yıldızevler 22. Sok. No. 6, Çankaya 06550 Ankara, Türkiye*

^b *Orta Doğu Teknik Üniversitesi (ODTÜ), Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 06531 Ankara, Türkiye*

Özet

Tasarlanan Ordu Çevre Yolu projesi kapsamında bulunan Boztepe Tüneli'nin görgül kaya sınıflama sistemleri (RMR NGI-Q ve GSI) ile belirlenen tünel destek tasarımı sonlu elemanlar yöntemi (Phase²) ile denetlenmiştir. Tünel geçkisi aglomera ve tuf gibi volkanik kayalar ile kumtaşı, marn, kireçtaşı ve silttaşı ardalanmasından oluşan fliš benzeri tortul kayalardan oluşmaktadır. Tünel kayasının görgül kaya sınıflaması için gerekli mühendislik jeolojisi parametreleri, yüzey jeolojisi çalışmaları ve zemin araştırma programı kapsamında açılan sondajlar ile bu sondajlardan elde edilen örneklerin laboratuvar deneyi sonuçlarından elde edilmiştir. Zemin araştırma programı kapsamında toplamda yaklaşık 1500 m uzunluğunda 16 sondaj açılmış ve bu sondajlardan 75 adet kaya örneği alınmıştır. Kayaların arazide yapılan mühendislik jeolojisi tanımlamaları, zemin araştırma programı bulguları ile denetlenip bütünlendirilerek bu kayalar için tünel destek tasarımı görgül kaya sınıflama sistemleri ile belirlenmiştir. Belirlenen bu tünel desteklerin geçerliliği Hoek-Brown yenilme ölçütü temel alınarak GSI ile belirlen kaya kütlesi mühendislik parametrelerinin kullanıldığı sonlu elemanlar yöntemiyle oluşturulan modellerle denetlenmiştir. Yapılan analizler sonucunda görgül kaya sınıflama sistemleri ile önerilen tünel desteklerinin tünel çevresinde oluşan deformasyonları denetlemede başarılı olduğu gözlenmiştir.

Anahtar sözcükler: Kaya mekaniği, mühendislik jeolojisi, tünel destek tasarımı

Abstract

The tunnel support designed through empirical rock mass classifications (RMR, NGI-Q and GSI) of the proposed Boztepe Tunnel of Ordu Peripheral Highway has been verified with finite element method (Phase²). The tunnel alignment consists of volcanics (agglomerate and tuff) and flysch (alternation of sandstone, marl, siltstone and limestone) type deposits. The engineering geological parameters, which are necessary for empirical rock mass classification, of the rock masses surrounding the tunnel have been gathered from the surface geological and

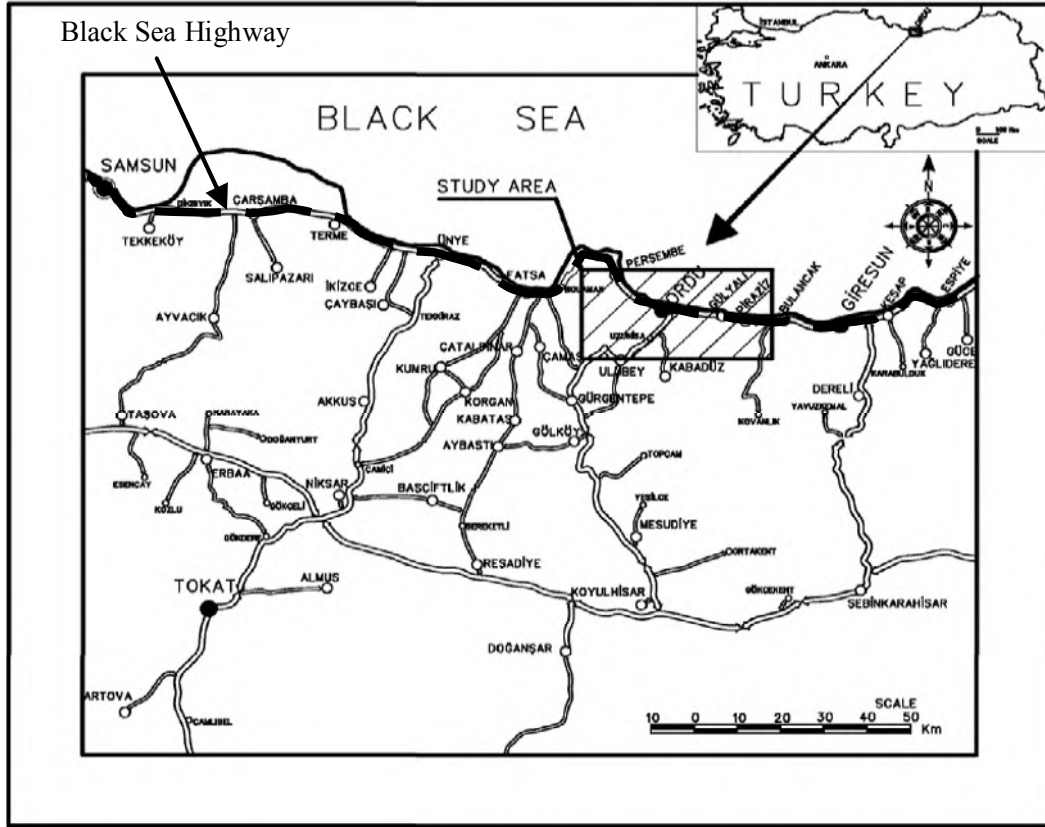


subsurface investigations by means of drillings together with laboratory test results. During subsurface investigations, 16 boreholes with total length of approximately 1500 m have been carried out. 75 rock samples have been recovered. Combining the engineering geological descriptions of the rock masses during surface geological investigations with subsurface investigation results, the tunnel supports have been designed through empirical rock mass classification systems. These supports have been verified via finite element method in which rock mass parameters have been determined with GSI based on Hoek-Brown failure criterion. According to the analyses results, the empirical tunnel supports have been observed to be satisfactory in limiting the deformations around the tunnel excavation.

Keywords: Rock mechanics, engineering geology, tunnel support design

1. GİRİŞ

Bu çalışmada, Ordu Çevre Yolu Projesi kapsamında bulunan Boztepe Tüneli (T-1)'nin tünel destek tasarımı gerçekleştirilmiştir. Tasarlanan Ordu Çevre Yolu, Bolaman-Ordu karayolundan KM: 21+000'da saparak güneye doğru ilerlemekte ve sonrasında Ordu-Giresun karayoluna KM 40+114'de bağlanarak sona ermektedir (Şekil 1). Tünel geçkisini oluşturan kayaların görgül kaya sınıflamaları ve ilgili mühendislik jeolojisi tanımlamaları ile gerçekleştirilen tünel destek tasarımı bu çalışmanın temel amacıdır. Bu doğrultuda, iki tüpten oluşan tünelin duraylılık değerlendirmeleri sırasında genel olarak: (a) tünel destek tasarımının kuramsal altyapısının literatürden incelenmesi, (b) çalışma alanı jeolojik koşullarına ilişkin yürütülen önceki çalışmaların verilerinin derlenmesi ve yorumlanması, ve (c) tünel kayasının Jeomekanik Sınıflama Sistemi, RMR; Norveç Jeoteknik Enstitüsü Q Sistemi, NGI-Q; Jeolojik Dayanım İndeksi, GSI gibi kaya sınıflama sistemlerinin kullanılması aşamaları gerçekleştirilmiştir.



Şekil 1. Çalışma alanı yer bulduru haritası / Location map of the study area.

2. GENEL JEOLJİ

Proje alanı ve yakın çevresi jeolojik özellikleri açısından Orta Karadeniz Bölgesi'nde yer almaktadır. Orta Karadeniz Bölgesi, daha çok volkanik kayalar ile simgelenen Doğu Karadeniz Bölgesi ile tortul kayaların egemen olduğu Batı Karadeniz Bölgesi arasında kaldığından eşyaşlı volkanik ve tortul kayaları birlikte barındırır (Terlemez ve Yılmaz, 1980). Bu alandaki jeolojik birimler oluşum koşulları bağlamında bölgesel tektonik devinimlerin ürünleridir. Bu çerçevede, proje alanında eşyaşlı volkanik ve tortul kayaların birarada bulunması bu bölgedeki adayayı volkanizması ile açıklanabilir.

Proje alanındaki en yaşlı litostratigrafik birim Üst Kretase yaşlı Mesudiye Formasyonu'dur. Formasyon aglomera, bazik lav akıntıları, kireçtaşı, tüfit, çamurtaşı, kilaşı ve kumtaşından oluşmaktadır. Formasyona ilişkin ilk tanımlamalar Terlemez ve Yılmaz (1980) tarafından yapılmıştır. Boztepe Tüneli boyunca çoğunlukla, 1000 m kalınlığında olduğu düşünülen bu formasyon kesilecektir.

Mesudiye Formasyonu'nun aglomera birimi koyu gri, kahverenkli, masif ve zaman zaman kalın-çok kalın katmanlıdır. Andezitik ve bazaltik parçalar çakıl-blok dane boyutu arasında değişiklik göstermektedir. Bu parçalar genellikle köşeli ve kötü boylanmalıdır. Bu parçaların çimentosu niteliğindeki tuf bazı kesimlerde zayıftır. Tuf çimentonun zayıf olduğu bu kesimlerde andezitik ve



bazaltik parçalar birbirine dokunmamaktadır. Formasyon içinde piroklastik kayalar; ince daneli kumtaşı, kıltaşı, tüfit ve kırmızı kireçtaşı lenslerinden oluşan ardalıya göre baskın durumdadır (Keskin vd. 1998). Mesudiye Formasyonu, Neotetis Okyanusu kuzey kolunun dalımı sonucu oluşan adayayı volkanizmasının ürünüdür. Volkanizmanın durakladığı evrelerde bu formasyonun tortul kayaç üyeleri çökmüştür. Mesudiye Formasyonu'nun en göze çarpan özelliği; anahtar katman düzeyi olarak izlenebilen kırmızı-pembe renkli, ince-orta kalın katmanlı kireçtaşı, marn, çamurtaşı, kıltaşı, kumtaşı ve tuf ardalıdır (Keskin vd., 1998).

Proje alanında yüzlek veren diğer birim ise Boztepe Tüneli'nin ilk kesimlerinde kesilen Akveren Formasyonu'dur. Bu formasyon Terlemez ve Yılmaz (1980)'in Fatsa Formasyonu ile denetirilebilir (correlated). Akveren Formasyonu; kireçtaşı, kumlu kireçtaşı, marn, silttaşı ve kumtaşı ardalılarından oluşan tortul çökeltileri içerir. Keskin vd. (1998) tarafından bu formasyon içinde Kumru, Korgan ve Fatsa'da tüfit düzeyleri de gözlenmiştir. Bu formasyonun toplam kalınlığı 750 m dolayındadır.

3. KAYA KÜTLELERİ MÜHENDİSLİK JEOLJİSİ TANIMLAMALARI

Çalışma alanında yüzeyleyen kayaların mühendislik jeolojisi tanımlamaları sırasında kayaların hem kütle özellikleri (mass properties) hem de som kaya (intact rock) özellikleri birlikte yorumlanmıştır. Bu bağlamda bu aşamada arazi yüzey jeolojisi çalışmalarından elde edilen bilgiler ile zemin araştırma programı sonucu sondaj ve laboratuvar deneylerinden elde edilen bilgiler birbirlerini destekler ve bütünler biçimde değerlendirilerek yorumlanmıştır. Arazi yüzey jeolojisi çalışmaları sırasında kayaların kütsel olarak mühendislik davranışını belirleyen süreksizliklerinin; sürekliliği, açıklığı, pürüzlülüğü, ayrışma durumları ve su koşulları incelenmiştir. Zemin araştırma programı çerçevesinde toplam yaklaşık 1000 m uzunluğundan sondaj açılmış ve bu sondajlardan alınan örnekler tünel derinliğindeki kaya koşullarının değerlendirilmesi amacı ile laboratuvara gönderilmiştir. Sondajlardan alınan örneklerin laboratuvar deney sonuçlarına ilişkin özet bilgiler Çizelge 1'de verilmiştir.

Arazi yüzey çalışmalarında gözlenen Mesudiye Formasyonu'nun volkanik kayalarından andezitik ve bazaltik aglomeralar tünel geçkisi boyunca benzer özellikler göstermektedir. Bu mineralojik açıdan farklı iki birimin arazi koşullarında çıplak göz ile ayrımı ancak renkleri bağlamında yapılabilmektedir. Mühendislik özellikleri çok benzer olan bu birimler aglomera adı altında incelenmiştir. Açık-koyu gri, yeşilimsi ve siyah renkli olan aglomera, andezitik ve bazaltik tuf ve volkanik kül hamur içindeki lapilli (4.0-64.0 mm) ve volkanik bomba (>64.0 mm) boyutlu gereçten oluşmaktadır. Yüzeye yakın kesimler (1.50 – 2.0 m derinliğe kadar) mekanik ve biyolojik ayrışmanın sonucu blok boyutlu parçalar içermektedir. Hemen derinlerde aglomera genel olarak az ayrışmalı ve taze bir görünüm sunmaktadır. Aglomera, arazide çekiç darbesine gösterdiği tepkiye göre genellikle orta dayanımlı (12.5-50.0 MPa) ve bazen dayanımlı (50.0-



100.0 MPa)dır. Genellikle masif olan aglomera biriminde seyrekçe katman düzlemleri bulunmaktadır. Genel olarak süreksiz, dalgalı ve pürüzlü olan süreksizliklerin arazide ölçülen genel konumu 115/15'dir. 200-600 mm arasında olan süreksizlik aralıkları ile kayacın kütleli olarak RQD değeri %50-75 arasında değişmektedir. 1-5 mm açıklığa sahip olan süreksizlikler genelde az bozunmalı olup yumuşamayan (non-softening), kohezyonsuz mineral ve kaya parçaları dolguları içermektedir.

Çizelge 1. Som kaya örneklerinin laboratuvar deney sonuçları / *The laboratory test results of the intact rock samples.*

Km	Sondajlarda geçilen litoloji	Ortalama Tek Eksenli Basma Dayanımı (MPa)	Ortalama Young's modülü (GPa)	Ortalama Poisson's oranı
23+100	Fliş (Marn+Klt.+Kçt.)	50	16.3	0.193
23+250				
23+250	Fliş (Klt.+Marn+Kut.)	33	11.1	0.215
23+625	Volkanik (Ag.+Tüf)			
23+625	Volkanik (Ag.)	37	12.3	0.150
23+915				
23+915	Fliş (Klt.+Kçt.+Kut.)	47.3	28.2	0.308
26+200	Volkanik (Ag.+Tüf)			
26+200	Volkanik (Ag.+Bz.)	97	-	-
26+300				

Ag.: Aglomera, Klt.: Kilitaşı, Kut.: Kumtaşı, Bz.: Bazalt

Km	Lithology encountered in boreholes	Average uniaxial compressive strength (MPa)	Average Young's modulus (GPa)	Average Poisson's ratio
23+100	Flysch (Marl+Clst+Lst)	50	16.3	0.193
23+250				
23+250	Flysch (Clst+Marl+Sst)	33	11.1	0.215
23+625	Volcanics (Agg.+Tuff)			
23+625	Volcanics (Agglomerate)	37	12.3	0.150
23+915				
23+915	Flysch (Clst+Lst+Sst)	47.3	28.2	0.308
26+200	Volcanics (Agg.+Tuff)			
26+200	Volcanics (Agg.+Bslt)	97	-	-
26+300				

Ag.: Agglomerate, Clt.: Claystone, Sst.: Sandstone, Bs.: Basalt

Andezitik-bazaltik tüf; dane boyu, ayrışma ve dayanım bağlamında aglomera'ya göre görece daha olumsuz jeoteknik koşullar sunmaktadır. Orta ayrışmalı tüf kesimler orta dayanımlı (12.5-50 MPa) – zayıf (1.25-5.0 MPa), az ayrışmalı ve taze kesimler ise orta dayanımlı (12.5-50 MPa)dır. Çok kırıklı ve parçalı olan bu birimde süreksizliklerin aralıkları 60-200 mm ve RQD değeri %25-50 arasındadır.



Koyu gri-siyah renkli bazalt, genellikle taze ve az ayrışmalıdır. Genel olarak dayanımlı (12.5-50 MPa) olan bazaltın süreksizlik düzlemlerinin açıklığı 1-5 mm arasındadır. Bu süreksizlik düzlemleri yüzeyde demir oksit sıvalı olarak gözlenmiştir. 60-200 cm arasında değişen süreksizlik aralıkları ile kayacın kütleli olarak RQD değeri %75-90 arasında değişmektedir.

Akveren Formasyonu'nun kahverengi, yeşilimsi ve kirli beyaz renkli kilitaşı-kumtaşı-marn-kireçtaşı ardalanması Boztepe Tüneli giriş portalında gözlenmektedir. Fliş özelliğindeki bu ardalanma yeğın tektonik bir süreç geçirmiş ve bu bağlamda da bazı düzeyleri oldukça zayıflamıştır. Bu ardalanmanın en zayıf üyeleri olan yeşilimsi marn ve kahverenkli kilitaşı çok zayıf ve zayıf (1.25-5.0 MPa)tır. Katmanlar orta (3-10 m) sürekli, 1-5 mm arasında açık, dalgalı ve düzensiz olarak pürüzlüdür. Katman düzlemleri az bozunmalı ve bazen kalsit dolguludur. 60-200 mm arasında değişen süreksizlik aralıkları ile marn ve kilitaşının kütleli olarak RQD değeri %25-50 arasında değişmektedir. Ardalanmanın kireçtaşı üyesi az ayrışmalı ve taze durumu ile dayanımlı (12.5-50 MPa)dır. 3-10 m süreklilikte, 1-5 mm açıklıkta, dalgalı, pürüzlü ve az bozunmalı olan katman düzlemlerinin genel konumu 120/20 olarak ölçülmüştür. 200-600 mm arasında olan süreksizlik aralıkları ile kayacın kütleli olarak RQD değeri %50-75 arasında değişmektedir.

4. KAYA KÜTLESİ SINIFLAMASI

Tünel içindeki benzer litoloji ve dayanım parametrelerine sahip kaya kütleleri aynı kesit veya jeolojik kütle birimi içinde sınıflandırılmıştır Çizelge 2. Böylece her bir kesit veya jeolojik kütle birimi, bir tekdüze kaya kütle kesiti olarak çalışılmış ve bu kesitlerin her biri için destek tasarımları gerçekleştirilmiştir. Tünel portalı açık kazılarında ise kayaçların mühendislik davranışı temelinde kayaçlar volkanikler ve fliş olarak iki sınıfa ayrılmıştır. Görgül (empirical) tünel desteklerinin ve kayaçların dayanım parametrelerinin belirlenmesinde görgül kaya sınıflamaları RMR (Bieniawski, 1973), NGI-Q (Barton vd., 1974) ve GSI kaya sınıflama sistemleri kullanılmıştır. NGI-Q ve RMR kaya sınıflama sistemlerinin sonuçları Çizelge 3 ve 4'te verilmiştir.



Çizelge 2. Boztepe (T-1) Tüneli kaya kütlesi kesitleri / *Domain characterizations of the Boztepe (T-1) tunnel.*

Boztepe (T-1) Tüneli							
Kesit	T1-Pn (Giriş Portalı)	T1-1	T1-2	T1-3	T1-4	T1-5	T1-Px (Çıkış Portalı)
KM aralığı	23+015	23+050	23+375	24+000	25+000	25+775	26+290
	23+050	23+375	24+000	25+000	25+775	26+290	26+323
Litoloji	Tüf, Ag., Klt	Klt., Kut., Marn	Ag.	Klt., Ag., Tüf	Klt., Tüf	Bz., Klt., Ag.	Ag.

Ag.: Aglomera, Klt.: Kilitaşı, Kut.: Kumtaşı, Bz.: Bazalt

Boztepe (T-1) Tunnel							
Domain name	T1-Pn (Ent Portalı)	T1-1	T1-2	T1-3	T1-4	T1-5	T1-Px (Ex. Portalı)
KM	23+015	23+050	23+375	24+000	25+000	25+775	26+290
chaniage	23+050	23+375	24+000	25+000	25+775	26+290	26+323
Lithology	Tuff, Ag., Clt.	Clt., Sst., Marl	Ag.	Clt., Ag., Tuff	Clt., Tuff	Bs., Clt., Ag.	Ag.

Ag.: Agglomerate, Clt.: Claystone, Sst.: Sandstone, Bs.: Basalt

Çizelge 3. Boztepe (T-1) Tüneli NGI-Q ve RMR Kaya Sınıflaması / *NGI-Q and RMR classifications for Boztepe (T-1) tunnel*

Kesit	Kesit adı	NGI-Q	RMR
TÜNEL	T1-Pn	0.64	38.65
	T1-1	2.00	50.75
	T1-2	18.80	69.51
	T1-3	3.60	53.20
	T1-4	1.00	50.77
	T1-5	4.90	59.01
	T1-Px	0.77	39.46

Section	Domain name	NGI-Q	RMR
TUNNEL	T1-Pn	0.64	38.65
	T1-1	2.00	50.75
	T1-2	18.80	69.51
	T1-3	3.60	53.20
	T1-4	1.00	50.77
	T1-5	4.90	59.01
	T1-Px	0.77	39.46



Çizelge 4. Boztepe (T-1) Tüneli için NGI-Q sisteminin önerdiği destek sistemleri / *Support recommendations by NGI-Q system for Boztepe (T-1) tunnel*

Q aralığı	$10 \leq Q < 40$	$4 \leq Q < 10$	$1 \leq Q < 4$	$0.4 \leq Q < 1$
Q değeri	18.80	4.90	1.00-2.00-3.60	0.64-0.77
Tek eksenli basma dayanımı (MPa)	30	40	20-25-35	25
Max. Desteksiz açıklık (m)	6.47	3.78	2.00-2.64-3.34	1.67-1.80
Max. Desteksiz yükseklik (m)	6.80	4.20	2.20-3.00-3.80	1.90-2.00
Önerilen destek sistemi	Tavan	Noktasal bulon (Ø26mm, spacing 1.5-2m, L=3.80m) + Çelik hasır + gerektiğinde öngermeli bulon (Ø26mm, aralık 1m, L=3.80m)	öngermeli bulon (Ø26mm, aralık 1-1.5m, L=3.80m) + Çelik hasır + gerektiğinde öngermeli bulon (Ø26mm, aralık 0.8-1m, L=3.80m)	5 - 10 cm püskürtme beton + öngermeli bulon (Ø26mm, aralık 1-1.5m, L=3.80m) + Çelik hasır + gerektiğinde öngermeli bulon (Ø26mm, aralık 0.8-1m, L=3.80m)
	Duvar	Destek gerekmez.	2 - 3 cm püskürtme beton + Noktasal bulon (Ø26mm, aralık 1.5-2m, L=3.35m) + gerektiğinde öngermeli bulon (Ø26mm, aralık 0.8-1m, L=3.80m)	5 - 7.5 cm püskürtme beton + öngermeli bulon (Ø26mm, aralık 1m, L=3.35m) + gerektiğinde öngermeli bulon (Ø26mm, aralık 0.8-1m, L=3.80m)
Q range	$10 \leq Q < 40$	$4 \leq Q < 10$	$1 \leq Q < 4$	$0.4 \leq Q < 1$
Q value	18.80	4.90	1.00-2.00-3.60	0.64-0.77
Uniaxial Compressive Strength (MPa)	30	40	20-25-35	25
Max. Unsupported Roof Span (m)	6.47	3.78	2.00-2.64-3.34	1.67-1.80
Max. Unsupported Wall Height (m)	6.80	4.20	2.20-3.00-3.80	1.90-2.00
Suggested Support Categories	Roof	Untensioned grouted dowels (Ø26mm, spacing 1.5-2m, L=3.80m) + Chainlink mesh anchored to bolts and intermediate points. + when needed tensioned rockbolts (Ø26mm, spacing 1m, L=3.80m)	Tensioned rockbolts (Ø26mm, spacing 1-1.5m, L=3.80m) + Chainlink mesh anchored to bolts and intermediate points + when needed tensioned rockbolts (Ø26mm, spacing 0.8-1m, L=3.80m)	5 - 10 cm shotcrete + Tensioned rockbolts (Ø26mm, spacing 1-1.5m, L=3.80m) + Chainlink mesh + when needed tensioned rockbolts (Ø26mm, spacing 0.8-1m, L=3.80m)
	Wall	No support required.	2 - 3 cm shotcrete + Spot reinforcement with untensioned grouted dowels (Ø26mm, spacing 1.5-2m, L=3.35m) + when needed tensioned rockbolts (Ø26mm, spacing 0.8-1m, L=3.80m)	5 - 7.5 cm shotcrete + Tensioned rockbolts (Ø26mm, spacing 1m, L=3.35m) + when needed tensioned rockbolts (Ø26mm, spacing 0.8-1m, L=3.80m)



Tünel kaya kütlelerinin dayanım parametrelerinin ve kaya sınıflarının belirlenmesinde RMR kullanılmıştır. Portal kesimlerinde; NGI-Q sisteminde parametrelerden biri olan eklem takım sayısı (J_n)nın iki kat alınarak Q değerinin yarıya düşürülmesine benzer biçimde, RMR sınıflamasında da bir düzenleme yapılmıştır. Başka bir deyiş ile; $Q_{portal} = Q/2$ değeri $RMR = 9 \ln Q + 44$ eşitliğinde yerine konduğunda $RMR_{portal} = RMR - 6.24$ sonucuna ulaşılmıştır. Böylelikle, portal bölgesindeki kayaçların dayanım parametreleri RMR_{portal} değerleri temel alınarak hesaplanmıştır (Çizelge 5).

Çizelge 5. Boztepe (T-1) Tüneli portalı RMR sınıflaması / *RMR classification for Boztepe tunnel portals*

PORTAL	Konum	Litoloji	Yan şevler	Alın şevi
			RMR	RMRp
PORTAL	Giriş	Volkanikler	48.55	42.31
		Fliş	45.92	39.68
	Çıkış	Volkanikler	53.20	46.96
		Fliş	45.92	39.68

PORTAL	Position	Lithology	Side slopes	Portal face
			RMR	RMRp
PORTAL	Entrance	Volcanics	48.55	42.31
		Flysch	45.92	39.68
	Exit	Volcanics	53.20	46.96
		Flysch	45.92	39.68

5. KAYA KÜTLESİ DAYANIMI

Çalışma alanında volkanik kayaçların ve flişin jeotektonik nedenlerden dolayı çok sık geçişli olması ve bu nedenle kayaçların mühendislik özelliklerinin değişkenlik göstermesi, bu kayaçların yerinde dayanım parametrelerinin belirlenmesini zorlaştırmaktadır. Böyle bir durumda yürütülen mühendislik uygulamalarında, kayaçların yerinde dayanım parametreleri çoğunlukla kestirilenden daha olumlu koşullar sunabilmektedir. Bu yorumlar doğrultusunda, Hoek-Brown Yenilme Ölçütü'nü (Hoek vd., 2002) temel alan RocLab bilgisayar programı ile yapılan kaya kütleli dayanım değerlendirmeleri Çizelge 6'da verilmiştir.



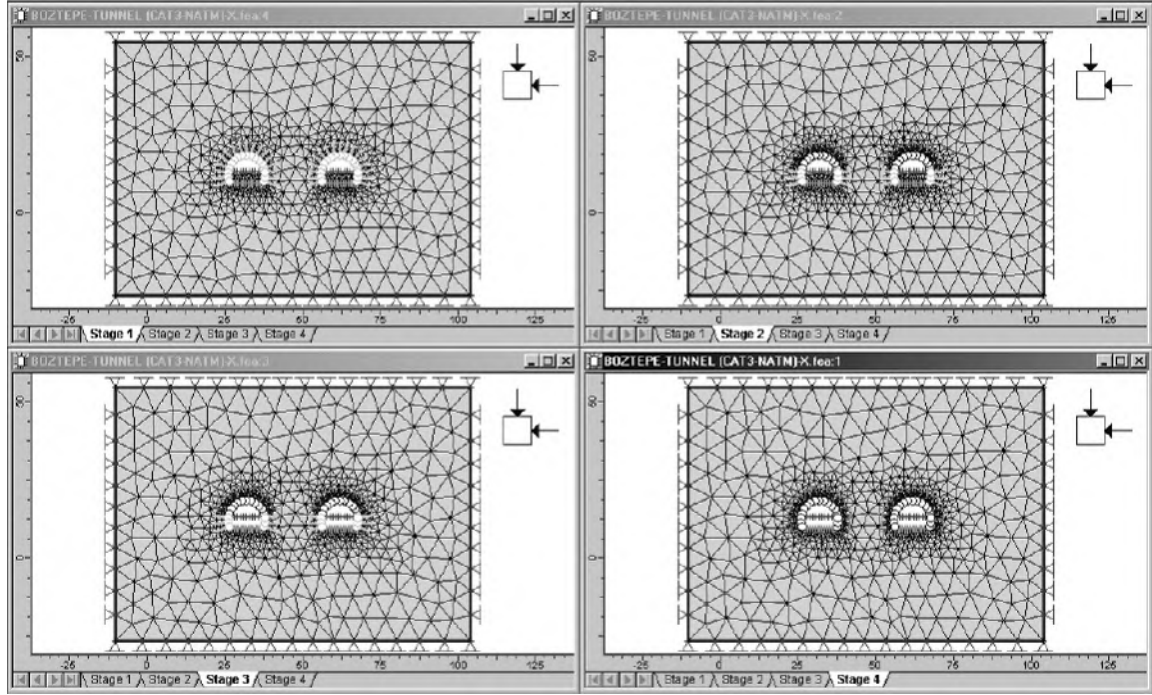
Çizelge 6. Kayaçların laboratuvar ve arazi gözlemi ile elde edilen dayanım parametreleri karşılaştırması / *The comparison of lab results and the field estimations on rock mass shear strength parameters*

Kesit	Litoloji	Hoek-Brown				Mohr-Coloumb		Yerinde arazi kestirimleri			
		m_i	σ_{ci} (MPa)	C (MPa)	ϕ (°)	C (MPa)	ϕ (°)	m_i	σ_{ci} (MPa)	C (MPa)	ϕ (°)
T1-2	Volkanikler (Aglomera)	36	11	0.80	41.7	11.6	32	19	30	0.3-0.4	35-45
		48	3.6	0.28	44.1	6.8	27				
		7	42	1.87	27.4	15.7	27				
T1-3	Fliş (Kireçtaşı)	150	1.4	-	-	6.7	29	16	35	0.2-0.3	25-35
T1-5	Volkanikler (Aglomera)	16	26	1.46	34.4	13.5	31	17	40	0.2-0.3	25-35
T1-Px	Volkanikler (Aglomera)	87	2.3	-	-	13.5	33	19	25	0.2-0.3	25-35

Domain	Lithology	Hoek-Brown				Mohr-Coloumb		Field estimates			
		m_i	σ_{ci} (MPa)	C (MPa)	ϕ (°)	C (MPa)	ϕ (°)	m_i	σ_{ci} (MPa)	C (MPa)	ϕ (°)
T1-2	Volcanics (Agglomerate)	36	11	0.80	41.7	11.6	32	19	30	0.3-0.4	35-45
		48	3.6	0.28	44.1	6.8	27				
		7	42	1.87	27.4	15.7	27				
T1-3	Flysch (Limestone)	150	1.4	-	-	6.7	29	16	35	0.2-0.3	25-35
T1-5	Volcanics (Agglomerate)	16	26	1.46	34.4	13.5	31	17	40	0.2-0.3	25-35
T1-Px	Volcanics (Agglomerate)	87	2.3	-	-	13.5	33	19	25	0.2-0.3	25-35

6. GERİLME ANALİZLERİ

Yerinde ve gelişen gerilmelerin, Boztepe Tüneli çevresinde gelişen deformasyonların ve belirlenen desteklerin tünel kayası ile olan ilişkisinin belirlenmesi ve incelenmesinde Phase² bilgisayar programı kullanılmıştır. Bu incelemelerde, NGI-Q sistemi ile belirlenen ve Çizelge 4'te verilen dört görgül destek sistemini oluşturan elemanların yeterliliği ve doğruluğu araştırılmıştır. Boztepe Tüneli program içinde; 12.0 m genişlikte ve 9.0 m yükseklikte, çift tüplü olarak modellenmiştir. Portal bölgelerindeki arazi gerilmeleri yerçekimi yüklemesi ile modellenmiştir. Analizlerde en kritik kesit (Çizelge 4'te 3. kategori) incelenirken bu kesitteki kaya kütlesi dayanım parametreleri GSI sınıflaması ile belirlenmiştir (Çizelge 7). Analizlerde kullanılan modelin ağı (mesh) Şekil 2'de verilmiştir. Analiz sonuçlarında gerilmelerin en yoğun olduğu yerler kazıların köşelerinde gözlenirken, en çok deformasyon tünel kazısının tabanında gözlenmiştir.



Şekil 2. Sonlu elemanlar modelinin ağı / The mesh of the finite element model.

Çizelge 7. Sonlu elemanlar analizinde kullanılan dayanım parametreleri / Shear strength parameters utilized in the finite element analysis.

Kesit	m_i	s_i	m	s	γ (kN/m ³)	c (MPa)	ϕ (°)	E (MPa)	ν
T1-Px	19	1	1.86	0.0007	23	0.192	53	2108	0.2-0.3

Domain	m_i	s_i	m	s	γ (kN/m ³)	c (MPa)	ϕ (°)	E (MPa)	ν
T1-Px	19	1	1.86	0.0007	23	0.192	53	2108	0.2-0.3

Analiz sonuçlarında ölçülen en çok deformasyon sağ tüpün tabanında 8.65 mm olarak hesaplanmıştır. Destek elemanlarının üzerine gelen yükler ve deformasyonlar incelendiğinde, görgül olarak tasarlanan desteklerin tünel duraylılığını sağlayacak yeterlilikte olduğu görülmüştür (Sopacı, 2003).



7. SONUÇLAR

Çalışma alanı için, oluşturulan jeotektonik model, yüzey jeolojisi çalışmaları ve zemin araştırmaları sonucunda Boztepe Tüneli boyunca kesilecek kayalar, NGI-Q sistemi ile her biri ayrı destek sistemleri ile desteklenen dört ayrı kaya sınıfına ayrılmıştır. Arazi jeoteknik koşullarının sonlu elemanlar yöntemi ile gerçeğe yakın modellenenebilmesi için bu kayaların dayanım parametreleri belirlenmiştir. Görgül GSI kaya sınıflaması ve laboratuvar deneylerinden elde edilen parametreler birbirleri ile denştirilmiştir (correlated). Bu karşılaştırmaya göre, içsel sürtünme açısı (ϕ) değerleri yakın sonuçlar verirken, kohezyon (c) değerleri değişkenlik göstermektedir.

Boztepe Tüneli için sonlu elemanlar yöntemi ile yapılan analizlerde görgül kaya sınıflamaları sonucu elde edilen kaya kütlesi parametreleri ve görgül destek sistemleri tünel duraylılığının sağlanması açısından yeterli bulunmuştur.

8 KAYNAKLAR

Barton, N., Lien, R., and Lunde, J., 1974, Engineering Classification of Rock Masses for the design of Tunnel Support, Rock Mechanics, Vol.6 No.4, pp. 189-236.

Bieniawski, Z. T., 1973, Engineering Classification of Jointed Rock Masses, Trans S. Afr. Inst. Civ. Engrs. 15, pp. 335-344.

Hoek, E., Carranza-Torres, C., and Corkum, B., 2002, Hoek-Brown Failure Criterion - 2002 edn

Keskin, İ., Yergök, A. F., Kara, H., Dönmez, M., and Arslan, M., 1998, Geology of Ünye-Fatsa-Kumru-Korgan (Ordu), Geological Investigation Department of the General Directorate of Mineral Search and Exploration (MTA), Ankara.

Rocscience, Inc., Phase² V.5.00, 2D finite element program for calculating stresses and estimating support around underground excavations, Rocscience Inc. 31 Balsam Ave., Toronto, Ontario M4E 1B2, Canada, 2003.

Rocscience, Inc., RocLab Version 1.004, Rock Mass Strength Analysis Program Using the Hoek-Brown Failure Criterion, Rocscience Inc. 31 Balsam Ave., Toronto, Ontario M4E 1B2, Canada, 2002.

Sopacı, E., 2003. Stability investigations along the Ordu peripheral highway (KM: 21+000 – KM: 40+114). Ms. Thesis, Middle East Technical University, Turkey.

Terlemez, İ., and Yılmaz, A., 1980, Stratigraphy of the Area between Ünye-Ordu-Koyulhisar-Reşadiye, Bulletin of the Geological Society of Turkey, Vol. 23, pp. 179-191



Kaya özelliklerinin yer titreşimi dalga özellikleri üzerine etkisi

Effect of rock properties on ground vibration wave characteristics

B. Barış ÇAKMAK, H. Aydın BİLGİN

ODTÜ Maden Müh. Bölümü, 06531, Çankaya, Ankara

ÖZ

Yer titreşimi, patlayıcı madde kullanmak sureti ile yapılan kaya parçalama işlemlerinin kaçınılmaz bir yan ürünü ve sonucudur. Bunların oluşumunu tümüyle önlemek imkansız olsa da olumsuz etkilerini azaltmak ve bina hasarlarını önlemek olanaklıdır. Yer titreşim dalgaları esasen zeminde ilerleyen ses dalgaları olup, doğal depreme benzer etkiler ve sonuçlar yarattıklarından sismik dalgalar olarak da anılırlar. Yer titreşimi dalgaları, zeminde yapıların kaldıramayacağı büyüklükte deformasyon yarattıklarında yapıları hasarlandırabildiklerinden bunların özelliklerine dikkat etmek gerekmektedir. Yer titreşim dalgalarının sadece büyüklükleri değil, frekans özellikleri de önemlidir. Bunun önemi zeminde ve dolayısı ile binada oluşan deformasyonun sadece titreşim büyüklüğüne değil, aynı zamanda dalganın frekansına, diğer bir deyişle periyoduna da, bağlı olmasından kaynaklanmaktadır. Nitekim farklı ülkelerin değişik Yönetmelik ve Tüzüklerinde zeminde izin verilen titreşim hızları dalga frekansına bağlı olarak düzenlenmiş bulunmaktadır. Bu bildiride farklı maden ve inşaat işyerlerindeki kaya özellikleri belirlenmiş, söz konusu işyerleri zeminlerinde yapılan patlatmalarda kaydedilmiş dalga şekilleri incelenmiş ve kaya özellikleri ile dalga özellikleri arasındaki ilişkiler araştırılmış ve sunulmuştur.

Anahtar Kelimeler: Yer titreşim dalgası, kaya özellikleri, dalga büyüklüğü, dalga frekansı.

ABSTRACT

Ground vibration is an inevitable result and by-product of rock fragmentation process by using explosives. Although the formation of vibration waves is inevitable, the minimization of negative effects of waves and the prevention of structural damage is possible. Although the vibration waves are sound waves travelling in the ground, they are also named as seismic waves due to the effects caused similar to those induced by natural earthquakes. It is important to pay attention to their characteristics since they can damage the structures when they cause large deformations and displacements in the ground that the structures can not cope with. Not only their magnitude but also their frequency is important. The importance of wave characteristics arises from the fact that the deformation resulting in the ground and the structure does not only depend on their magnitude but also their frequency and hence the wave period. For this reason, the allowable levels of ground vibration are given in regulations of most of the countries as a function of frequency. In this paper, the rock properties are determined for different mining and construction sites, the wave forms recorded at the same sites are analyzed and vibration characteristics are delineated and finally the relationships between the rock properties and the resulting wave forms are compared, discussed and commented on.

Key Words: Ground vibration wave, rock properties, wave magnitude, wave frequency.

1. GİRİŞ

Kaya zeminlerin iş makineleri ile doğrudan kazılamadığı durumlarda kazı işlemi önceden belirlenen hacimde kayanın patlayıcı madde kullanılarak patlatılması sureti ile yapılır. Patlatma deyimi kayanın yerinde çatlatılması, kırılması ve bulunduğu yerden bir miktar ötelenmesi anlamına gelir. Önceden belirlenen deyimi ise patlatmanın belirli bir alan ve kesitte yapılması ve kazı alanını çevreleyen zeminin hasarlandırılmaması, örselenmemesi veya geçici ve elastik dahi olsa büyük miktarda



deformasyona uğratılmaması anlamını taşır. Bir başka deyişle patlatma kayanın kontrollu biçimde parçalanması işlemidir. Ne var ki, patlayıcı madde kullanarak kaya parçalama işleminde patlama sonucu açığa çıkan enerjinin tamamı faydalı iş olarak kullanılamamaktadır. Patlayıcı madde enerjisinin çoğunluğu kayanın bir kısmının aşırı parçalanmasında, taş savrulmasında, yer titreşimi ve hava şoku (havada ilerleyen basınç dalgaları) oluşturmada ve hatta geride kalan kaya kütlelerinde çatlaklar ve kalıcı deformasyonlar yaratılmasında etkili olmaktadır (Berta, 1990). Bu nedenle parçalamaya yetecek uygun patlayıcı madde miktarı ile çevrenin korunması, kazı sınırlarına uyulması ve mevcut enerjinin en verimli biçimde kullanılması için kaya içinde patlayıcının yerleştirme ve dağılım şeklinin belirlenmesi çok önemlidir.

2. KAYNAK TARAMA

Patlatma kayanın kontrollu biçimde parçalanması anlamını taşıdığından çoğu kez bu kontrol iki aşamada yapılır. İlk kontrol aşaması patlama sırasında farklı cihazlar kullanılarak ölçüm yolu ile gözlem ve izleme yapılmasıdır. Cihazla izlemeye yer titreşimi, hava şoku, zemin ivmesi ölçümleri, hızlı kamera çekimleri ile kayanın fırlatılma hızının tayini ve delik içi infilak hızı ölçümleri yapılır. İkinci aşama kontrol ise patlatma sonrası parça boyut tayini, yığın şeklinin belirlenmesi, geri çatlatma olup olmadığı, çevredeki kaya kütlelerinde ve varsa yapılarda çatlak, hasar vb meydana gelip gelmediğinin belirlenmesidir.

Bu bildiride farklı kaya zeminlerde patlatma esnasında kontrol amaçlı yapılan yer titreşim ölçümlerinde kaydedilen değişik dalga biçimleri ve özellikleri incelenip tartışılacak ve sonuçları yorumlanacaktır. Yer titreşim dalgaları, dalga tipinden bağımsız olarak, zaman veya mekan ekseninde değişen sinüs dalgası ile benzeştirilebilir (Dowding, 1985). Yer titreşimini en iyi anlatan örnek durgun suda yüzen mantar örneğidir. Suya bir taş atıldığında oluşan dalgalar nasıl ki mantarı ileri-geri, aşağı-yukarı ve sağa-sola yer değiştirirse, yer titreşim dalgaları da zemindeki bir zerreyi (parçacığı) benzer biçimde yer değiştirir. Mantara yer değiştirten sudaki dalga nasıl ki, dalga boyu (iki dalga tepesi arasındaki mesafe), dalga hızı (mantarın bulunduğu yerden ileriye doğru hareket hızı) ve dalga frekansı (mantarın bir saniyede kaç kez aşağı-yukarı oynadığı) ile en iyi biçimde anlatılabilirse, yer titreşim dalgalarının yersel ve zamansal özelliklerini en iyi tanımlayan başlıca değişkenler de, büyüklük, hakim periyot (hakim frekans) ve titreşim süresidir (Dowding, 1985). Bütün bu değişkenler patlatma zamanlaması (gecikmeli, tavikli patlatma) ve dalganın içinde yol aldığı zemin özelliklerine bağlıdır (Dowding, 1985).

Patlatma kaynaklı yer titreşimlerini deprem veya nükleer deneme patlatmalarının sebep olduğu yer titreşimlerinden ayıran başlıca iki özellik; patlatma titreşim frekanslarının daha yüksek frekansa sahip olması ve çok daha kısa sürelerde etkin olmasıdır. Örneğin deprem dalgalarının frekansları genellikle 0,5-2,0 Hz (Hertz) arasında ve süreleri çoğunlukla 10-50 s (saniye) arasında bulunmasına rağmen, patlatma kaynaklı titreşimler en az 2, en çok 100 Hz frekansa (çoğunlukla 5-50 Hz) sahip olup süreleri 0,5-7 s (çoğunlukla 1-3 s) arasında değişmektedir.



Sedimanter kaya kütleleri içinde, büyük çaplı deliklerde, gecikme başına daha fazla patlayıcı miktarları ve daha büyük dilim kalınlıkları kullanılarak kömür madenlerinde yapılan patlatmalar sırasında daha uzak mesafelerde ölçülüp kaydedilen titreşim dalgaları, sert ve dayanımlı kaya ortamlarında, küçük çaplı deliklerde, gecikme başına daha düşük patlayıcı miktarları ve daha kısa dilim kalınlıkları ile yapılan inşaat veya taşocağı patlatmalarında daha kısa mesafeler içinde kaydedilen titreşim dalgalarına göre daha düşük hakim frekans, ancak daha fazla titreşim hızı (büyüklüğü) özelliği gösterir (Siskind vd., 1980, Dowding, 1985). Bu bildiride, değişik sahalarda farklı kaya ortamlarında yapılan patlatmalar sırasında kaydedilen dalgaların formları ile büyüklüklerinin kaynaklarda sözü edilen hususlar ile örtüşüp örtüşmediği araştırılmıştır.

Siskind vd. (1980) sert ve dayanımlı kaya zeminlerdeki inşaat ve taşocağı patlatmalarından kaynaklanan dalgaların yüksek frekansa sahip olmasını yukarıda sayılan özelliklere ek olarak aynı zamanda bu zeminlerde toprak örtü kalınlığının ince olmasına da bağlamışlardır. Kömür madenlerindeki sedimanter kayaların bir başka özelliği de farklı fiziksel ve mekanik özelliklere sahip belirli kalınlıktaki tabakaların varlığı sebebiyle titreşim dalgalarının fazla sönümlenmeden çok uzaklara kadar iletme kabiliyetine sahip olmalarıdır. Sayılan zemin özellikleri nedeniyle patlatma titreşim dalgalarının frekans özelliklerinin öncelikle jeolojiye (zemin cinsine) daha sonra da gecikme zamanı aralığına (gecikme süresine) bağlı olduğu Siskind vd. (1980) tarafından ifade edilmektedir. Ayrıca tümü ile kaya zemin ve kısa mesafe durumu hariç frekansın kestirilmesinin güç olduğunu da belirtmektedirler. Bu nedenle bu çalışmada doğrudan ölçüm yöntemi izlenmiştir. Binaların şiddetli biçimde titreştiği konusundaki sürekli şikayet örneklerinin çoğunda esas sebebin düşük frekans olduğu değerlendirilmektedir (Bilgin vd. 1998, 1999, 2000).

3. İNCELENEN SAHALARDAKİ KAYA ÖZELLİKLERİ

Bu bildiride, aralarında üç adet yerüstü kömür madeni, bir altın madeni, iki taşocağı ve bir adet yol inşaatı şantiyesi olmak üzere yedi farklı sahada, değişik fiziksel ve mekanik özelliklere sahip kaya zeminlerde yapılmış patlatmalar sırasında kaydedilmiş titreşim dalgaları karşılaştırılıp incelenmiştir. Söz konusu dalga formlarını karşılaştırabilmek, diğer bir deyişle kayanın davranışını yorumlayabilmek ve anlamlı sonuçlara ulaşabilmek için kayaların bazı özellikleri gözlem ve ölçüm yolu ile saptanmıştır. Kayaların bazı fiziksel, mekanik özellikleri ile kütle özellikleri Tablo.1’de sunulmuştur.

Görüldüğü gibi kayalar sedimanter veya volkanik-magmatik faaliyete bağlı olarak oluşmuş kayalardır. Yoğunluk tortul kayalarda $1,8-2,1 \text{ g/cm}^3$, volkanik kayalarda ise $2,1-2,7 \text{ g/cm}^3$ aralığındadır. P-dalgası hızları ile basma ve çekme dayanımları tortul kayalarda düşük, volkanik-magmatik kayalarda ise daha yüksektir. Tortul kaya kütlelerinde tabakalanma düzlemleri belirgin olarak izlenebilmektedir.



Tablo.1 Kaya zemin cinsi, fiziksel-mekanik ve kütle özellikleri

Yer Adı	Kaya Tanımı	Yoğunluk g/cm ³	P-dalga Hızı, m/s	Tek Eksenli Basınç Dayanımı, MPa	Çekme Dayanımı, MPa	Tabakalanma Durumu, Ortalama Kalınlık, m	Eklem Sayısı, Aralığı m
Orhaneli Kömür madeni	Marn	1,92	1111-2155	11,20	1,71	Var, 0,1-0,5	2; 0,5-2,0
	Tüf	2,02	741-2143	3,64	0,87	Var, 0,1-0,4	2; 0,3-1,0
Milas İkizköy Kömür M.	Marn	1,81	698-1667	15,30	1,45	Var, 0,1-1,5	3; 0,6-1,5
Tunçbilek By-J/4 Pano	Marn	2,10	785-1950	28-32	2,6-5,6	Var, 0,1-1,0	2; 0,2-0,4
Kışladağ Altın M.	Volcano Klastik	2,10	2100-2200	60	-	izlenemiyor	4; 0,05-0,8
Kıbrisköy Taşocağı	Kireçtaşı	2,57	2259-2362	100	10	belirgin değil	4; 0,2-0,6
Ordu Topçam Baraj yolu	Siyenit	2,41	3000-3200	110	6,3	izlenemiyor	3; 0,2-2,0
Bafra Derbent Taşocağı	Bazalt	2,67	3300-3500	170	13	izlenemiyor	3, 0,2-2,0

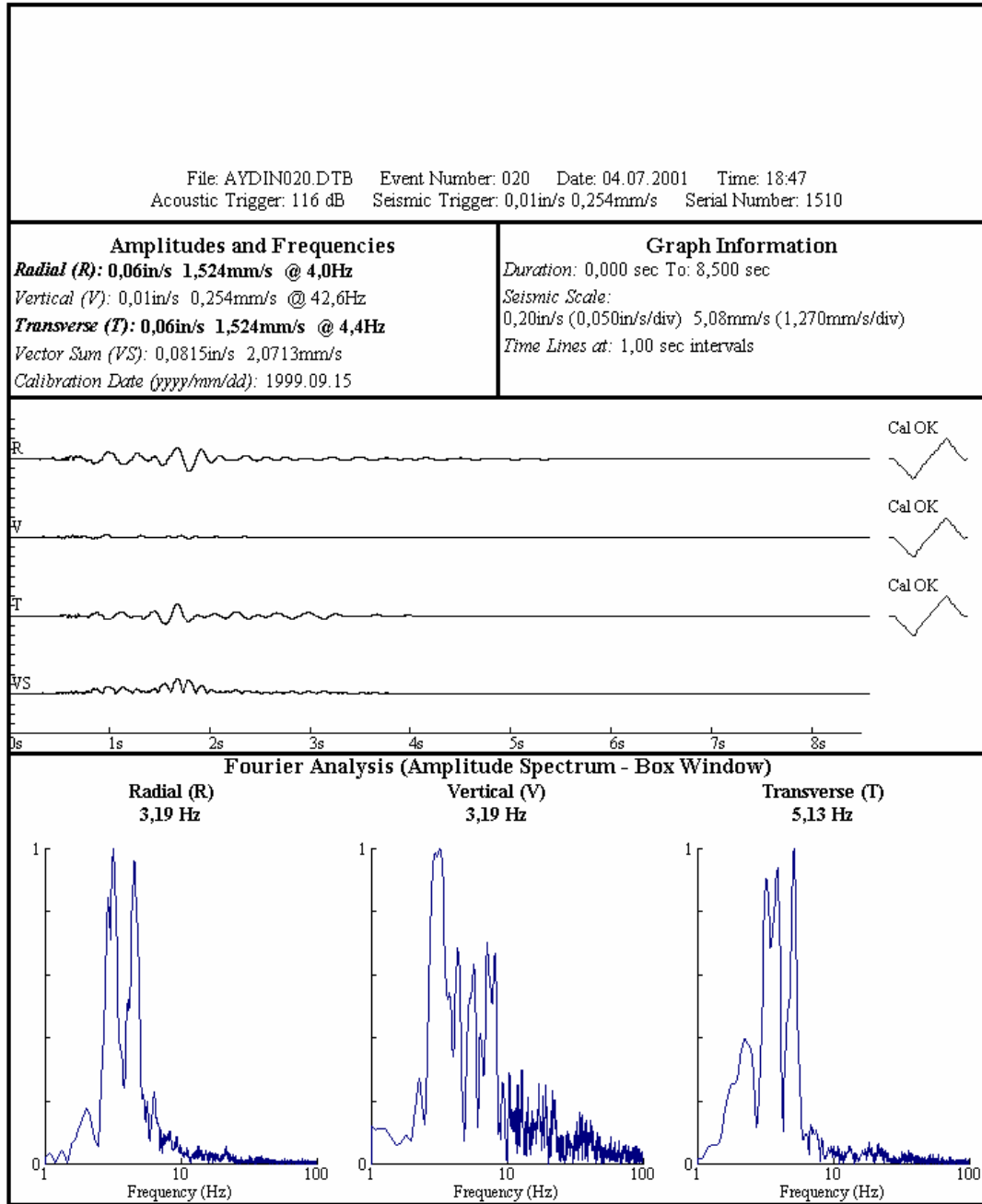
4. SAHALARDA KAYDEDİLEN SİSMİK DALGA ÖZELLİKLERİ

Orhaneli Kömür Madeninde kaydedilen dalgalara tipik bir örnek Şekil.1’de sunulmuştur. Dalga biçimi incelendiğinde dalga boyu ve periyodunun uzun, frekansının düşük olduğu görülmektedir. Frekans değerleri en düşük 1 Hz (hertz), en yüksek 47 Hz arasında değişmekte olup, genellikle 5,23 ile 11,31 Hz aralığındadır. Titreşim süresi 0,9 s (saniye) ile 5,7 s aralığında olup genellikle 3-4 s dolayındadır.

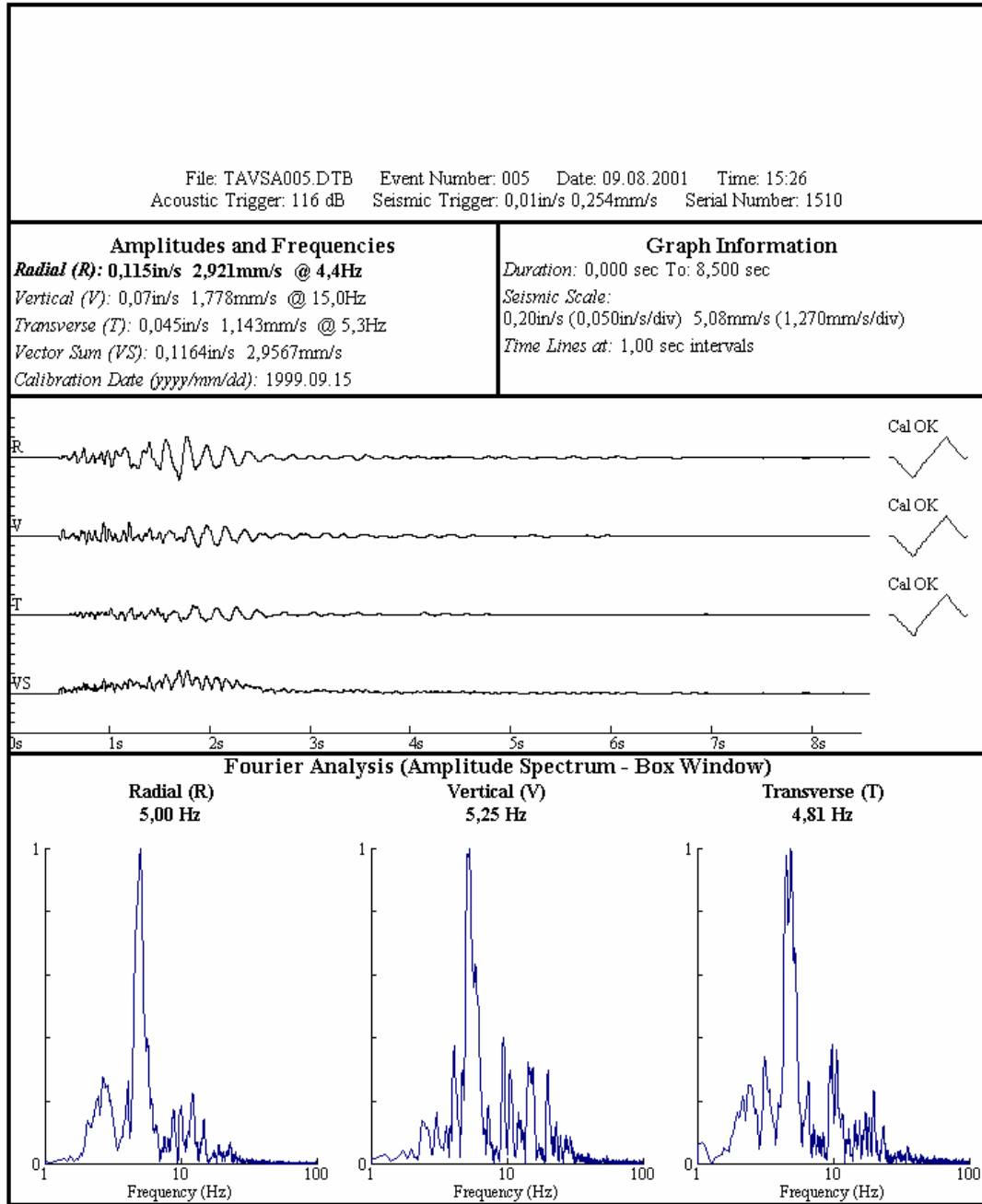
Tunçbilek Kömür Madeni By-J/4 panoda kaydedilen dalgalara tipik bir örnek Şekil.2’de verilmiştir. Dalga formu incelendiğinde dalga boyu ve periyodunun uzun, frekansının düşük olduğu görülmektedir. Frekans değerleri 1,63 Hz ile 12,63 Hz aralığında değişmekte olup, ortalama olarak 8,62 Hz’dir. Titreşim süresi 1,0 s ile 5,2 s aralığında değişmekte olup ortalama 2,8 saniyedir.

Milas İkizköy Kömür Madeninde işletme binası yönünde kaydedilen tipik bir dalga örneği Şekil.3’te verilmiştir. Dalga şekli incelendiğinde dalga boyu ve periyodunun uzun, frekansının düşük olduğu görülmektedir. Frekans değerleri genellikle 2,0 Hz ile 6,0 Hz aralığında (en yüksek 20 Hz) olup, ortalama olarak 3,78 Hz’dir. Titreşim süresi 3 s ile 7 s aralığında olup genellikle 4-5 saniyedir.

Kömür madenlerindeki dalga şekillerinin ortak özelliği titreşimin tam bir sinüs dalgası biçiminde olmasıdır.



Şekil.1 Orhaneli Kömür Madeninde kaydedilen titreşim dalgalarına bir örnek



Şekil 2. Tunçbilek Kömür Madeni By-J/4 Panoda kaydedilen tipik bir titreşim dalgası



Event Report

Date/Time Vert at 13:43:11 July 16, 1999
Trigger Source Geo: 0.510 mm/s
Range Geo: 254 mm/s
Record Time 8.75 sec (Auto=3Sec) at 1024 sps
Job Number: 1

Serial Number BA5524 V 3.74-3.74 MiniMate Plus
Battery Level 6.3 Volts
Calibration January 6, 1999 by Instantel Inc.
File Name G5247L4J.F20

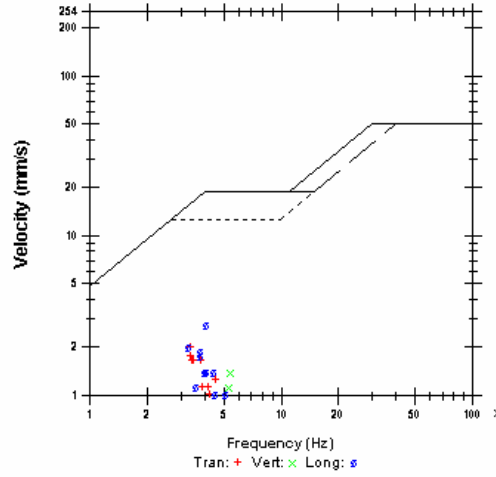
Notes

USBM R18507 And OSMRE

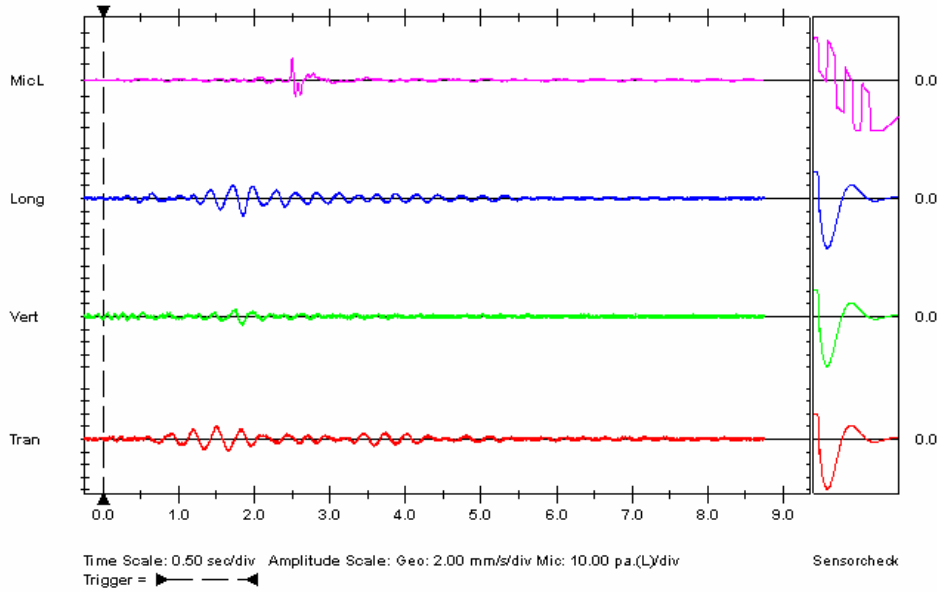
Post Event Notes

Microphone Linear Weighting
PSPL 116.7 dB(L) at 2.501 sec
ZC Freq 9.0 Hz
Channel Test Passed (Freq = 20.1 Hz Amp = 647 mv)

	Tran	Vert	Long	
PPV	2.03	1.40	2.79	mm/s
ZC Freq	3.4	5.4	4.1	Hz
Time (Rel. to Trig)	1.495	1.838	1.849	sec
Peak Acceleration	0.0530	0.0663	0.0398	g
Peak Displacement	0.0908	0.0424	0.108	mm
Sensorcheck	Passed	Passed	Passed	
Frequency	7.3	7.4	7.2	Hz
Overswing Ratio	3.8	3.9	4.0	



Peak Vector Sum 3.32 mm/s at 1.849 sec



Printed: October 26, 2008 (V3.12 - 8.12)

Format Copyrighted 2006-2007 Instantel, a division of VeriChip Corporation

Şekil 3. İkizköy Kömür Madeninde kaydedilen titreşim dalgası örneği

Kıbrisköy taşocağında kaydedilen dalgalara tipik bir örnek Şekil.4'de sunulmuştur. Dalga biçimi incelendiğinde dalga boyu ve periyodunun kömür madenlerine göre daha kısa, frekansının daha yüksek olduğu görülmektedir. Frekans değerleri en düşük 4,75 Hz, en yüksek 42,75 Hz olup, genellikle 8,19 Hz - 13,84 Hz aralığındadır. Titreşim süresi 0,8 s ile 1,4 s aralığında, ortalama 1 s dolayındadır.



Event Report

Date/Time Long at 12:43:55 July 27, 2001
Trigger Source Geo: 0.510 mm/s
Range Geo: 254 mm/s
Record Time 4.25 sec (Auto=3Sec) at 1024 sps
Job Number: 3

Serial Number BC5525 V 4.02-4.02 MiniMate Plus
Battery Level 6.3 Volts
Calibration June 23, 2000 by Instantel Inc.
File Name G5258NAJ.D70

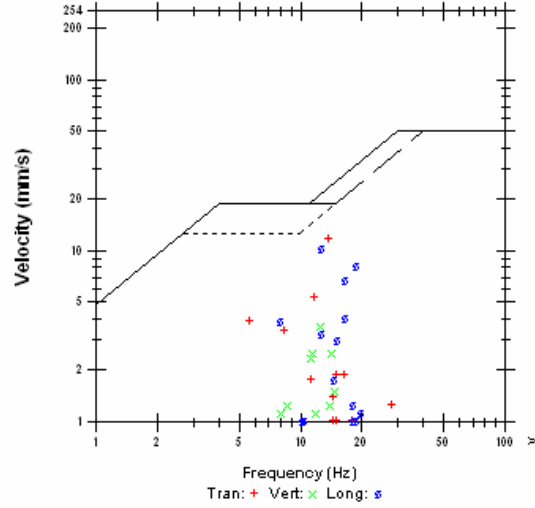
Notes

USBM RI8507 And OSMRE

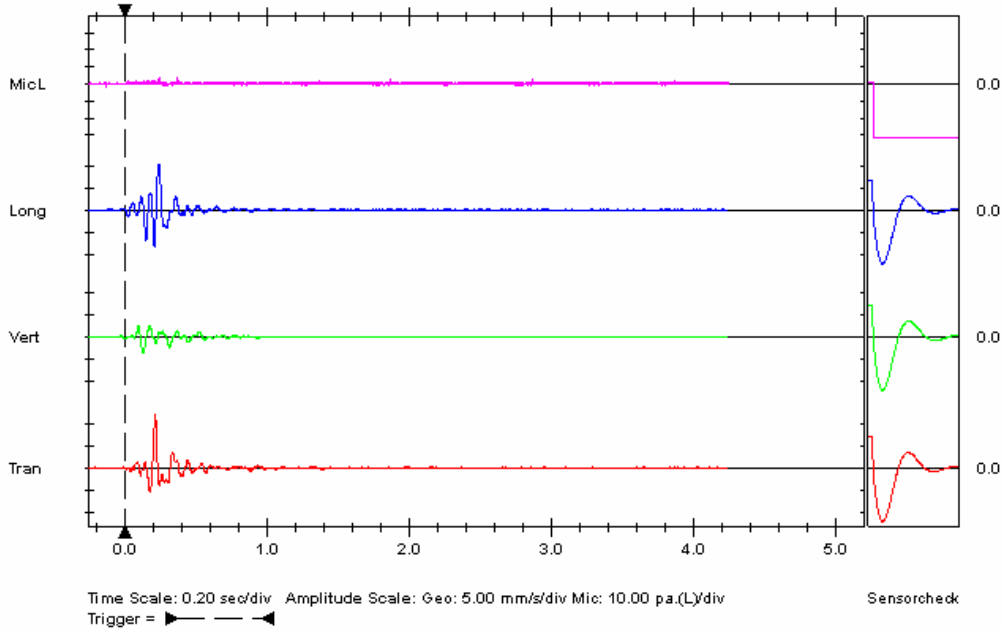
Post Event Notes

Microphone Linear Weighting
PSPL 104.2 dB(L) at 0.248 sec
ZC Freq >100 Hz
Channel Test Check (Freq = 0.0 Hz Amp = 0 mv)

	Tran	Vert	Long	
PPV	11.9	3.68	10.4	mm/s
ZC Freq	14	12	13	Hz
Time (Rel. to Trig)	0.218	0.132	0.242	sec
Peak Acceleration	0.106	0.0398	0.106	g
Peak Displacement	0.128	0.0476	0.130	mm
Sensorcheck	Passed	Passed	Passed	
Frequency	7.4	7.3	7.2	Hz
Overswing Ratio	3.6	3.6	4.0	



Peak Vector Sum 13.6 mm/s at 0.216 sec

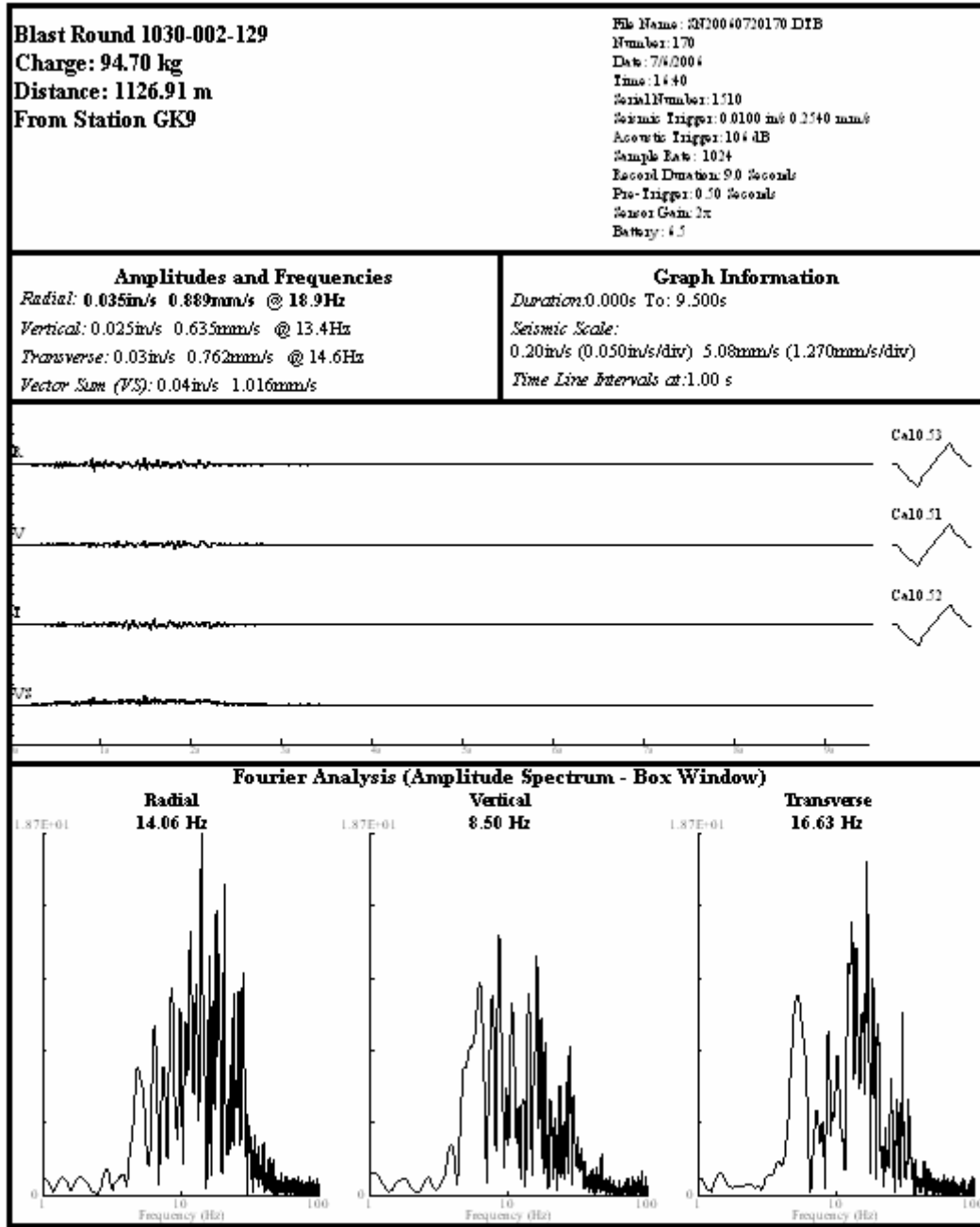


Printed: April 11, 2007 (V 8.01 - 8.01)

Format Copyrighted 1995-2004 Instantel Inc.

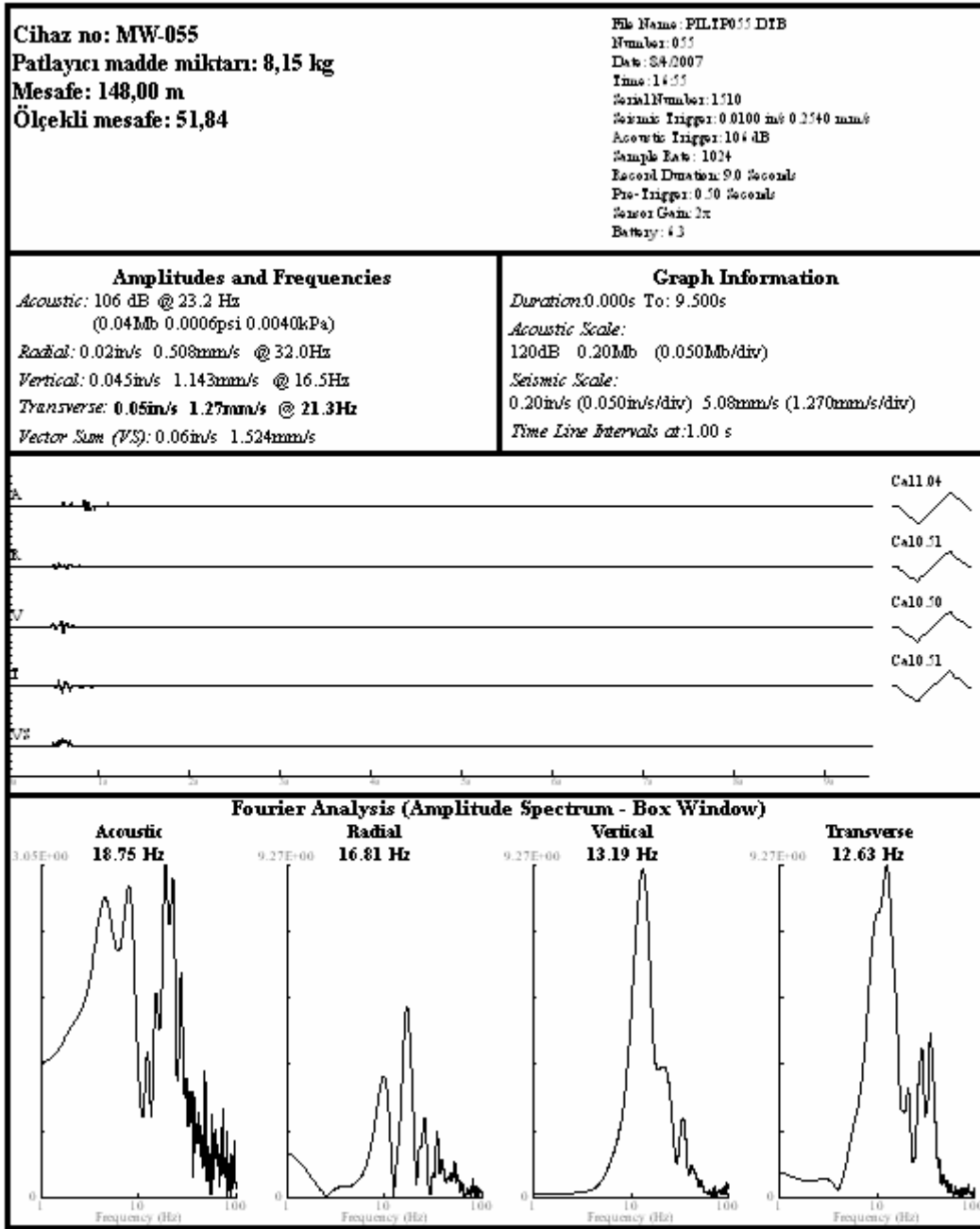
Şekil 4. Kıbrisköy kireçtaşı taşocağında kaydedilen dalga örneği

Tüprag Uşak Kışladağ Altın Madeni açık ocağında kaydedilen bir dalga örneği Şekil.5'te verilmiştir. Dalga boyu ve periyodu oldukça kısa, frekansı ise kömür madenlerine göre daha yüksektir. Frekans değerleri en düşük 5,0 Hz, en yüksek 46,4 Hz olup, genellikle 14,91 Hz - 17,94 Hz aralığındadır. Titreşim süresi 2,6 s ile 3,0 s aralığında değişmektedir.



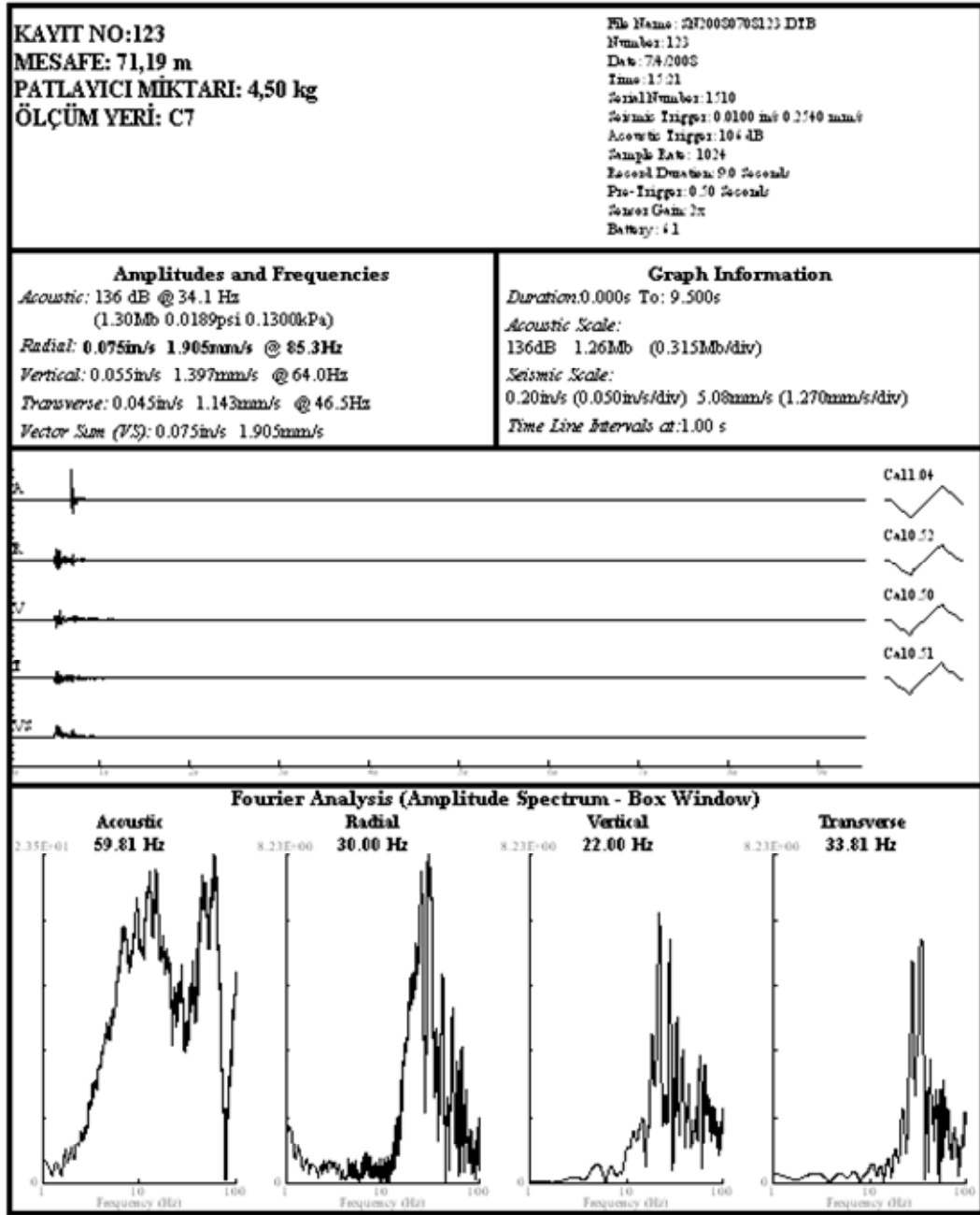
Şekil.5 Kışladağ Altın Madeninde kaydedilen titreşim dalgalarına bir örnek

Ordu Topçam Barajı ve HES inşaatı varyant karayolu inşaatında yapılan pilot patlatmalar esnasında kaydedilen dalgalara tipik bir örnek Şekil.6'da sunulmuştur. Dalga formu incelendiğinde dalga boyu ve periyodunun çok kısa, frekansının ise yüksek olduğu saptanmıştır. Frekans değerleri en düşük 11,75 Hz ile en yüksek 41,0 Hz aralığında değişmekte olup, ortalama olarak 22,85 Hz'dir. Titreşim süresinin 0,1 s ile 0,3 s aralığında değişmekte olduğu tespit edilmiştir.



Şekil.6 Ordu Topçam Barajı ve HES inşaatı varyant karayolu patlatmasında zeminde kaydedilen titreşim dalgalarına bir örnek

Aydiner İnşaat A.Ş.'nin Derbent Barajı ve HES yakınında açmakta olduğu bazalt taşocağında yapılan pilot patlatmalar esnasında kaydedilen dalgalara bir örnek Şekil.7'de verilmiştir. Dalga formu incelendiğinde dalga boyu ve periyodunun çok kısa, frekansının ise yüksek olduğu saptanmıştır. Frekans değerleri en düşük 13,13 Hz ile en yüksek 100 Hz olup, genellikle 45,80-61,14 Hz aralığında değişmektedir. Titreşim süresi 0,1 s ile 1,02 s aralığında değişmektedir.



Şekil.7 Aydınlar A.Ş. Bazalt Taşocağı pilot patlatmasında, Derbent Barajı ve HES yönünde zeminde kaydedilen titreşim dalgalarına bir örnek

5. DALGA ÖZELLİKLERİNİN KARŞILAŞTIRILMASI VE İRDELENMESİ

Patlatma kaynaklı yer titreşim dalgalarının biçimleri, dalga boyunu dolayısı ile periyodunu ve frekansını belirlemektedir. Titreşim dalgaları genellikle sinüs dalgası ile benzeştirilir. Eğer dalganın kendi şeklini tekrar ettiği mesafe dalga boyu olarak adlandırılırsa, dalganın kendini tekrar ettiği süre periyot olarak adlandırılır. Zemindeki bir zerrenin (parçacığın) yer değiştirmesi, parçacık hızı ve ivmesi arasındaki ilişkiler sinüsoidal yaklaşım ile çok basitleşir. Binalara hasar verme olasılığını değerlendirme açısından yer hareketinin en yüksek değeri önemlidir. Çünkü her yapı aynı miktarda deplasmana tahammül



edemez. Belirli sabit bir titreşim hızı değeri için dalga frekansı düştükçe zemin yer değiştirmesi artar ki, bu da binalarda hasar olasılığını artırır. Dalga yaklaşık olarak sinüsoidal ve frekansı biliniyor ise yer hareketi parametrelerini hesaplamak kolayca yapılır.

Tablo.1 incelendiğinde volkanik-magmatik kayaçların yoğunluklarının tortul (sedimanter) kayalara göre yüksek olduğu görülmektedir. Ayrıca kaya yoğunluğu arttıkça, kaya dayanımlarının ve kayada sismik (sonik) dalga (P-dalgası) hızlarının da arttığı anlaşılmaktadır.

Tablo.2'de farklı sahalarda kaydedilmiş dalgaların özellikleri verilmiş ve karşılaştırılmaları için zemin hazırlanmıştır.

Tablo.2 Zemin cinslerine göre dalga özellikleri

Yer Adı	Kaya Tanımı	Yoğunluk g/cm ³	P-dalga Hızı, m/s	Tek Eksenli Basınç Dayanımı, MPa	Ortalama Dalga Frekansı, Hertz	Titreşim Süresi, s (saniye)	Dalga Boyu
Orhaneli Kömür madeni	Marn	1,92	1111-2155	11,20	6 - 9	4	Uzun
	Tüf	2,02	741-2143	3,64	5,23	4	Uzun
Milas İkizköy Kömür M.	Marn	1,81	698-1667	15,30	3,78	4 - 5	Uzun
Tunçbilek By-J/4 Pano	Marn	2,10	785-1950	28-32	8,62	3	Uzun
Kışladağ Altın M.	Volcano Klastik	2,10	2100-2200	60	14,91-17,94	2,8	Orta
Kıbrisköy Taşocağı	Kireçtaşı	2,57	2259-2362	100	8,19-13,84	1	Kısa
Ordu Topçam Baraj yolu	Siyenit	2,41	3000-3200	110	22,85	0,25	Çok kısa
Bafra Derbent Taşocağı	Bazalt	2,67	3300-3500	170	45,80	0,5	Çok kısa

Kaya malzemesinin dayanımı düştükçe ve daha plastik davranış gösterdikçe yer titreşimi dalga boyları ve periyotları uzamakta, frekansları düşmekte ve titreşim süresi artmaktadır. Buna karşın kaya daha yüksek yoğunluklu ve dayanımlı oldukça, dolayısı ile deformasyon kabiliyeti azaldıkça periyot kısalmakta, titreşim frekansı ise artmaktadır. Bir başka deyişle kaya malzemesinin dayanımı arttıkça, deformasyon için birim hacim başına gereken enerji miktarı da artmaktadır. Bir patlatma deliğine konulan patlayıcı miktarının sabit olduğu varsayılırsa, patlama anında açığa çıkan enerji de sabit olacağından, dinamik olarak yüklenen kaya aynı miktarda deformasyona uğramak için daha çok enerjiyi daha kısa zaman içinde tüketmektedir. Bunun sonucunda patlama yerinden kısa mesafe



içinde dalga sönümlenmekte titreşim büyüklüğü azalmakta, titreşim süresi kısalmaktadır. Ayrıca yüksek dayanımlı kaya titreşim dalgasını daha yüksek hızla ilettiğinden frekans ta yükselmektedir.

6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Değişik sahalarda gerçekleştirilen titreşim ölçümleri ile laboratuvar ve yerinde yapılan deneylerle saptanmış bazı kaya özellikleri dikkate alındığında ulaşılan sonuçlar aşağıda sunulmuştur.

- i) Genel olarak kaya yoğunluğu arttıkça kayanın dayanımı da artmaktadır. Daha dayanımlı olan kaya, elastik ve gelip geçici deformasyona uğrarken daha fazla enerji tüketmektedir.
- ii) Bu sebeple dayanımlı kayada titreşim büyüklüğü hızlı biçimde düşmektedir. Bir başka deyişle kaya dayanımı ile titreşim büyüklüğü arasında ters orantılı bir ilişki vardır.
- iii) Kaya dayanımı ve tokluğu azaldıkça, sismik dalgalar zeminde gücünden fazla kaybetmeden ilerleyebilmektedirler. Bu sırada dalganın yüksek frekanslı bileşenleri (gövde dalgaları) elenip yok olmakta, geriye düşük frekanslı bileşenler (yüzey dalgaları) kalmaktadır.
- iv) Rayleigh ve Love yüzey dalgaları adlarından da anlaşılacağı gibi sadece kaya yüzeyleri boyunca hareket etmektedirler. Kömür madenleri gibi tabakalı kaya zeminlerde, gerek kayanın kendi içindeki katmanlaşma yüzeyleri gerekse farklı tabakalar arasındaki dokanak yüzeylerinin varlığı titreşim süresinin uzamasına ve çok uzaklara kadar iletilebilmesine yol açmaktadır.

7. KAYNAKLAR

Aldaş, G. G. U., , 2002. Effect of Some Rock Mass Properties on Blasting Induced Ground Vibration Wave Characteristics At Orhaneli Surface Coal Mine, Ph. D. Thesis, METU, Ankara, 202 pages.

Berta, G., 1990. Explosives: An Engineering Tool. Italesplosivi, Milano, 483 sayfa.

Bilgin, H. A. Esen, S., Kılıç, M., 1998. TKİ Çan Linyit İşletmesinde Patlatmaların Yol Açtığı Çevre Sorunlarının Giderilmesi için Araştırma. Proje Kod No: 97-03-05-01-08.

Bilgin, H. A. Esen, S., Kılıç, M., 1999. Patlatma Kaynaklı Yer Sarsıntılarının Binalar Üzerindeki Etkisi ve Büyütme Faktörünün Önemi. 16. Madencilik Kongresi, Ankara, s 25-32.

Bilgin, H. A. Esen, S., Kılıç, M., Aldaş, G. G. U., 2000. Yeniköy Linyit İşletmesinde Patlatma Kaynaklı Yer Sarsıntılarının İncelenmesi. 4. Delme ve Patlatma Sempozyumu, Ankara, s. 147-158.

Bilgin, H. A., İnal, H. S., Büyükyıldırım, K., 2005. BLİ Orhaneli İşletmesi Gümüşpınar Köyü Patlatma Risk Etüdü. Proje Kod No: 05-03-05-2-00-08, ODTÜ, Ankara, 86 sayfa.

Bilgin, H. A., Hacıosmanoğlu, M. E., Büyükyıldırım, K., 2005. GLİ Tunçbilek İşletmesi 48-C/3 ve By-J/4 Panoları Patlatma Risk Etüdü. Proje Kod No: 05-03-05-2-00-16, ODTÜ, Ankara, 49 sayfa.

Bilgin, H. A. Hacıosmanoğlu, M. E., Çakmak, B.B., 2007. Kışladağ Altın Madeni Patlatma Çevresel Etki Etüdü. Proje Kod No: 06-03-05-2-00-06, ODTÜ, Ankara, 88 sayfa.

Bilgin, H. A., Çakmak, B.B., 2007. Ordu Topçam Barajı ve HES İnşaatı Varyant Karayolu Patlatmalarının Aşıklı Köyü Kırantam Mahallesi Üzerine Çevresel Etki Etüdü. Proje Kod No: 07-03-05-1-00-10, ODTÜ, Ankara, 140 sayfa.

Bilgin, H. A., Çakmak, B.B., 2008. Aydınlar A.Ş. Bazalt Taşocağı Patlatmalarının Derbent Barajı ve HES Üzerine Titreşim ve Gürültü Etki Etüdü. Proje Kod No: 08-03-05-1-00-04, ODTÜ, Ankara, 126 sayfa.



Dowding, C.H., 1985. Blast Vibration Monitoring and Control. Northwestern University, Illinois, 297 s.

Siskind, D.E., Stagg, M. S., Kopp, J. W., Dowding, C. H., 1980. Structure Response and Damage Produced by Ground Vibration From Surface Mine Blasting, Bureau of Mines, RI 8507, 75 sayfa.



Tunnel Seismic Prediction Technique (TSP) for predicting complex geology ahead of tunnel face and results thereof: A case study of 120 MW Sewa Hydroelectric Project, Stage-II (J&K), India

**D.C.Tripathi, Chief (Geology)
National Hydroelectric Power Corporation Ltd
Region-II Office, Banikhet, Chamba (H.P.), India - 176303**

Abstract

Characterization and tackling complex geological problems particularly in Himalayan terrain during underground excavation is a difficult task. Unknown and unexpected poor geological condition or liquid ingress represents damage for men and machine and delay the project progress too. Project has to bear huge cost for tackling such unknown risks. Knowledge of geological environ prior to excavation i.e. knowledge of rock mass condition be encountered during excavation is an important factor. Conventional factors such as geological extrapolation of surface features, core drilling at face, some other direct methods etc are common. All these methods may not characterize the true character of or 3-D continuity of the strata and also these are time consuming exercise. It is of great emphasis to use some technique, which may detect aquifers and lithology before tunnel excavation reaches such zone.

Tunnel Seismic Prediction (TSP) technique is an effective non destructive geophysical technique to investigate and predict lithological and structural heterogeneities for few hundred meters distances ahead of the tunnel face. TSP system utilizes P & S waves energizes at one side walls of tunnel and reflected arrivals from different horizons recorded by two numbers of 3-D geophones mounted on either of the side walls. Any change in litho section behind the tunnel face can be estimated by observed contrast between seismic waves, which is again interpreted with a Windows based software into geological section.

TSP 203 Plus technique has been successfully applied in 120 MW Sewa Hydroelectric Project situated at Mashka, Distt-Kathua of J&K, India. TSP survey was carried out at four problematic faces of 10 Km long Head Race Tunnel. Prediction was done of about ± 200 m with clear pictorial sections of geology before excavation at faces. After excavation of the predicted area, sections developed by TSP matched with a satisfactory confidence level. Present paper deals with successful utilization of this modern state of the art TSP Geophysical technique in HRT of a hydropower project.

Key words: TSP, Seismic waves



Introduction

Underground construction such as Tunnels, powerhouse caverns, adits are generally carried out in complex geological conditions. Particularly Himalayan orogeny is well known for unknown difficulties and hidden unforeseen geological hazards. Unforeseen change in lithology of liquid inflow from tunnel face can often cause costly downtimes and problems. Cave-in collapse, heavy water ingress, expensive downtime, entrapment of TBMs, endangerment of people and equipment are the some common problems. Predicting the geology before excavation is of great importance to overcome above problems. Some conventional methods are utilized for the purpose such as Percussive Drilling, Core Drilling, Surface mapping and its extrapolation and GPR. These methods are time consuming, costly and moreover, it is too difficult to perform these test within limited time frame.

Tunnel Seismic Prediction (TSP) is a latest emerging state of the art non destructive geophysical technique which may replace the conventional methods. TSP may provide some early warning to ensure the specific countermeasures and logistic procedures that can be planned in advance. The qualitative predictions enable managing of risks inherent in tunneling. It can predict localize geological weakness, discontinuities, karst cavities and potentially water bearing formations.

This technique has been used in four problematic faces of HRT of Sewa Hydroelectric Project, Stage-II (J&K). Work was stopped in these faces due to heavy water inflow and presence of shear zones and other geological weaknesses. Results obtained after data analysis and interpretation was correlated with the actual rock condition after excavation of the faces.

Tunnel Seismic Prediction (TSP): The Technique

Tunnel Seismic Prediction technique is a State of the art, non-destructive geophysical reflection seismic technique. TSP 203 PLUS is a specially designed system for underground construction developed by Amberg Technologies, Switzerland. TSP utilizes the measurement of contrast between seismic waves reflected back from different geological features to predict the lithology at face of tunnel. This is a predictive method during excavation process for drill & blast and TBM headings and may provide accurate spatial information concerning the geology and rock mechanical properties in front of and also in the vicinity of tunnel face. No access to face is required to perform measurements, which are taken in tunneling production. TSP, depend upon the site condition and timely logistic arrangements, may measure a profile within two-three hour having prediction ranges between few meters to about two hundred meters. Spatial positioning of faults and potentially water bearing features can be estimated. Technique is built for roughest site operation. The seismic waves are produced by small 24 explosive charges of 25 to 100 gm detonation cord depending on the prevailing seismic velocity. Seismic data is processed by the TSPwin PLUS, a user friendly WINDOWS



based software to calculate the seismic velocities, spatial location and rock mechanical parameters of the events.

Theory background of TSP

TSP System work on basic principal of reflection seismology. The system is capable to record the full wave field of compressional and shear waves and to determine rock mechanical properties within the prediction area. In seismic reflection surveys the travel times of waves reflected from subsurface interfaces are measured to obtain information about depths and geometrical shapes of the interfaces. The fraction of the wave energy reflected from an interface separating two media depends on the contrast in acoustic impedance of the media and the angle of incidence of the impinging wave at the interface. In a typical TSP survey, explosive charges are detonated in 24 Shot points on tunnel sidewall for generating shock waves. A fraction of outgoing energy of each shot is reflected back off physical boundaries in formation ahead, such that it can be recorded by the survey array in the tunnel. Seismic data from all sources are recorded by two 3-Component Seismic Sensors (accelerometers) geophones and processed by well established, routine oil industries methods. After proper transformation they are projected to diffraction stack plane images that represent space sectors ahead of the tunnel.

Field Methodology

TSP profile can be laid down in either conventional drilling & blasting heading or in TBM heading. And TSP method is also independent of diameter of tunnel (>2m). The standard measurement layout is 50 m as close as possible to the face or the back of TBM, respectively. Two 3-component geophones are contained in a specially designed steel casing firmly cemented in 2m long boreholes of 43-45mm diameter radial in both side walls. About 15-20m towards the face from the receiver position 24 shot points is located on one tunnel wall side with 1.5m spacing among them. As a seismic source explosive charges of 25-100 g of explosive material with detonating velocity of about 6000 m/s is used in each shot holes fixed one after other. Class-A normal electric detonator with maximum uniformity of ignition and minimum time lag between breaking of bridge wire and cap firing. Overall firing time is about 1 millisecond is used. Before starting survey, marking and geometrical surveying of the receiver boreholes and shot point positions on the tunnel wall is done. 24 holes having inclination of 15°-20° downwards with depth 1.5-2.0 m of about 20-38 mm diameter with a spacing usually 1.5m. 2 receiver boreholes with an inclination 5°-10° upwards with depth 2m having diameter 43-45mm is drilled. Special epoxy cartridges in receiver boreholes used for firm cementation of casing.

Range of system

It is understood that depending on the rock formation, TSP can identify rock variations up to several hundred meters ahead of the face. A typical range is 200m for medium quality rock before and behind face.



Data Processing & Interpretation

A reflected event is being recorded for each consecutive shots with a computerized recording unit that is connected with a laptop computer having TSPwin Software. Most significant events can be selected and portions of their source boundaries can be mapped in space. With respect to the tunnel axis the orientations of source boundary planes are defined and their interaction with the tunnel axis ahead of the face is estimated and plotted. TSPwin PLUS software provides rapid evaluation of seismic measurements directly on site. Software having processing step tree and offers practical menu guidance and well structured data management that is helpful for processing with ease. Fully or semi automated processes leads the user straight to the result with seismic algorithm.

TSP at Sewa Hydroelectric Project

Sewa Hydroelectric Project, Stage-II, 120MW is located in the Lesser Himalayas in Kathua district of J&K, India on the river Sewa, a tributary of Ravi. Wide geological diversity and structural complexity characterize the area. The project area is covered by rocks of Bhadarwa group, Tanawal group, Panjal volcanics and Murree formations. Sewa HE Project- Stage-II proposes to harness the power potential of river Sewa, a right bank tributary of river Ravi. The run-off the river scheme envisages construction of 53 m high concrete gravity dam, a 10 Km long, 3.30 m dia horse shoe Head Race Tunnel and a surface power house of 120 MW installed capacity, comprising of three units of 40 MW each. The powerhouse is located in Mashka area of Tehsil Basohli, while the dam is located at village Gatti of Sub Tehsil Bani of Kathua district in J&K (Figure 1).

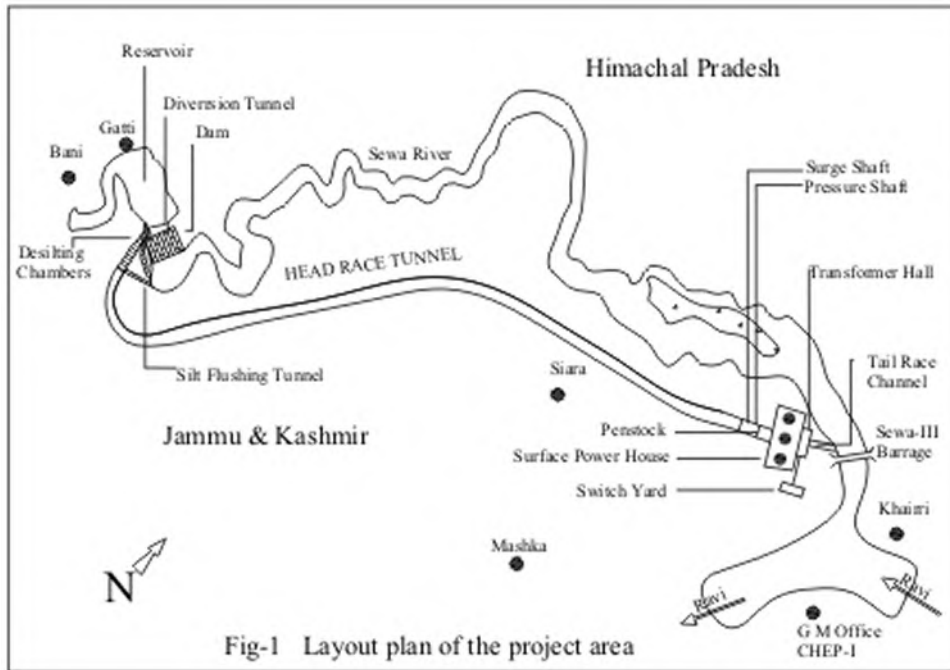


Fig-1 Layout plan of the project area



Geological Evaluation of HRT

A ~10 km long head race tunnel is under construction to carry the water from dam to powerhouse. In order to facilitate the excavation four Adits have been provided with eight Faces of varying length. Following are the main geological features along tunnel alignment (Figure 2).

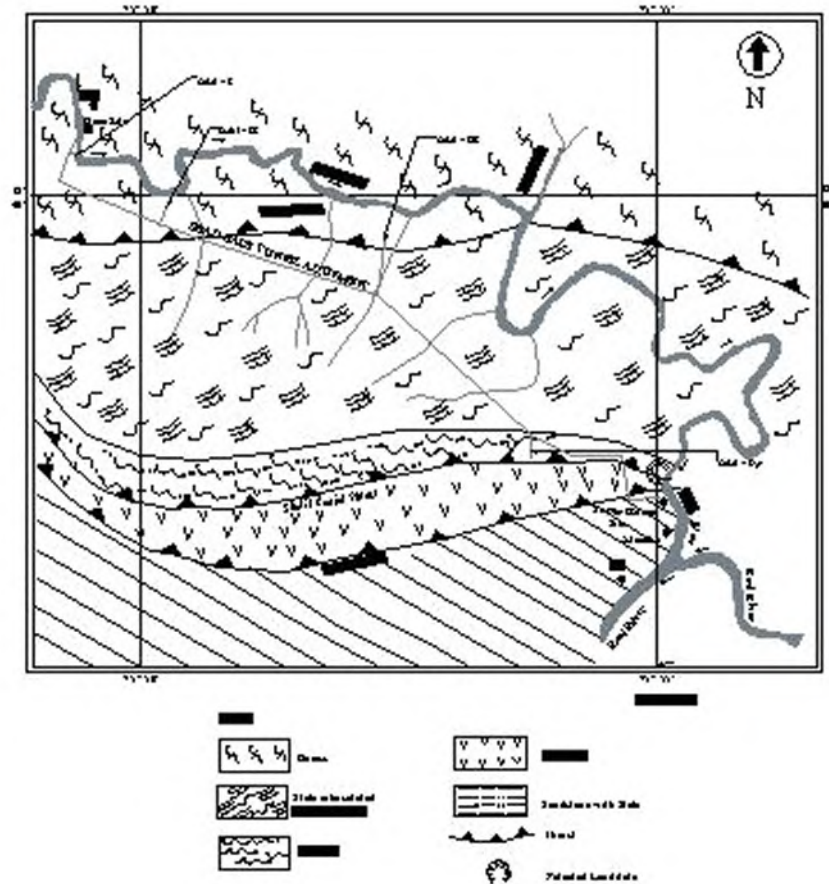
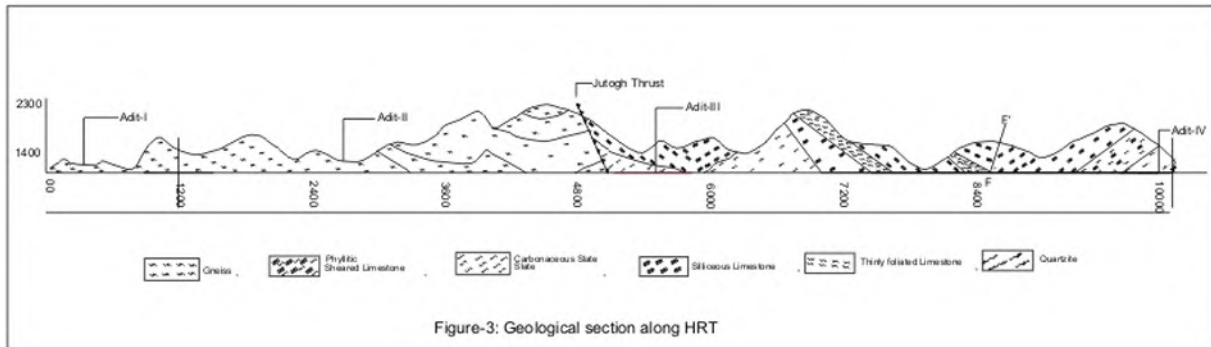


Fig 2: Geology around HRT of Sawa HE Project Stage-II, J&K, India

HRT from its junction is crossing from high grade metamorphic rock to medium and low grade metamorphic rock. The upstream part of HRT of about 5115 m chainage is traversed by augen/granite gneisses. The contact of Dalhousie granite and Tanawal group is thrust but contact is sharp (encountered at RD 493m U/S of Adit-III (Face-V)). The remaining part of HRT lies in the highly tectonised sequence of Tanawal Formation. In view of the obliquity of the tunnel alignment with the general disposition of rocks, a considerable portion of tunneling is through highly folded and faulted sequence of Tanawal group of rock. Further, the strike of the formations is generally EW, dipping steeply towards N or S giving negative rating to RMR value. A number of sheared rock zones encountered in tunnel particularly along the vicinity of fault zones. The main part



of sequence comprises of calcareous slates, phyllitic slates, limestone and quartzites representing competent rock. The subordinate part comprises of carbonaceous phyllites, sericitic/ chloritic phyllites and sheared limestones, representing incompetent rock, which is highly foliated and partly soft. Besides faults, the poor tunneling medium also includes carbonaceous phyllites & crushed limestones. It is summarized that poor rock conditions (class-IV) was estimated to occur at about 8.14% of the tunnel length, the remaining 91.86% of tunnel length is expected to offer fair to good (class III & II) rock conditions (Figure 3). At places due to karstic nature of limestones water bearing zones have been encountered. Heavy seepage in slate has also been observed.



Problem Faced

HRT faces IV, VI & VII of the project was facing problems as follows: -

Face-IV: Rock mass negotiated from this face is Gneiss, offering comparatively better rock mass condition than its U/S Face. There are four main discontinuities and at places shearing observed along foliation. Overall ground water condition is in damp category (0-10 lpm). At RD ± 776 m one big shear zone was encountered and because of that realignment of face-IV was done. Minor shears occurred in new alignment also. Presence of shear zone caused problems and there was apprehension of such adverse feature in detoured alignment also. Therefore, this face was selected for TSP.

Face-V: Rock type come upon from this face is carbonaceous phyllite, slate, gneiss. At times metabasic rock has also been encountered running parallel to foliation direction. From this face Jutogh thrust has been negotiated and as a result face entered from slate to gneiss rock. For major part tunnel is housed in gneiss rock. This rock as such offers good tunneling media but to delineate the groundwater horizons and sheared zones TSP test was conducted at this face.

Face-VI: Rock mass, negotiated carbonaceous phyllite, slate, limestone intercalated with slate. During test period slate was continuing. Heavy water flowing conditions were noticed in part of slates and limestone rock. In general Slate was dry to damp. In remaining unexcavated area water bearing horizon was anticipated mainly in limestone or intercalated with slate/ phyllite rock mass. In order to understand the advance condition of rock mass and groundwater horizons this face was selected for TSP.



Face-VII: Rock type encountered is Quartzite, slate, carbonaceous phyllite intercalated with limestone. Tunneling media offered mainly Class-III/IV condition wherein few intermittent patches of Class-II condition also observed. Heavy water seepage conditions were noticed at many places mainly in limestone rock. Due to gush of groundwater at times work used to get suspended. Moreover, due to weak and sheared nature of rock at places cavity formation has also taken place. From this face maximum poor rock mass condition had been negotiated. Looking into the nature of poor condition being encountered at repetitive intervals it was decided to investigate the unexcavated part of this face also with TSP.

As such **Tunnel Seismic Prediction (TSP 203 Plus)** Geophysical test technique was carried out.

TSP AT DIFFERENT FACES OF HRT

TSP has been carried out with latest equipment TSP 203PLUS (Amberg Technologies Pvt. Ltd, Switzerland) at Adit-II, Face-IV, Adit-III, Face-V, Adit-III, Face-VI and at Adit-IV, Face-VII.

Adit-II D/S (Face-IV)

Survey was carried out between RD 981 and RD 1180M downstream from Adit-II under very humid conditions with water ingress from roof. The TSP alignment was set in Granite Gneiss. The shotholes were situated approx. 2 m in front of the face and had been drilled 35 m along the right side wall. All boreholes were inspected and found in good conditions. Finally using a jack hammer, the 2 m long steel casings drilled into two receiver holes that had been filled with 3 epoxy cartridges before. In short time the steel casings were being coupled to the rock mass in order to ensure best possible coupling of the receivers themselves being pushed into.

Operational Summary

After having connected the registration unit with the receivers & the trigger box and having the shooting wire rolled along the shot holes, the first shot near the receiver was fired with a zero-delay detonator and 100 g explosive charge. The at once subsequent quality control of the signal reading revealed sufficient signal energy and it was decided to pre-charge all remaining shot holes with 100 g, too. All subsequent shots could be successfully fired within a short time window of 53 minutes only despite the very humid conditions with heavy water seepage from the tunnel roof.



Data of Layout

Tunnel Face RD 981.0M downstream from Tunnel reference at junction point Adit-II

Tunnel Reference RD 930.0M downstream

Shot Holes	Number	24
	Diameter	38mm
	Depth/ Location	1.5m/ right wall
	Inclination from horizontal	Average 10° downwards
	Azimuth	0°
	Average Spacing	1.5m
	Explosive Charges	Shots 1 to 24 100g
Receiver Holes	Number	2
	Diameter	45mm
	Depth/ Location	1.9m on both walls
	Inclination from horizontal	7° upward both
	Origin Layout	RD 930.0 M both
	Distance to Face	51.0m both

Seismic Data Processing

The data had to run through 11 specially designed processing steps where intermediate results are stored enabling a review during processing at any time. According to the selected processing mode that is either *normal* or *advanced* data processing is running automatically or manually to semi-automatically, respectively. The wave separation process of TSPwin separates the recordings into wave types according to their polarisation type via rotating the coordinate system as function of recording time. Finally, the last step of the processing flow automatically extracts dominant reflector elements that can be presented in the 2D or 3D view (Refer Fig-4).

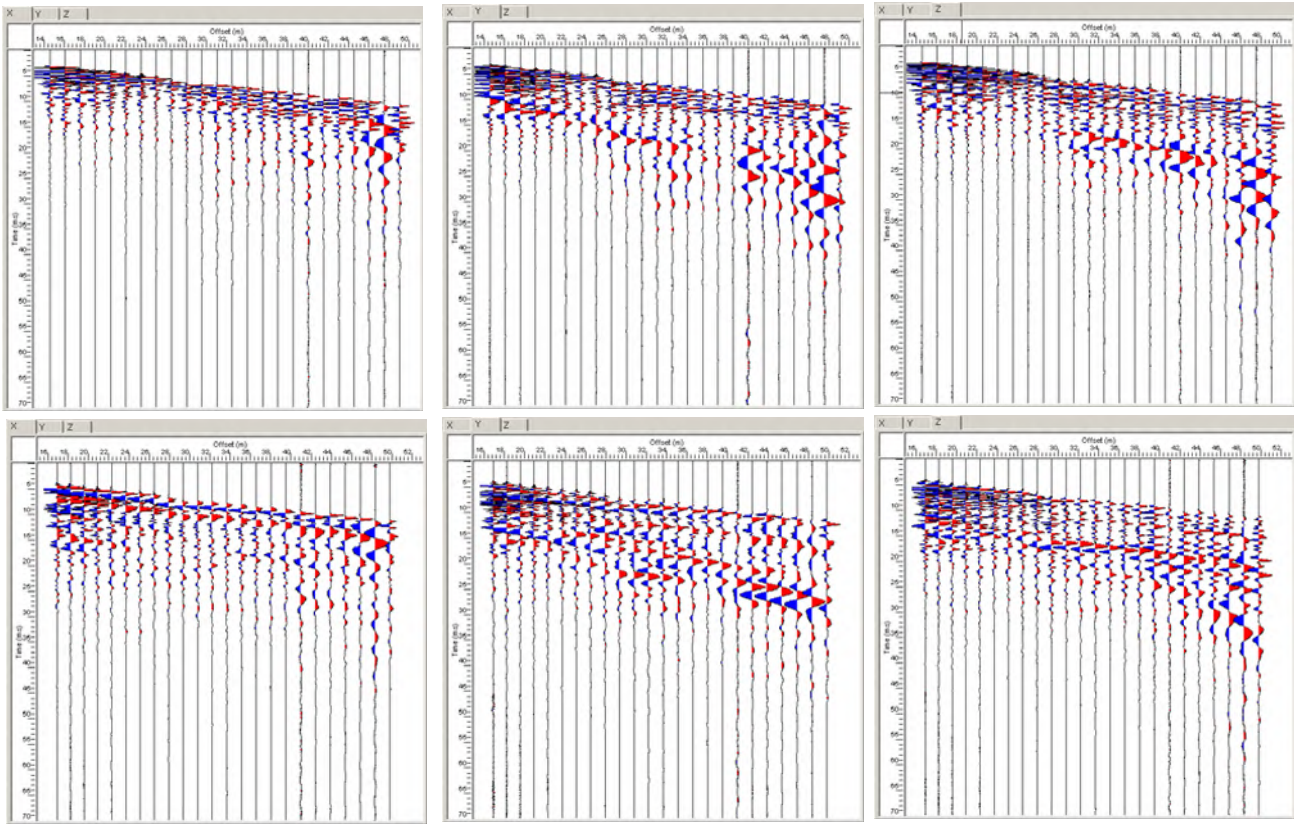


Fig-4 Seismic raw data view of receiver 1 (top) and receiver 2 (bottom) recordings (75ms of 300ms). For each component (X, Y and Z) 24 traces for receiver 1 and receiver 2 are shown in an ascending offset (distance shot-receiver) order. Each trace is normalized to its maximum amplitude. The dominant first arrival signals represent the direct compressional wave (p-wave).

Result

The result shows from RD 981 to 1180 a prediction range of approximately 200 m ahead of the face.

Fifteen zones of rock mass distinguish between improved over varying up to poor rock strength and possible water bearing (Refer Fig-5)

Dynamic Young Modulus, Shear modulus, Poisson Ratio and density of the rock formation is also estimated. Based on above parameters, V_p/V_s Ratio, P wave velocity and S wave velocity, the possible rock zones of different characteristics is resolved and given in Tunnel Meters (TM).

Between TM 981- 982, rock condition is slightly decreasing. Decreasing trend is also observed between TM 989-991, 1079-1091

Minor decreasing rock strength is expected between TM 998-999, 1012-1028 whereas between TM 1065-1079, stable rock condition with minor decrease is expected.

Between TM 1050-1065 & between TM 1118-1154, decrease in rock strength with water bearing is possible.



Improving rock strength is expected between TMs 982-989, 991-998, 1002-1012, 1028-1041 & 1091-1118. Again improved trend is expected from TM 1154 to 1226

Actual Geological condition encountered in Face-IV after TSP test:

As per DPR fair to good rock mass condition was to be anticipated from Face-IV. Rock type encountered between above-mentioned RD's i.e. 981-1180m is gneiss mainly in good rock mass condition and mainly in Class-II and III. From RD 900m onward water seepage was relatively high intermittently but overall groundwater inflow is in damp to dripping condition (5-125 lit/min). In certain patches shearing along joints and thinly foliated rock mass has decreased the overall strength of rock mass putting overall rock in fair condition.

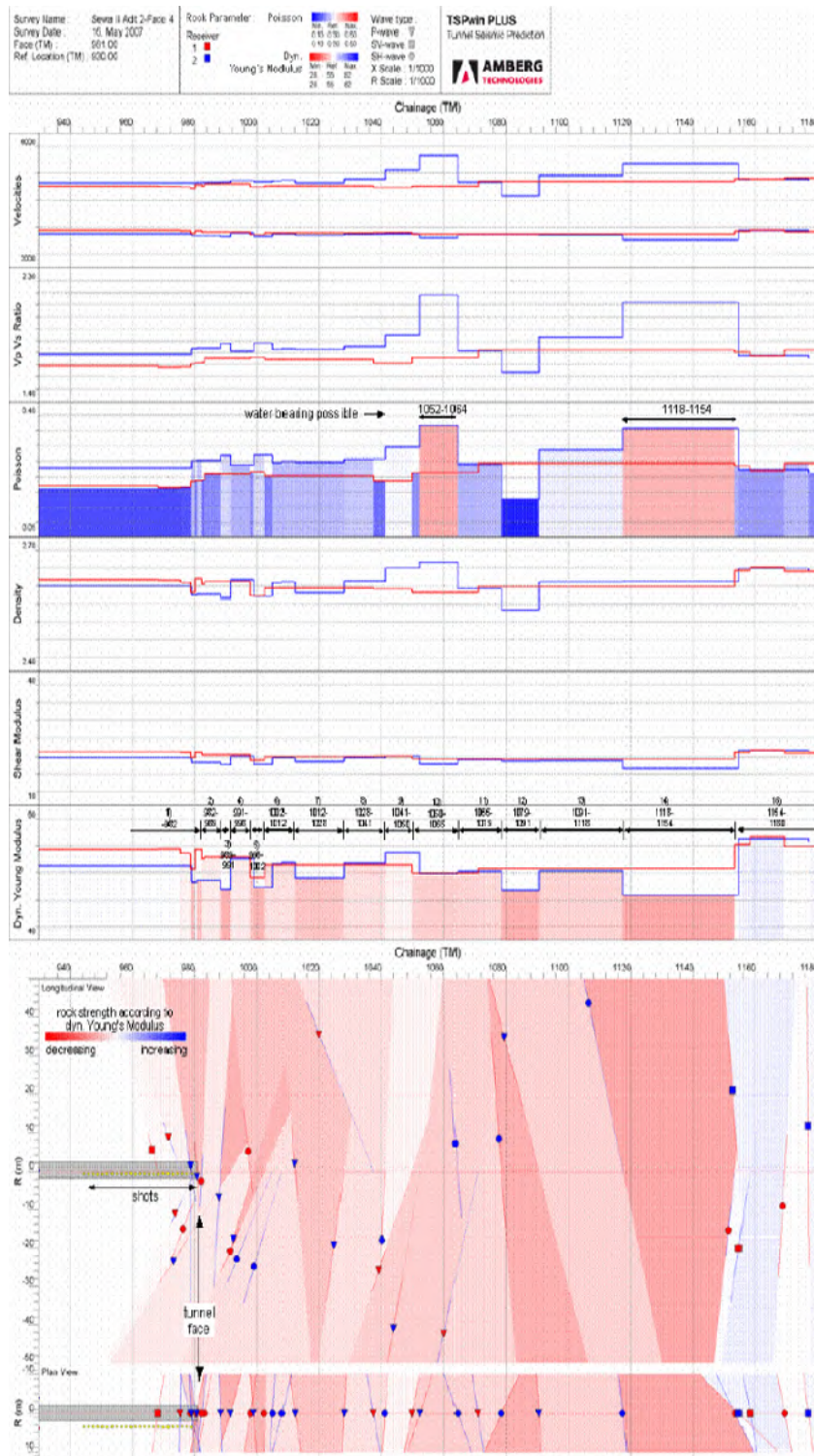


Fig: 5 result presentation with longitudinal and plan view and selected rock property charts.



Adit-III, Face-V

Further, TSP survey had been taken out between 1358 and RD 1562 M upstream from Adit-III. The TSP alignment was set in Granite Gneiss.

The shot holes were situated approx. 1.3 m in front of the face and had been drilled 34 m along the right side wall. Finally using a jack hammer, the 2 m long steel casings could be drilled into the two receiver holes that had been filled with 3 epoxy cartridges before. In short time the steel casings were being coupled to the rock mass in order to ensure best possible coupling of the receivers themselves being pushed into.

Data of Layout

Tunnel Face Adit-III	RD 1357.9 M upstream from Tunnel reference at junction point	
Tunnel Reference	RD 1307.4 M upstream	
Shot Holes	Number	24
	Diameter	38mm
	Depth/ Location	1.22m to 1.89m right wall
	Inclination from horizontal	5-12° (average 9°) downwards
	Azimuth	42° to face
	Average Spacing	1.49m
	Explosive Charges	Shots 1 to 24 100g
Receiver Holes	Number	2
	Diameter	45mm
	Depth/ Location	1.9m on both walls
	Inclination from horizontal	12° right 8° left upward
	Origin Layout	RD 1307.4M left
	Distance to Face	50.5m both

Result

- Tunnel face was at RD 1357.9 upstream from tunnel reference at junction point of Adit-III.
- The result from RD 1358 to 1562 a prediction range of approximately 200m ahead of the tunnel face had been achieved.
- Graphical 2-D result (Refer Fig-6) represents a composition of both receivers 1 & 2 inserted on both side walls of the tunnel. Character of plotted rock properties are not in full accordance with each other, this is due to the different geological conditions at left and right hand side of the tunnel, where receivers have been located. It is therefore overall trend of the chart along the tunnel axis is to be considered.
- Sequences of possible fractured zone and of water ingress zone was resolved within investigated zone.
- Dynamic Young Modulus, Shear modulus, Poisson Ratio and density of the rock formation is also estimated. Based on above parameters, Vp/Vs Ratio, P wave



velocity and S wave velocity, the possible rock zones of different characteristics is resolved and given in Tunnel Meters (TM).

- 14 zones of rock mass distinguish between improved over varying down to poor rock strength and possible water bearings.
- Between TM 1350-1359, slight decreased rock strength is expected.
- Between TM 1359-1371 changeable improved rock condition is observed.
- Between TM1395-1402, 1432-1448 & between TM 1457-1473 decreased rock strength is expected.
- Good to slightly improved rock condition is expected between TMs 1386-1359, 1402-1417, 1448-1457 and 1489-1562.
- Between TM 1417-1429, water bearing is possible due to raised Poisson values with coexistence decay of S-wave velocity.

Actual Geological condition encountered in Face-V after TSP test:

- Excavation in Face-V proceeded mostly in good gneiss rock.
- Rock mass condition from RD 1358 to 1562m is mainly in Class-II condition. At places few shearing along foliation has been noticed and overall condition remained in Good to fair rock condition.
- Overall groundwater condition is in damp to wet category.

Adit-III, Face-VI

Further the TSP survey had been taken out between RD 1142 to 1347M downstream of Adit-III. The TSP alignment was set in slate rock. During the first inspection of the tunnel at Adit-III, Face-VI it was decided to place the layout for the TSP measurement along the left sidewall of the tunnel. Due to a niche at the right tunnel wall side approximately 50 in front of the face, the right receiver face had been located 6m closer to the face than the left receiver. The shot hole locations started in front of the face and had been drilled using a drill boomer 34m along the left side wall. The two receiver holes were drilled by a jackhammer in order to ensure a 45mm borehole and a perpendicular direction with respect to tunnel wall. Using again a jackhammer, the 2m long steel casing could be drilled into two receiver holes that had been filled with 3 epoxy cartridges before. After having connected the registration unit with the receivers and the trigger box and having the shooting wire rolled along the shot holes, the first shot near the receiver was fired with a zero delay detonator and 100g explosive charge. The at once subsequent quality control of the signal recording revealed sufficient shot energy. All remaining shot holes were also charged with 100g explosive.

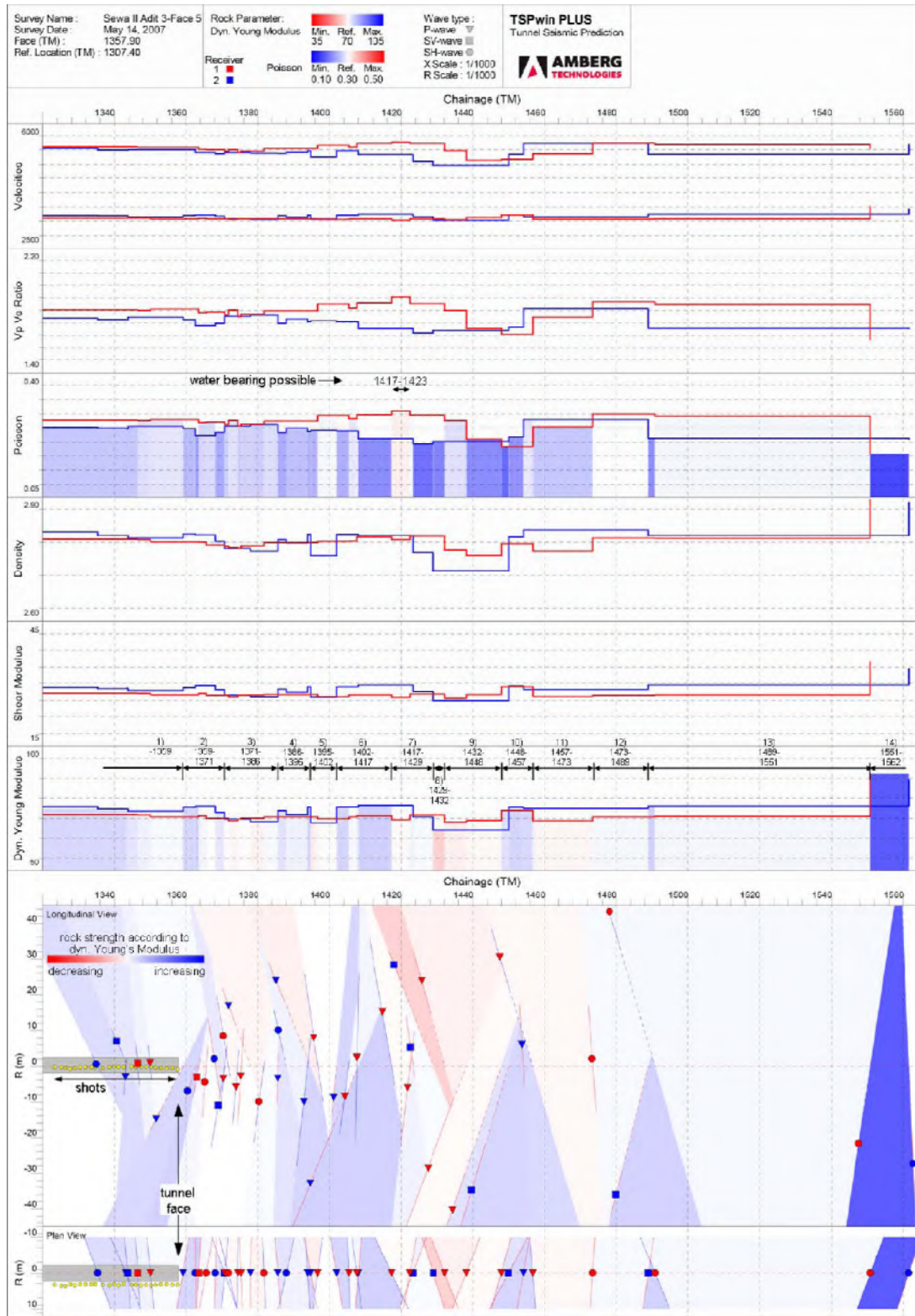


Fig:6 result presentation with longitudinal and plan view and selected rock property charts.



Data of Layout

Tunnel Face	RD 1142.0 M D/S from Tunnel reference at junction point Adit-III	
Tunnel Reference	RD 1091.5 M downstream	
Shot Holes	Number	24
	Diameter	38mm
	Depth/ Location	1.00m to 1.60m left wall
	Inclination from horizontal	1-12° (average 6°) downwards
	Azimuth	42° to face
	Average Spacing	1.46m
	Explosive Charges	Shots 1 to 24 100g
Receiver Holes	Number	2
	Diameter	45mm
	Depth/ Location	1.9m on both walls
	Inclination from horizontal	4° left 2° right upward
	Origin Layout	RD 1097.6 M left,
		RD 1091.5 M right
	Distance to Face	50.5m left, 44.4m right

Result

- The result shows from TM 1142 to 1347 a prediction range of approximately 200m ahead of the tunnel face.
- Graphical 2-D result represents a composition of both receivers 1 & 2 inserted on both side walls of the tunnel. Character of plotted rock properties are not in full accordance with each other, this is due to the different geological conditions at left and right hand side of the tunnel, where receivers have been located. It is therefore overall trend of the chart along the tunnel axis is to be considered.
- Sequences of possible fractured zone and of water ingress zone was resolved within investigated zone.
- Dynamic Young Modulus, Shear modulus, Poisson Ratio and density of the rock formation has also been estimated. Based on above parameters, Vp/Vs Ratio, P wave velocity and S wave velocity, the possible rock zones of different characteristics is resolved and given in Tunnel Meters (TM).
- 20 zones of rock mass distinguish between improved over varying down to poor rock strength and possible water bearings.
- Between TM 1142-1156, stable rock condition was observed. Between TM 1156-1177 a minor decrease in rock strength is predicted.
- Decreased rock strength is expected from TM 1177-1196, this trend is also expected between TM 1209-1220, 1223-1228
- Between TM1220-1223, 1327-1329, fractured zone are expected.
- Stable and improving rock strength with possible water bearing zone is encountered between TM 1238-1267
- Between TM 1270-1275, 1280-1296 fractured rock mass with water bearing zone is expected.



- Between TM 1232-1238, 1267-1270, 1275-1280, 1296-1320 improved rock strength is expected.
- Between TM 1329-1347 changeable rock strength with minor decrease is expected.

Actual Geological condition encountered in Face-VI after TSP test:

- From 1142 to 1347m tunneling media negotiated is slate with by and large with good rock mass condition.
- Slates is strong to very strong in strength with three prominent and one random joint set. At times foliation becomes very closely spaced also at time fracture also.
- Groundwater condition between the test zone was in damp to dry category.

Adit-IV, Face-VII

The TSP survey had been taken out between RD 1540 and 1590 M upstream from Adit-IV. The TSP alignment was set in a formation dominated by limestone yielding fault zones.

The major problem in Adit-IV, Face-VII was the already encountered fracture zone at the face, which compelled to stop excavation 10 days before. Furthermore there wasn't enough space between the face and another fracture zone, which had already been passed through approximately 35 m in front of the face and which had been reinforced by steel ribs and plates in short spacings. It was decided to place the shot line for the TSP measurement along the right side wall of the tunnel between the tunnel face and the last steel rib at the previous fracture zone, whereas the two receiver holes placed behind in front of the fracture zone approx. 20 m backwards. The shot holes were being protected by PVC pipes due to the high risk of hole's collapse that was experienced being in a brittle Phyllite and Limestone formation. The drilling of shot holes had been carried out with the drill boomer whereas the receiver holes had been drilled by jack hammer using 45mm drill bit. Finally using the jackhammer, the 2m long steel casings could be drilled into the two receiver holes that had been filled with 3 epoxy cartridges before. In short time the steel casings were being coupled

Results

- The result shows from TM 1540 to 1589 a prediction range of approximately 50m ahead of the tunnel face.
- 7 zones of rock mass distinguish between poor rock strength to improved rock strength. Between TM 1540-1543, fracture zone with water ingress. Possible extension of fracture zone from TM 1543-1548.
- Slightly improved rock strength between TM 1548-1553.
- Weak zone with possible water ingress between TM 1553-1563.
- Between TM 1563-1567, fracture zone.



- Improved rock strength between TM 1567-1575.
- And good rock strength between TM 1575-1589.

Actual Geological condition encountered in Face-VII after TSP test:

- Due to lithological site limitations, a test result of TSP was only for 60m.
- For 60m Class-IV/V conditions were met as predicted.

Conclusion

TSP is a rapid investigable system solution developed for underground construction and evaluates geological conditions normally associated with discontinuities in rock masses by seismic echo signals reflected from changes in elastic rock characteristics. Application of TSP as a geophysical tool for assessment of rock mass condition ahead of tunneling face is still in developing stage. Even then compared with geological projection by surface investigation and probing by predrilling, TSP has important advantages over conventional methods. With an investigation range of $\pm 200\text{m}$ it is a rapid tool for providing accurate information concerning the geology and engineering properties of rock mass.

In Sewa Hydroelectric Project Stage-II, 120 MW there are four records of four different faces. During the time of TSP test different rock type was present offering different condition of excavation. From results it appears that it does give good picture in terms of rock strength and presence of groundwater. Presence of shear seams and filling does reduces the overall strength of rock mass hence if such zones are known in advance, necessary arrangement can be planned. This is additional advantage of TSP apart from giving prediction of weak discontinuities. In two faces i.e. in Face-IV and Face-VII the predictive range was for 247m and 59m respectively. During excavation more or less similar conditions were met especially identification of water bearing zones and poor strength rock mass condition. It was useful as necessary precautionary measures were taken for dewatering the groundwater and placing of pressure relief holes for easing of hydrostatic pressure. Moreover, as low strength zones were also known therefore it was possible to reduce the powder factor and optimize the excavation process. In Face-V & VI decrease and increase rock strength zone as stated were met, however, fracture zone as identified by TSP could not be negotiated.

During excavation defined zones of potential water bearing horizons, increase and decrease in strength and other detected zones by and large encountered.



A study of Pipe roofing Pre-Supporting System Method in twin shallow tunnels (Case study: Tohid twin tunnels, Tehran, Iran)

H.CHAKERI¹ and B.FERDOWSI²

¹Graduate student, Department of Mining Engineering, Sahand University of technology
(h.chakeri@gmail.com)

²Assistant prof, Department of Mining Engineering, Sahand University of technology

Abstract

The use of pre-support in shallow tunnels is increasing in urban regions, with the purpose of improving excavation stability and reducing ground settlements induced by tunneling. In addition, in the shallow tunnels, evaluation on optimal pre-support system will be considered intend of stabilization of face tunnel and decreasing of caused by settlement. The Pipe roofing method has been widely recognized as an alternative for tunnel construction in urban areas to reduce adverse effects on underground utilities and ground surface activities. In this paper, 3D modeling for Tohid twin tunnels using FLAC3D was performed. This analysis was carried out to investigate: (a) the convergence at the tunnel cavity and the deformation at the tunnel face, and (b) surface settlement after the installation of the Pipe roofing. The numerical results indicate that the tunnel roof formed by the Pipe roofing System provide a restraining effect on the tunnel induced displacement and helps to reduce the tunnel deformation and corresponding ground surface settlement. Ground settlement directly above the crown could reduce by 30-40% of the settlement produced without any Pipe roofing reinforcement.

Keywords: Shallow tunnel, shotcrete, settlement, Pipe roofing pre-support, FLAC3D.

1. Introduction

The need for tunnel design and construction in urban areas, mainly for transportation purposes, has increased markedly in recent years. Ground loss at the tunnel is consequentially translated into an equivalent surface depression especially in cohesive soil and tunnelling in shallow ground (Attewell et al., 1986). The effect of settlement due to shallow and soft ground tunnelling is hazardous to nearby buildings, infrastructures and existing services. A new method of reinforcing tunnel excavation and reducing the effect of ground loss at the tunnel is to create a boundary of high stiffness between the ground surface and the tunnel. site. The pipe roof method has been successfully used in many projects in various countries such as United States, Germany, Japan, Portugal, and Taiwan (Yao, Wu, and Chang, 2004). Matsumoto et al. (2001) described the usage of large diameter steel pipes jacked into the tunnel periphery and then grouted at the Satsuma Tagami Tunnel in Japan. Peila et al. (1996) conducted a three dimensional finite element analysis to study the behaviour of tunnel face reinforced. They found that the pipes had a positive reinforcing effect on the face stability in the form of a reduction of the displacements and the plastic zone extension. In addition, Yoo and Shin (2000) conducted a parametric study on the effect of reinforcing layouts on the deformation behaviour of the tunnel face and drew a conclusion that there existed an optimum reinforcing layout to reduce the deformation of the tunnel for a given tunnel geometry and ground condition.

Tohid Tunnel is located in the downtown area of Tehran, an area with a dense network of buildings, roads, streets, and urban infrastructure. The underground tunnels have horseshoe cross sections, as shown in Figure 1(b). The twin tunnels excavation discussed in this paper is located between Chamran Street and Navab Street.

This paper focuses on 3-dimensional stability analysis and design of required pre-support and support system to control the settlement due to excavation of transition region of twin tunnels in the Tehran subway project.

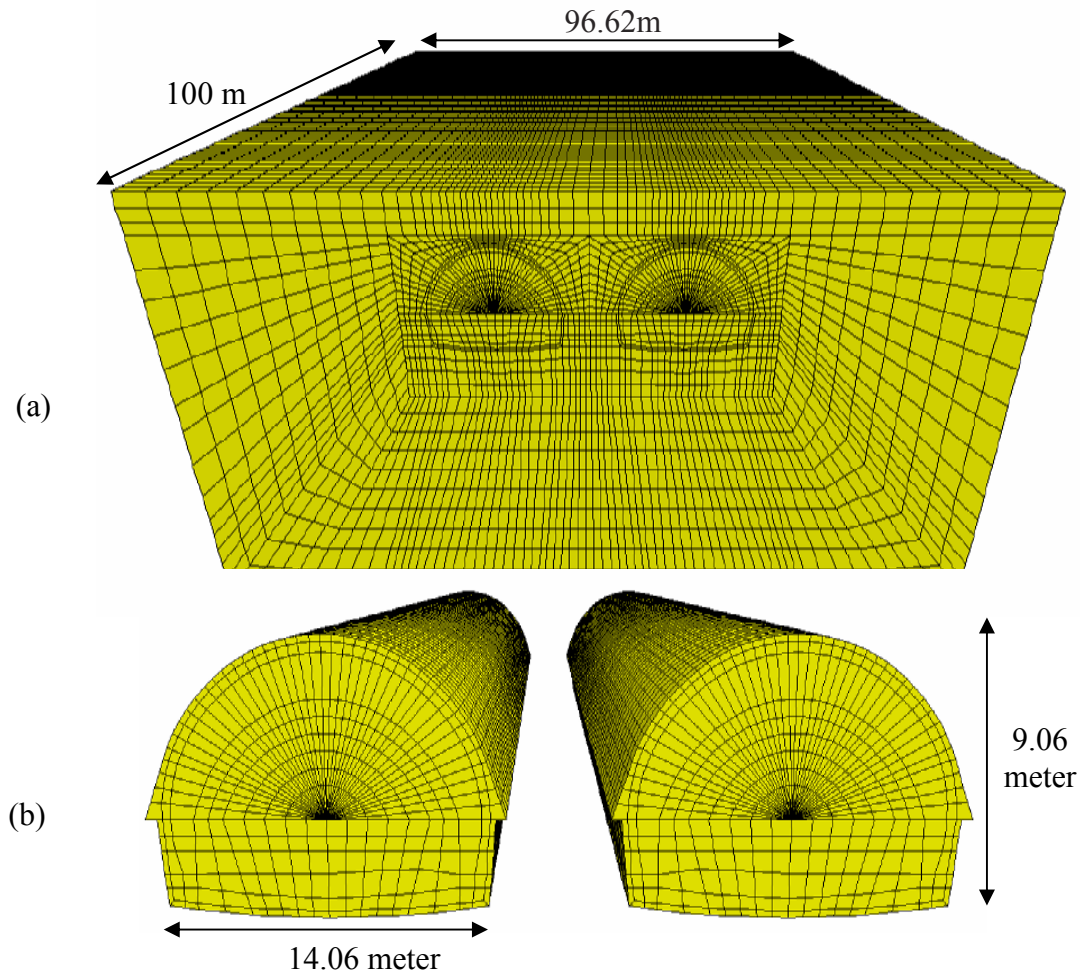


Figure 1 (a) Three-dimensional mesh (b) Tunnels transition section

2. Numerical model

Different numerical methods e.g. Finite Element method, Finite Difference method, Boundary Element method, Discrete Element method and Hybrid methods have been used to model underground excavations. In this paper FLAC3D (Fast Lagrange Analysis of Continua in 3-Dimensions) which is based on finite difference method, was used to simulate the excavations and analysis the stability of tunnels. Different steps in the modeling procedure can be summarized as below:

- Selection of the area to be modeled,
- Selection of suitable model for ground behavior and necessary input parameters,
- Applying boundary and stress conditions,
- Solving the models toward a balanced condition,
- Applying the changes in the model, i.e. further excavation,
- Re-Solving the model and calculating new state of stress and deformation.

The modeling of excavation advance and support installation for this study is essentially a 3D problem. Three dimensional finite difference mesh using FLAC3D is shown in Fig. 1(a). Total number of zones is 228800 and the total number of grid points (nodes) is 236034. Mohr-coulomb model was selected to explain rock behavior. Table 1 shows the input geotechnical parameters of the model. The ground model used for this simulation consisted of two ground layer, as shown in Fig. 2.

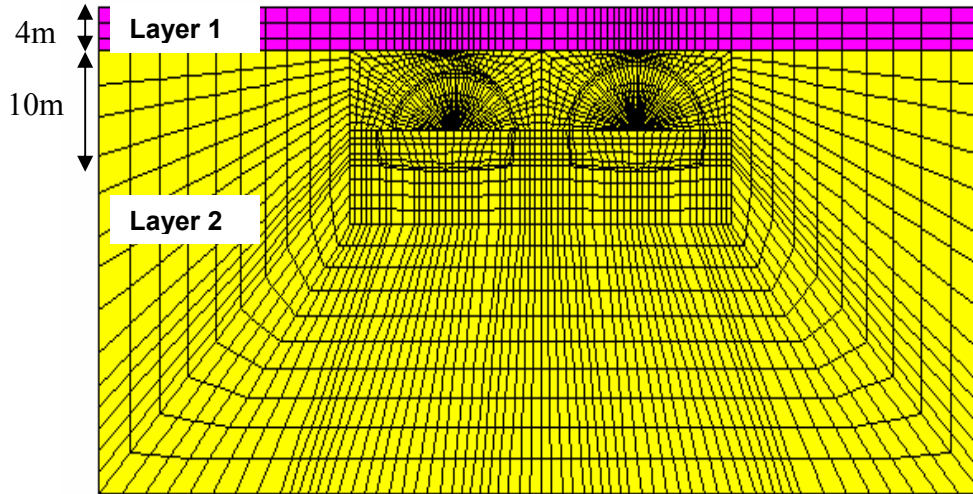


Figure 2 The model of ground layers used in this study

Table 1 Geotechnical parameters of the model.

Layer	γ_{dry} [KN/m ³]	ν [-]	E [MPa]	c [kN/m ²]	ϕ [°]	K_0
1	25	0.3	15	50	35	1
2	25	0.3	85	170	43	1

3. Time-dependent properties of shotcrete

Chang (1994) suggested that time-dependent behaviours of the mechanical properties of shotcrete, such as elastic modulus, E_s and uniaxial compressive strength, σ_s could be expressed by the following empirical relationships:

$$\frac{E_s(t)}{E_{s,28}} = c_1 \exp\left(\frac{c_2}{t^{c_3}}\right) \quad (1)$$

$$\frac{\sigma_s(t)}{\sigma_{s,28}} = d_1 \exp\left(\frac{d_2}{t^{d_3}}\right) \quad (2)$$

Where t is time in days and c_1 , c_2 , c_3 , d_1 , d_2 and d_3 are empirical coefficients equal to 1.062, -0.446, 0.6, 1.105, -0.743 and 0.7, respectively. Young's modulus and the uniaxial compressive strength of shotcrete at 28 days are given by $E_{s,28}$ and $\sigma_{s,28}$, respectively (figure 3).

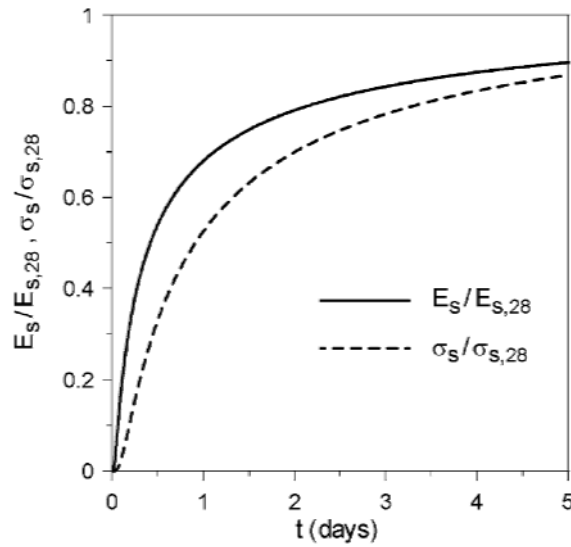


Figure 3 The time evolution of the scaled young's modulus $E_s/E_{s,28}$ and uniaxial compressive strength $\sigma_s/\sigma_{s,28}$ (Graziani et al. 2003)

In the present work, the excavation process and support installation has been modeled using a step-by-step method. The three-dimensional analyses have been carried out for a rate of tunnel advance, 2 m/day with unsupported tunnel length, 1m. An elastic constitutive law characterized by time-dependent young's modulus has been used for the shotcrete. The development of the young's modulus has been expressed in Eqn. (2). The curing time for each step of shotcrete installation has been calculated in accordance with the tunnel advance rate. The properties of the shell elements were updated with distance from the heading face.

5. Pipe Roof Structures

The steel pipe roof was installed prior to any tunnel excavation. Initial stage for pipe roofing was delineating of spacing and diameter of pipes hence the following cases was studied:

Case A – installation of 218 nos. of steel pipes with 76.1mm, 88.9 mm, and 101.6 mm and 114.3mm diameter in a gate typed arrangement. Nearest pipe has a distance of 10cm to together.

Case B – installation of 163 nos. of steel pipes with 76.1mm, 88.9 mm, and 101.6 mm and 114.3mm diameter in a gate typed arrangement. Nearest pipe has a distance of 15cm to together.

Case C – installation of 109 nos. of steel pipes with 76.1mm, 88.9 mm, and 101.6 mm and 114.3mm diameter in a gate typed arrangement. Nearest pipe has a distance of 20cm to together.

Case D – installation of 55 nos. of steel pipes with 76.1mm, 88.9 mm, and 101.6 mm and 114.3mm diameter in a gate typed arrangement. Nearest pipe has a distance of 25cm to together.

The average cover above the pipe roof is approximately 5m in thickness. The steel pipe reinforcements were modeled using beam elements (Fig. 4a). The detail configuration of pipe roof is shown on Fig. 4b.



For modeling of beams used for parameter include Young's modulus, Poisson's ratio, Equivalent section invariant and Equivalent section area. We have Composite section for pipes when pipes are without grouting in around soil of pipes.

That is useful if we used of Equivalent section area purports in bending of Equivalent section. Invariant and Equivalent section area calculated for four cases and showed in table 2. Equivalent section area was calculated with conversion of pipe to concrete and entry data for flac3d included Young's modulus 200 GPa and Poisson's ratio 0.25.

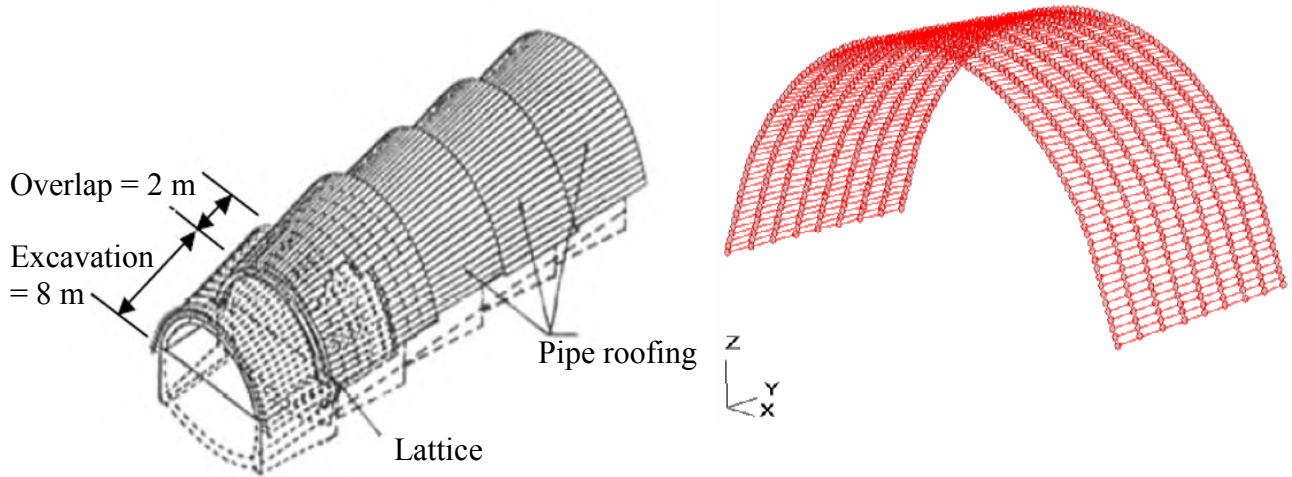


Fig. 4 Pipe roofing Method

Table 2. Geological profile

	Pipe Diameter (mm)	Pipe Thickness (mm)	Pipe Area (m ²)	Pipe Area (m ⁴)
Case (1)	76.1	5	15.72×10^{-3}	8.7×10^{-6}
Case (2)	88.9	5	18.07×10^{-3}	13.49×10^{-6}
Case (3)	101.6	5	21.76×10^{-3}	21.16×10^{-6}
Case (4)	114.3	5	25.71×10^{-3}	31.45×10^{-6}

On the other hand that was adequate for pipe stability equation 3 was established.

$$1 \leq \frac{M_{exist}}{M_n} < 1.4 \approx 1.5 \quad (3)$$

Bending moment of flac3d and maximum bending moment undergo with pipes are given by M_{exist} and M_n , respectively.

The numerical results show spacing 20 cm and diameter 114.3 mm could adequate for pipes (Fig. 5). On the other hand scale of strength centralization increased and deformation of tunnel roof and surface settlement decrease when spacing of pipes decrease (Fig.6)

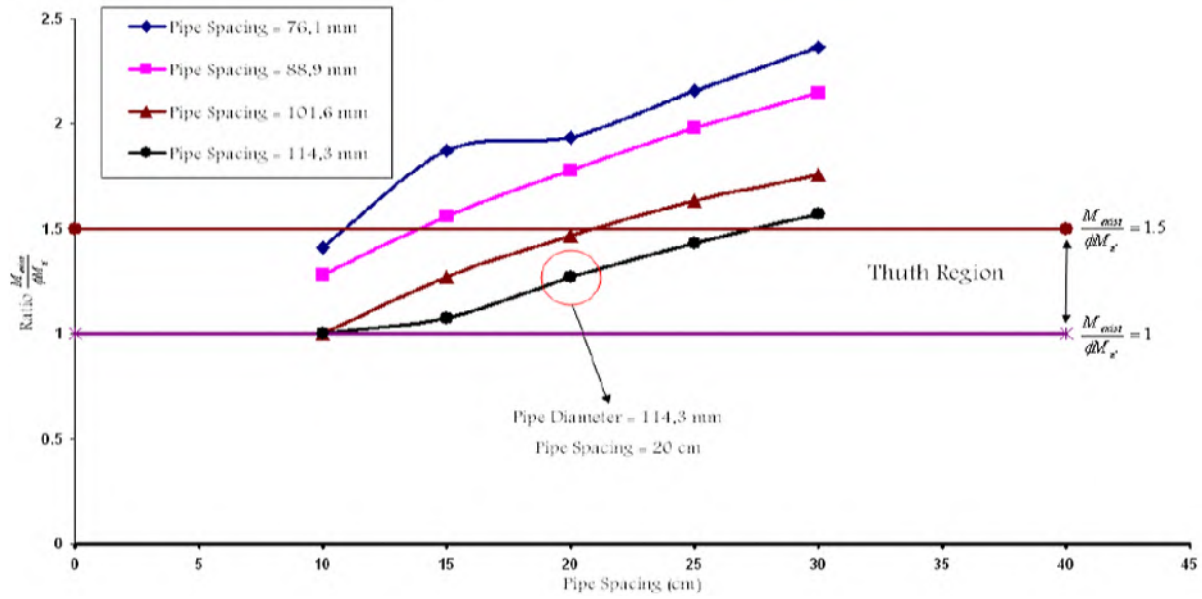


Fig. 5 investigates of spacing and diameter of pipes

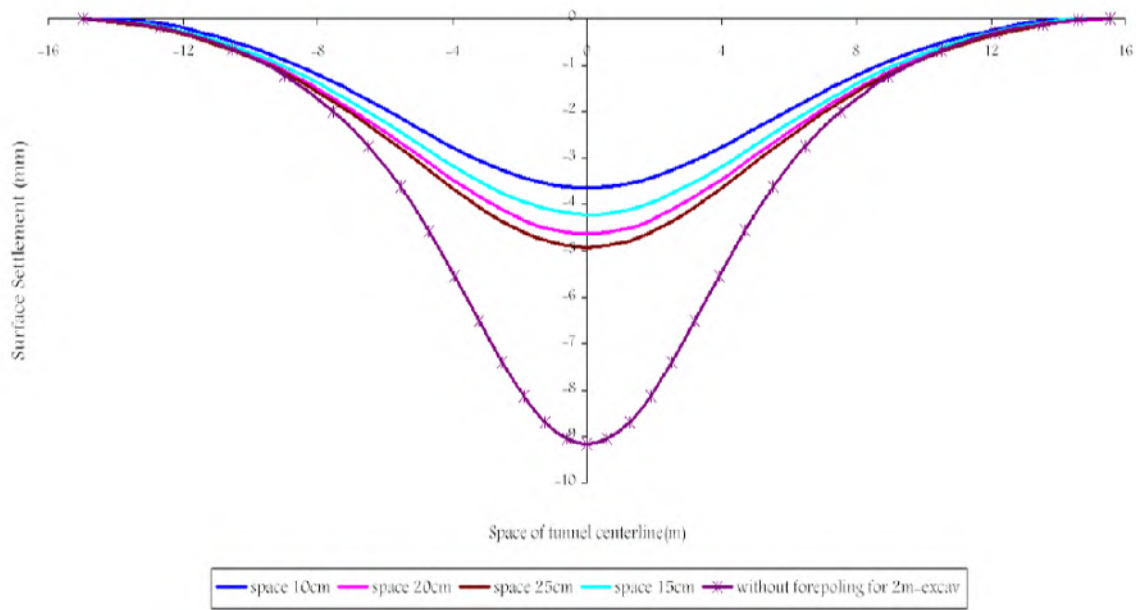


Fig. 6 Ground settlement for spacing of pipes and without pipe roofing.

6. Analysis and Results

The Initial Lining was used to prescribe the necessary support at first stage are:

- 250 mm shotcrete
- Two layers of welded mesh
- Lattice girders at 2 m

The analysis was initially run to ensure that the initial stresses were in equilibrium and the resulting small displacements were set to zero. Each computational phase consists of 2 m of excavation, in which one slice of soil element is switched off. Within the same phase a structural element of support system is switched on to support the previous excavation.

Figure 7 shows the excavation steps.

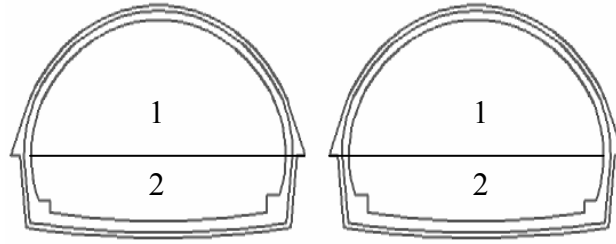


Fig. 7 excavation steps

6.1. Analysis of load on shotcrete and lattice girder

The numerical results show the interaction between structural element and surrounding ground, and permit to investigate realistic values of bending moments and normal forces in the lattice girders and shotcrete support.

Figure 8 presents normal forces and bending moments in the lattice girders after 50 m of excavation of right tunnel heading.

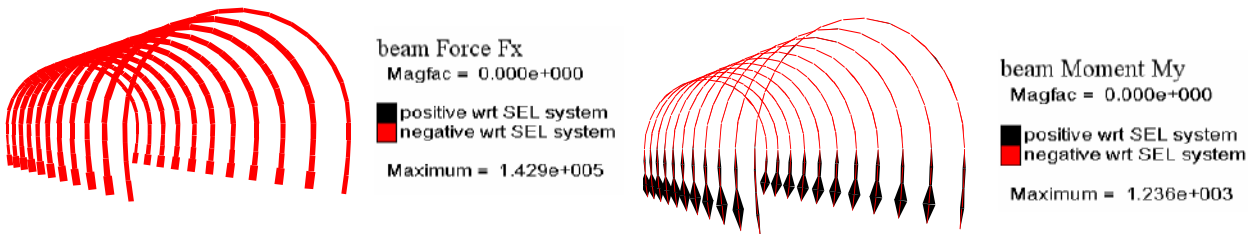


Figure 8 Normal forces and bending moment in the lattice girder

Figure 9 show the load on shotcrete per meter of tunnel width and advance in both X and Y direction. As can be see the maximum load does not exceed the permissible limit.

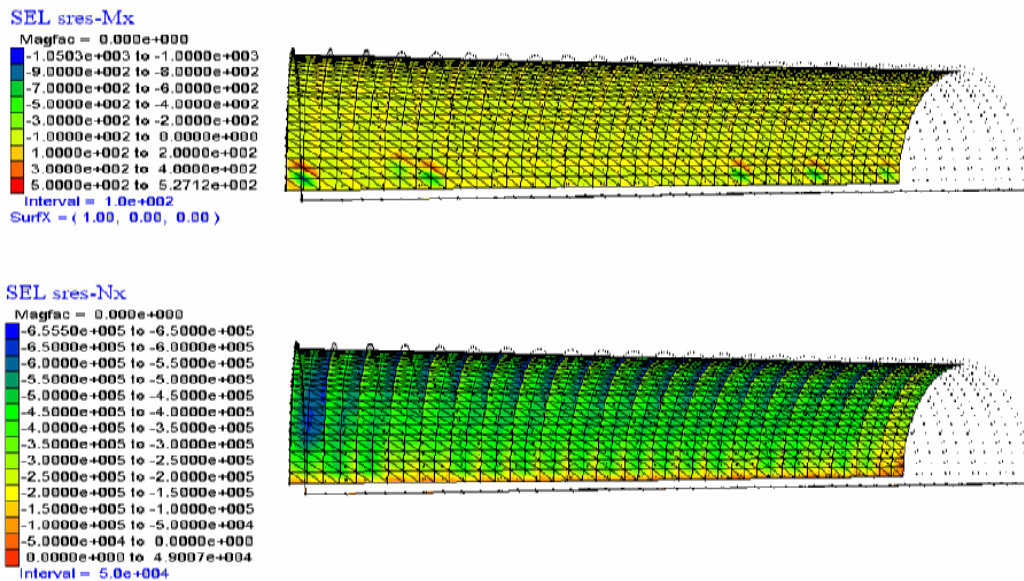


Figure 9 Normal forces and bending moment in the shotcrete



5.2. Evaluation of ground movement and surface settlement

Ground movements caused by tunneling in soft ground beneath urban areas can have a significant impact on adjacent structures and therefore require consideration when choosing the excavation method and the type of support system.

It was very important to effectively and accurately predict the displacements induced in the soils and structures by the urban tunneling before excavations for full operation of the twin tunnels. Accordingly, a 3D numerical method (FLAC3D) was adopted for analysis of the deformation. Figure 10 show the vertical displacement contour predicted using the FDM in the around the excavation.

Contour of Z-Displacement

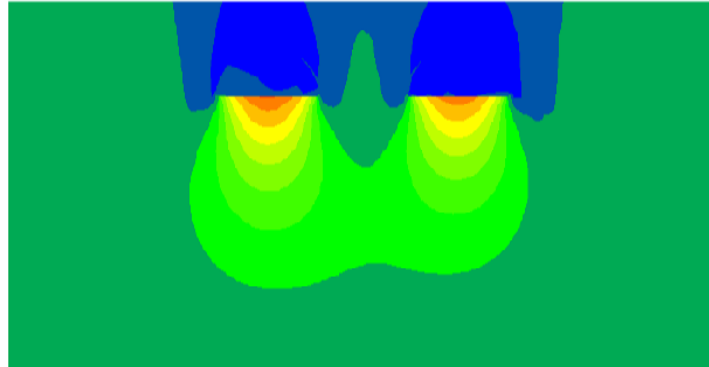
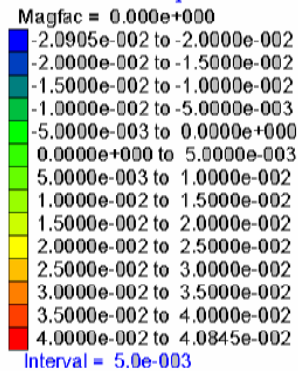


Figure 10 Vertical displacements for different phases

Figure 11 the settlement curves for 50 m of excavation. The settlement and vertical displacement of the tunnels were successfully controlled within 16 mm. The curvature of the longitudinal deformation curve of the tunnels was less than 1/900, which satisfies the design criteria so we haven't any problem about settlement with Kramer's criteria. On the other hand buildings around street don't stand in this confine.

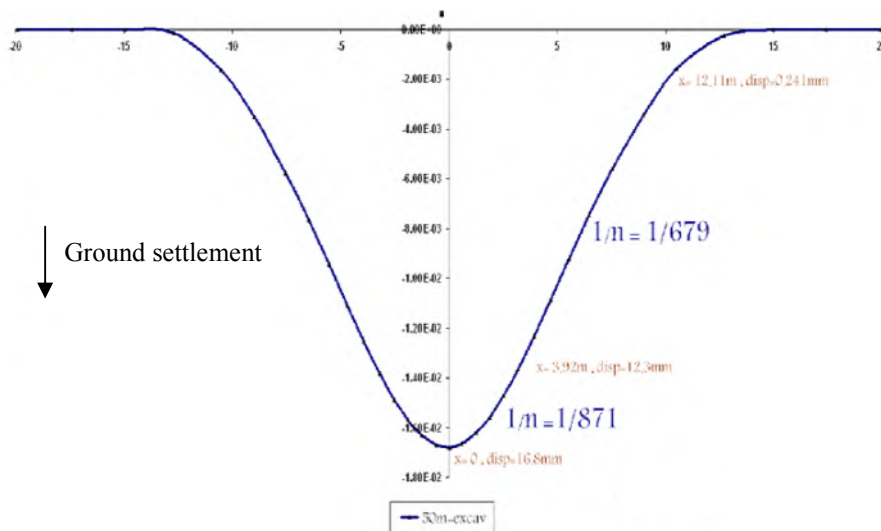


Figure 11 settlement curves for 50 m of excavation



6. Conclusions

The practical equivalent continuum model, incorporated into 'Fast Lagrangian Analysis of Continua' in 3-dimension (FLAC3D) has been used to analyze the 3-dimensional stress and deformational behaviour of twin tunnel interaction of Tohid.

The use of 3D models can be useful to analysis the real sequence of excavation and tunnel supporting and pipe roofing pre-supporting. The step-by-step method of activation/deactivation of the structural element is helpful to develop a simple procedure for the excavation phases. Numerical analyses have been performed assuming elastic constitutive behaviour and time-dependent stiffness for the shotcrete.

Numerical modelling showed that to maintain the stability, support measures determined by 2D analyses are sufficient to minimize the settlement and ground movements due to excavation.

The intention of this paper was to investigate the values of tunnel induced ground movement. The analysis also revealed that intersection stability is maintained with suggested support measure.

References

Lee, K. M., Ng, C. W. W. and Tang, D. K. W. (2004). "Three-dimensional numerical investigations of new Austrian tunneling method (NATM) twin tunnel interactions." Canadian Geotechnical Journal, Vol. 41, PP.523-539.

Chang, Y, 1994. Tunnel support with shotcrete in weak rock – A rock mechanics study, PhD Thesis, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.

Franzius, J N, 2003. Behaviour of buildings due to tunnel induced subsidence, PhD Thesis, Imperial College of Science, Technology and Medicine, London.

Graziani, A, Boldini, D and Ribacchi, R, 2005. Practical estimate of deformations and stress relief factors for deep tunnels supported by shotcrete, Rock Mech. Rock Engng, 38(5):345–372.

Itasca Consulting Group Inc. 2001. Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3-Dimesions, FLAC3D Version 2.1, User's Manuals.

US. Army Corps of Engineers, 1990. Engineering and design settlement analysis. EM 1110-1-1904.

Hoek Evert. (2004). Numerical modeling for shallow tunnels in weak rock, available on www.rocscience.com



Kayaçlarda serbest basınç dayanımının dolaylı olarak belirlenmesine yönelik yeni bir deney yöntemi: Karot Boğma Deneyi (CST) ve ilk sonuçları

A new testing method for indirect estimation of unconfined compressive strength of the rocks: Core Strangle Test (CST) and the first results

Işık YILMAZ

Cumhuriyet Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 58140 Sivas

Özet

Bu çalışmada, gerekli karot boyundan daha küçük kayaç karot numunelerinin serbest basınç dayanımının (UCS) dolaylı olarak belirlenebilmesi için geliştirilen yeni bir deney yönteminin ilk sonuçları sunulmaktadır. Bilindiği gibi, kayaçların serbest basınç dayanımlarının dolaylı olarak belirlenmesinde kullanılan; nokta yükleme deneyi (Is), Schmidt çekici deneyi, sonik hız deneyi, blok zımbalama deneyi gibi bazı yöntemler vardır. Özellikle nokta yükleme deneyi UCS' nin tahmin edilmesinde yaygın olarak kullanılmasına karşın, güncel literatürde bu yöntemle ilgili sorunlara ilişkin bir çok çalışma bulunmaktadır. Söz konusu sınırlamaları ortadan kaldırmak amacı ile geliştirilen yeni yöntemle yapılan ilk çalışmalar sonunda “*Karot Boğma Deneyi (CST)*” olarak adlandırılmış olan bu yöntemin bahsedilen hataların, sorunların ve sınırlamaların büyük bir bölümünü ortadan kaldırdığı görülmüştür. Geliştirilen yeni deney yöntemin temel ilkesi bir karotu eksenine dik bir çember boyunca “*boğma*” şeklinde yüklemeye dayanmaktadır. Çalışmaların ilk aşamasında, farklı lokasyonlardan toplanmış olan zayıftan sağlamaya kadar değişik türdeki blok kayalardan karot numuneleri hazırlanmış ve hazırlanan numune setleri üzerinde, serbest basınç, nokta yükleme ve *Karot Boğma Deneyi* gerçekleştirilmiştir. Çalışmadan elde edilen verilerin istatistiksel değerlendirilmesi ile UCS ile CST ve Is(50) arasındaki ilişkiler ampirik olarak açıklanmış, birbirleri ile karşılaştırılmış ve önerilen yöntemin kullanılabilirliği tartışılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Serbest basınç dayanımı, nokta yükleme deneyi, kaya numunesi, karot boğma deneyi.

Abstract

In this paper the first results of a new testing method for indirect determination of Unconfined Compressive Strength (UCS) of the rock core samples smaller than the standard core length are presented. As known, there are some methods for indirect estimation of UCS such as; point load (Is), Schmidt hammer, sonic velocity, block punch strength test etc. However point load testing method is widely used to estimate the UCS, there are many problems and limitations related to this method as reported in the recent literature. It was obtained that *CST* proposed in this paper namely “*Core Strangle Test (CST)*” had minimized some of the deficiencies, limitations etc. The principle of this test depends on the “strangle” type of loading a core along a circle perpendicular to the core axis. In the first stage of the studies, blocks of different type of rocks having the strength in a range from weak to



strong were collected from the various locations and cored for UCS, Point Load and CST tests. These tests were then conducted and relationships between UCS with I_s and CST were empirically explained and discussed in a point of the view of the usefulness of the method developed.

Key-words: Unconfined compressive strength, point load test, rock sample, core strangle test.

1. GİRİŞ

Kayaçların serbest basınç dayanımı değerleri hem yer üstü hem de yeraltı mühendislik yapılarının tasarımında sıklıkla kullanılan en önemli parametrelerden birisidir. Bu dayanım değerinin elde edilmesi ile ilgili standart prosedür ASTM (1984) ve ISRM (2007) tarafından tanımlanmıştır. Bu deney laboratuvarında uygulanabilen bir deney olup genellikle gelişmiş bir kaya mekaniği laboratuvarına ihtiyaç duyulur (Şekil 1). Bu parametrenin doalyı olarak belirlenmesinde kullanılabilecek basit deney yöntemleri ve bunlardan elde edilen sonuçların korelasyonu üzerine gerçekleştirilmiş bir çok çalışma vardır.



Şekil 1. Serbest Basınç Dayanımı deney düzeneği.

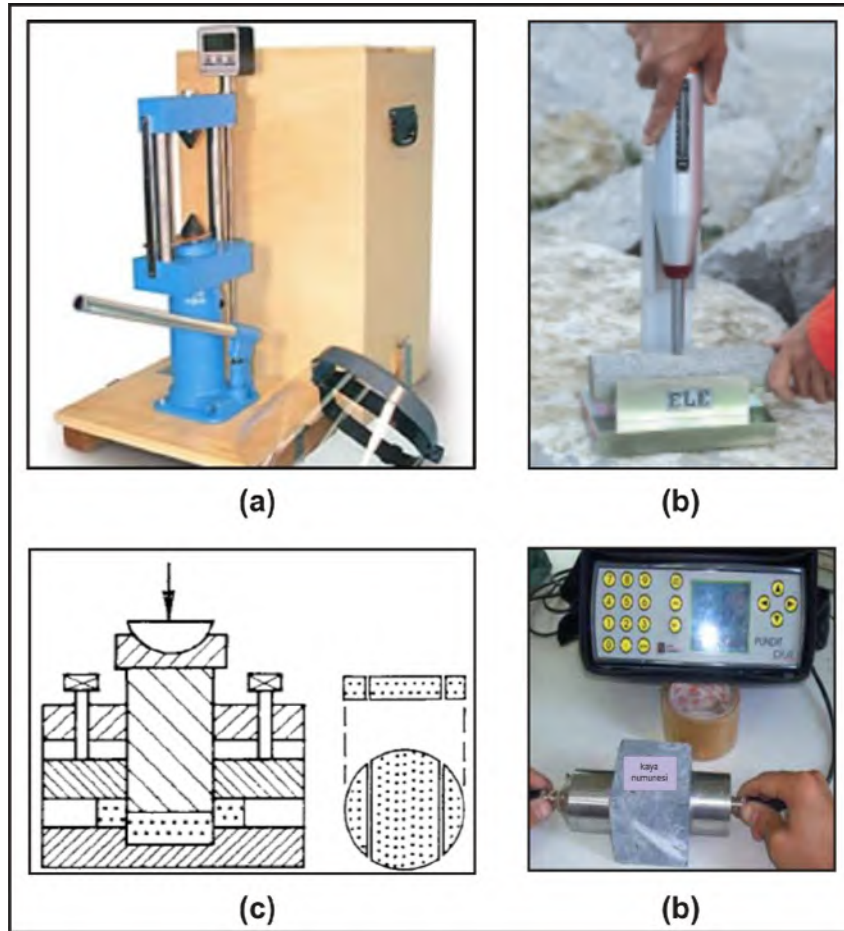
Figure 1. Unconfined compressive strengt test apparatus.

Serbest basınç dayanımı deneyi daha basit ve pratik diğer deney yöntemleri ile karşılaştırıldığında numune hazırlanmasının zaman alıcı, karot çapına uygun karot uzunluğunun elde edilmesinin zorunlu ve nisbeten pahalı olduğu görülür. Bu nedenle; kayaçlara ait serbest basınç dayanımının belirlenmesinde sınırlayıcı koşulların da söz konusu olduğu durumlarda bazı indirekt yöntemler de sıklıkla kullanılmaktadır. Söz edilen bu basit deneyler için gerekli aletler daha ucuzdur, daha az zaman alırlar, uygulanması pratik ve kolaydır. Bu tür deneylerin en önemlileri; nokta yük dayanım deneyi, Schmidt çekici, sonik hız, blok zımbalama dayanımı deneyi olarak sayılabilir (Şekil 2). Bu deneyler serbest basınç dayanımı' nın tahmininde yaygın olarak kullanılmaktadır.

Örneğin; Schmidt çekici çok pratik, hızlı sonuç veren, hasarsız ve arazide kolaylıkla uygulanabilen bir deney yöntemi olmakla beraber numune toplama, hazırlama gibi masrafları da yoktur. Esasen betonlarda uygulanmak üzere tasarlanmış olan Schmidt çekici ile ilgili; Inoue ve Ohomi (1984), Deere



ve Miller (1966), Aufmuth (1973), Beverly vd. (1979), Kidbinsky (1968), ISRM (1981), Singh vd. (1983), Shorey vd. (1984), Haramy ve De Marco (1985), Ghose ve Chacrabarti (1986), O'Rourke (1989), Sachpazis (1990), Xu vd. (1990), Gökçeoğlu (1996), Kahraman (2001), Katz vd. (2000), Yılmaz ve Sendir (2002) ve Shalabi vd. (2007) gibi kısa bir literatür özeti pek çok araştırmacının farklı ampirik yaklaşımları önerdiği, büyük ölçüde de sıklıkla çok düşük korelasyon katsayılarının elde ediliyor olması nedeni ile serbest basınç dayanımının tahminine yönelik araştırmalar hala sürmektedir. Bundan başka Schmidt çekici; kaya kütlesindeki süreksizliklerin belirlenmesinde (Young, 1978), yeraltında tavan kalitesinin kontrolünde (Kidbinsky 1968) ve tünel açma makinalarının performans değerlendirmelerinde de (Poole ve Farmer 1978) kullanılmıştır.



Şekil 2. a. Nokta yükleme deney düzeneği, b. Schmidt çekici, c. Blok zımbalama, d. Sonik hız.

Figure 2. a. Point load test apparatus, b. Schmidt hammer, c. Block punching, d. Sonic velocity.

Sonik hız ile kaya indeks ve kaya kütlesi kalitesi özelliklerinde arasındaki ilişkileri tanımlayan bir çok araştırma bulunabilmekle beraber (Wood, 1941; Glenn ve Nelson, 1979; McCann vd., 1981; Gaviglio, 1989; Schlumberger, 1989; McCann vd., 1990; Brereton ve McCann, 1990; Brereton, 1992;), Sonik hız ile UCS arasındaki ilişkilerin belirlenmesine yönelik bazı çalışmalar; D'Andrea vd. (1964), Inoue ve Ohomi (1981), Göktan (1988), McCann vd. (1990), Kahraman (2001) ve Entwisle vd. (2005) olarak özetlenebilir. Bu deneyle elde edilen ilişkiler hem Schmidt çekicinden hem de Shore sertliği deneyinden elde edilen ilişkilerden oldukça zayıf olarak değerlendirilmiştir (Shalabi vd., 2007).



Shore sertlik deneyi ile UCS arasındaki ilişkinin belirlenmesine yönelik olan bazı önemli çalışmalar; Griffith (1937), Wuerker (1953), Deere ve Miller (1966), Atkinson (1993), Koncagül ve Santi (1999), Yaşar ve Erdoğan (2004), Shalabi vd. (2007) olarak sayılabilir. Yapılan tüm bu çalışmaların en önemli sonucu olarak, ilişkinin büyük ölçüde kayaç mineralojisi, dokusu, anizotropik özelliğinden etkilendiği ortaya konulmuştur. Bundan başka, bu deney yönteminden elde edilen ilişkilerin Schmid çekici deneyinden elde edilenlerden daha zayıf olduğu belirtilmektedir (Shalabi vd., 2007).

Özellikle serbest basınç deneylerinin gerçekleştirilmesi için gerekli boyutlara sahip numunelerin elde edilemediği durumlarda, kayaların serbest basınç dayanımının dolaylı olarak belirlenebilmesi için kullanılan mekanik deneylerin başında “nokta yükleme deneyi” gelmektedir. Nokta Yükleme Deneyi ilk kez Broch ve Franklin (1972) tarafından önerilmiş ve hem ISRM (1972) hem de Anon (1972) tarafından kabul edilmiştir. Deney düzeneğinin kolaylıkla taşınabilir özelliği, deneylerin arazide de gerçekleştirilebilmesine olanak sağlamakla beraber ucuz bir deneysel yöntem olmasını da sağlamaktadır. Deney iki konik uç arasına yerleştirilerek sıkıştırılan kayaç numunesinin yenilme yükünün belirlenmesi ile gerçekleştirilir. Bu deney, karotlar (çapsal veya eksenel), blok numuneler ile düzenli ve düzensiz şekilli numuneler üzerinde uygulanabilir.

Bu deney sonucunda, yenilme yükü ve kayaç boyutları kullanılarak belirlenen dayanım indeksi, Topal (2000)' in belirttiği gibi; kayaçların tek eksenli sıkışma ve çekme dayanımlarının dolaylı olarak belirlenmesinde (Broch ve Franklin, 1972; Bieniawski, 1975; Al-Jassar ve Hawkins, 1979; Norbury, 1986; Wijk, 1980), kayaçların malzeme özelliği açısından dayanımlarına göre sınıflandırılmasında (Guidicini vd., 1973; Bieniawski, 1975), kayaç anizotropisinin saptanmasında (Greminger, 1982; Broch, 1983), RMR kaya kütlesi sınıflamasında (Bieniawski, 1989), tünel açma makinası hızının tahmininde (McFeat ve Tarkoy, 1979), kayaçların kazılabilirlik açısından sınıflamalarında (Pettifer ve Fookes, 1994) ve kayaçların dış etkilere karşı dayanıklılığı ile ilgili çalışmalarda (Fookes vd., 1988; Rodrigues ve Jeremias, 1990) kullanılmaktadır. Genelde kayaçlar için önerilen bu deney, beton üzerinde de uygulanmıştır (Robins, 1980). Ucuz bir deney olması ve hızlı sonuç alınması nedeniyle, bu yöntem jeoteknik karot loglamasında da kullanılmaktadır (BSI, 1981; Hawkins, 1986). Daha sonraki yıllarda yapılan çalışmalar çerçevesinde, günümüzde yaygın olarak kullanılan uluslararası bir yöntem (ISRM, 1985) olmuştur (Topal, 2000).

Pek çok araştırmacı, Nokta Yük Dayanımı ile UCS arasında önerilmiş çok farklı ampirik ilişkilerin bulunduğunu göstermiştir. Bu tür bağıntıları ortaya koyan bazı çalışmalar; D'Andrea vd. (1964), Broch ve Franklin (1972), Bieniawski (1975), Hassani vd. (1980), Read vd. (1980), Forster (1983), Gunsallus ve Kulhway (1984), ISRM (1981), Cargill ve Shakoore (1990), Chau ve Wong (1996), Grasso vd. (1992), Tugrul ve Zarif (1999) şeklinde kısaca özetlenebilir.

Serbest basınç dayanımı her ne kadar “nokta yük dayanımı, Schmidt çekici, sonik hız, Shore skleroskopu, blok zımbalama dayanımı” gibi deneyler ile de dolaylı olarak belirlenebiliyor olsa da, aşağıda sayılan bazı temel nedenler bu yöntemler ile ilgili önemli sorunlardır.



Nokta Yük Dayanımı Deneyi' ne ilişkin;

1. Özellikle kayaçların genel anizotropik ve homojen olmayan yapıları ve deneyde yüklenen alanın çok küçük olması,
2. Deneyler sırasında çoğu zaman geçersiz yenilme şekillerinin elde edilmesi (ki bu sayısal bakımdan numune ihtiyacını arttırmaktadır),
3. Deney için gerekli çok sayıda numuneye ihtiyaç duyulması,
4. Numunenin yerleştirilmesi ve/veya yükleme esnasında kayması,
5. Özellikle kayaç içersindeki süreksizliklerin (mikrofisürler) yükleme yönü ile açı yapması, yenilme yüzeyinin her iki konik ucun ağzından geçmesine neden olmaktadır (Topal, 2000).

Schmidt Çekici Deneyi' ne ilişkin;

1. Kayaçların genel anizotropik ve homojen olmayan yapıları ve deneyin uygulandığı alanın çok küçük olması,
2. Deneyin uygulandığı yüzeylerdeki olası pürüzler,
3. Uygulama sırasında numunede meydana gelen titreşim ve numunenin kayması,
4. Uygulama yönü,
5. Kayaca ait serbest basınç dayanımının tahmin edilmesinde, bir çok farklı kaya türü için birbirinden farklı ampirik ilişkilerin olması.

Shore Skleroskobu Deneyi' ne ilişkin;

Belirlenen kaya sertliklerinin her bir mineral tanesi üzerinde rastgele alınan okumalara ait olması ve ortalamaların kullanılması, kayaçların anizotropik ve homojen olmayan özelliğinden dolayı sorun yaratmaktadır.

Blok Zımbalama Deneyi' ne ilişkin;

Bu deney; nokta yükleme deneyinin bile yapılmasının çok güç olduğu, ince tabakalanma, şistozite düzlemleri gibi süreksizliklerin kayaçı dilimlere ayırdığı kayaların serbest basınç dayanımının yaklaşımda uygulanabilen oldukça kullanışlı ve pratik bir deneydir. Ancak aşağıdaki temel özellikler zaman zaman sınırlayıcı olabilir.

1. Bu deneyin disk şeklinde sadece ince kayaç parçaları üzerinde yapılabilmesi.
2. Deneyler sırasında çoğu zaman nokta yükleme deneyinde olduğu gibi geçersiz yenilme şekillerinin elde edilmesi (ki bu sayısal bakımdan numune ihtiyacını arttırmaktadır),

Bu çalışmada geliştirilen yöntem ile bir çok önemli sınırlayıcı faktörün ortadan kaldırılarak, Serbest Basınç Dayanımı' nın dolaylı olarak daha hassas belirlenebildiği görülmüştür. Yöntem; özellikle serbest basınç dayanımının belirlenmesi için gerekli olan standart numune boyutlarının elde edilemediği durumlarda kullanılabilmesi bakımından düşünülmüş geliştirilmiştir.

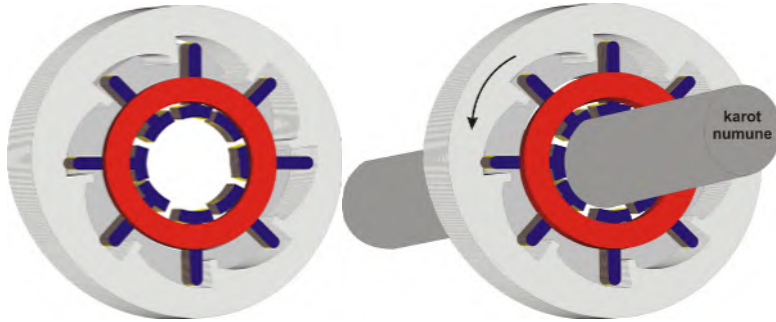
Bu çalışma kapsamında, temel olarak kayaç serbest basınç dayanımının belirlenmesi için gerekli 2.5-3 arasında değişebilen boy:çap oranının elde edilemediği durumlarda, bu parametrenin dolaylı olarak



belirlenebilmesi için geliştirilmiş olan yeni bir deneysel yöntemin ilk sonuçlarının verilmesi amaçlanmıştır. Bu çalışmada önerilen yöntem kayaç karot numunelerinin boğulması esasına dayanarak geliştirilmiş olup, yukarıda sayılan sınırlayıcı etkilerin büyük ölçüde ortadan kaldırdığı düşünülmektedir.

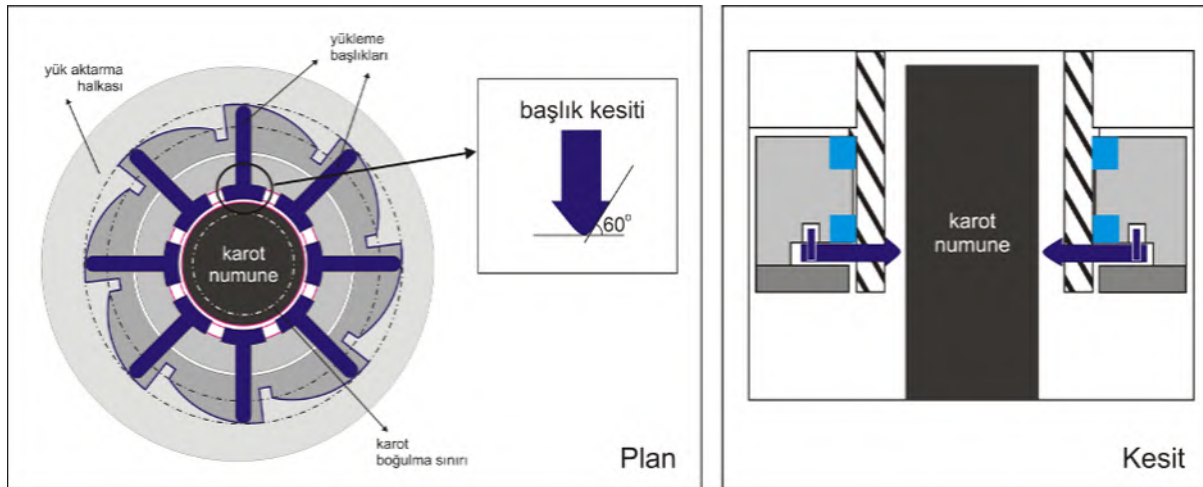
2. DENEY YÖNTEMİ VE DENEY ALETİNİN ÇALIŞMA İLKELERİ

Önerilen yöntemin temeli bir ölçüde; nokta yükleme dayanımı deneyinden dolayı olarak serbest basınç dayanımının belirlenmesi esasına dayanmaktadır. Nokta Yükleme Deneyinin özellikle sadece çok küçük bir alana (*nokta*) etkiliyor olması kayaçların homojen olmayan özelliğinden dolayı en önemli sorunu yaratmaktadır. Temel gerçek, bu deneyin uygulanma sayısının artmasıyla daha doğru değerlere yaklaşılmıştır. Önerilen yeni yöntemin çalışma ilkesi; karot örneğinin eksenine dik bir çember boyunca (*çizgi*) yüklenerek kırılmasıdır. Böylelikle yüklenen nokta sayısı Nokta Yükleme Deneyi ile mukayese edilemeyecek düzeyde artırılmış olmakla beraber, yöntemin ayrıntıları aşağıda verilen şekillerde görülmektedir (Şekil 3, 4, 5). Karot Boğma Deney aletine ait fotoğraf ve ayrıntılar ise Şekil 6' da verilmiştir.



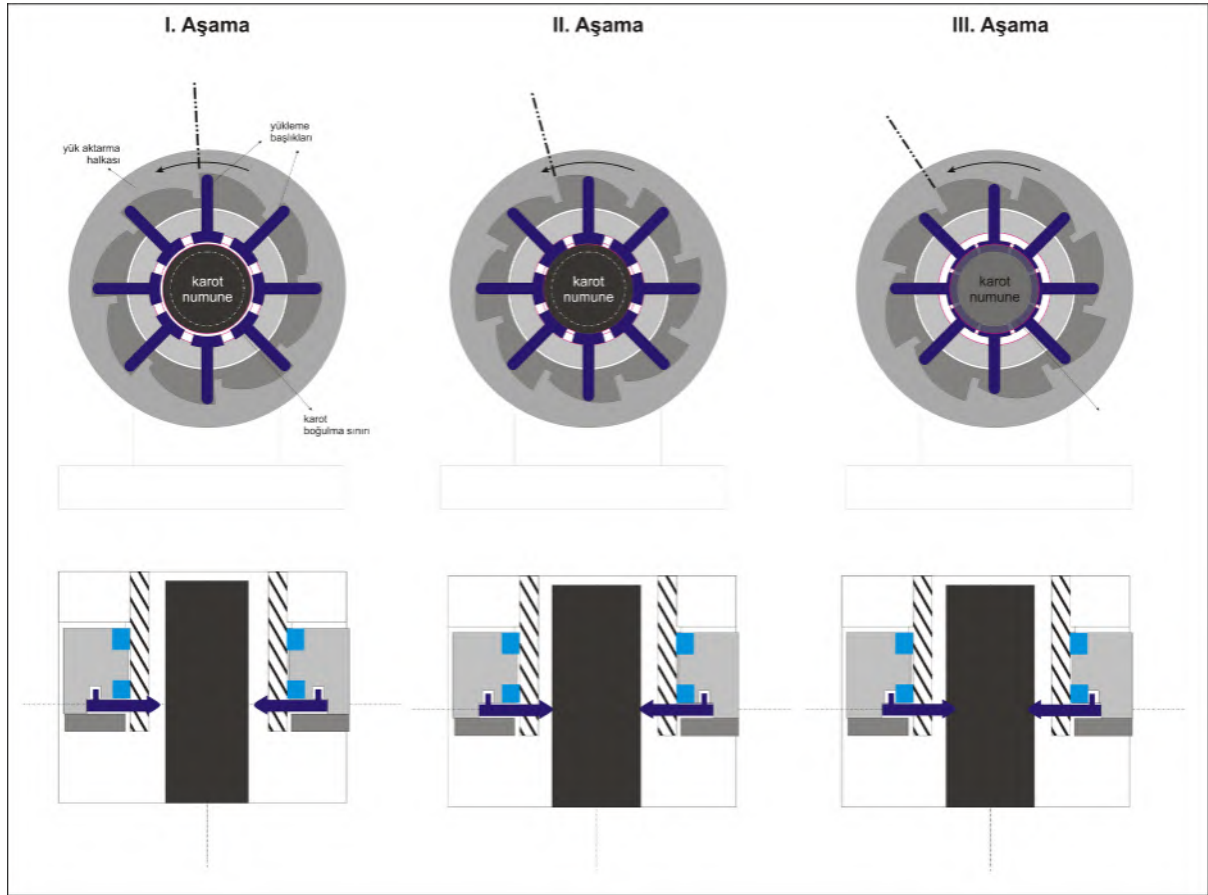
Şekil 3. Geliştirilenn deney aletinde yükleme bölümünün genel görünümü.

Figure 3. General view of the load part of the developed test apparatus.



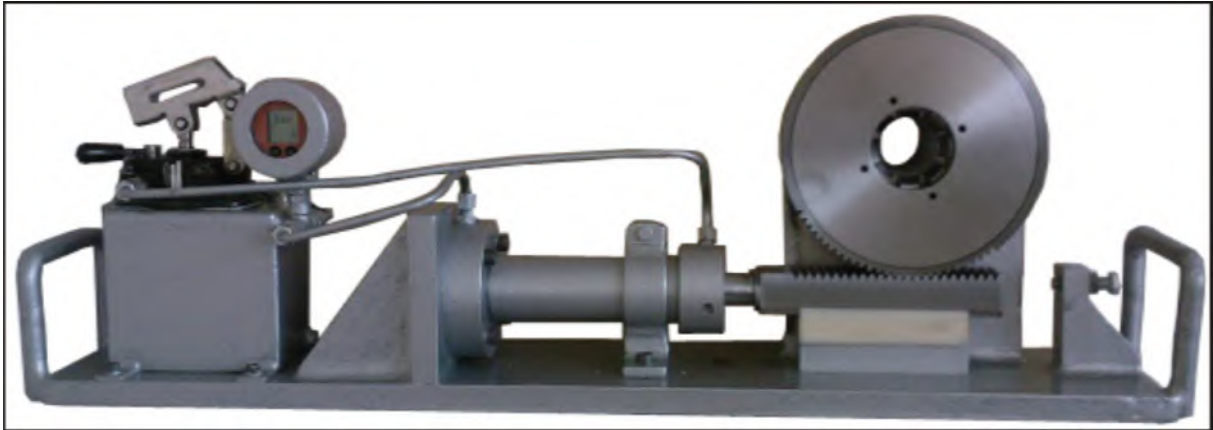
Şekil 4. Geliştirilen deney aletinde yükleme bölümünün plan, kesit görünümü ve temel parçalar.

Figure 4. Plan and section view of the developed test apparatus and its base units.



Şekil 5. Karot üzerinde yüklemenin başlaması ve başlığın karota gömülmesi.

Figure 5. Loading of the core and sinking of the caps into the core sample.



Şekil 6. CST deney aleti ve ayrıntılar.

Figure 6. CST test machine and details.

Tasarlanmış olan düzende silindirik numune yükleme halkası içerisinde (Şekil 3 ve 4) yerleştirildikten sonra, Şekil 4’ de görülen “yük aktarma halkası” dışarıdan uygulanan kuvvetle saat yönü tersinde döndürülmekte ve yük aktarma halkasındaki dönme hareketi ile birlikte “yükleme başlıkları” eksenleri boyunca karota doğru hareket etmeye zorlanmaktadır. İlerleyen dönme sırasında yükleme başlıklarının karot eksenine dik bir çember boyunca oluşturduğu artan basınç sonunda kırılma



meydana gelmekte (Şekil 5) ve yaklaşık 10-60 sn aralığındaki zaman içerisinde meydana gelen kırılma anındaki yük kaydedilmektedir.

Kırılma anında elde edilen yüklerin yüklemenin uygulandığı çember uzunluğuna bölünmesi ile o kayaca ait Boğulma Dayanımı İndeksi (CSI) olarak kabul edilen değerlerin ve aynı numuneler üzerinde yapılan Serbest Basınç Dayanımı (UCS) değerleri ile ilişkilendirilerek, CSI değerinden UCS yi hesaplamaya yarayacak olan ampirik denklem elde edilmiştir.

3. GEREÇ VE YÖNTEM

Çalışmalar; aletin tasarımı ve geliştirilmesi, arazi çalışmaları ile farklı kaya bloklarının elde edilmesi ve laboratuvar çalışmaları olmak üzere başlıca 3 aşamada gerçekleştirilmiş ve son aşamada ise istatistiksel yöntemlerle ilişkiler araştırılmış, elde edilen sonuçlar tartışılmıştır.

3.1. Deney Yöntemi ile Aletin Tasarımı ve Geliştirilmesi

Bu aşamada deney aletin tasarımı tamamlanmış ve daha sonra yükleme sırasındaki performansının ölçümü ile gerekli kalibrasyonların yapılmasına yönelik çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

3.2. Arazi Çalışmaları ile Kaya Bloklarının Elde Edilmesi ve Numunelerin Hazırlanması

Deneylerde kullanılacak olan karotları elde edebilmek için gerekli kaya bloklarını toplamak üzere arazi çalışmaları gerçekleştirilmiş ve farklı türde kaya blokları toplanmıştır. Kaya türlerinin belirlenmesinde öncelik zayıf kaya ile dayanımı yüksek kaya aralığını normal dağılımla temsil edecek numunelerin elde edilmesi olmuştur. Araştırmada kullanılan kayalar; Sivas havzasının değişik lokasyonlarında var olan jips, traverten/mermer, kumtaşı, granit, andezit/bazalt ve değişik yörelerden getirilmiş mermerler gibi kayalar içerisinde seçilmiştir. Üzerinde deney yapılan kaya numuneleri seçilirken, deney sonuçlarını saptırabilecek söz konusu yapısal kusurların olmamasına dikkat edilmiş ve deneylerde kullanılan karotlar yapısal hiç bir kusur içermeyen numuneler arasından seçilmiştir. Daha sonra, serbest basınç, nokta yükleme ve önerilen yöntemde test edilmek üzere, kaya bloklarından laboratuvarda NX karotlar alınıp (Şekil 7), karot kesme makinesinde karot başları kesilerek düzeltilmiştir. Deneylerde kullanılmak ve ilişkilendirilmek üzere numune seti sayısı en az 100 olmak üzere planlanmış olmakla birlikte bu makalede 52 sete ait sonuçların bir değerlendirmesi verilmektedir.

3.3. Laboratuvar Deneyleri ve Değerlendirme

Elde edilen karot numuneleri üzerinde Uluslararası standartlara uygun olarak, ISRM (2007) tarafından önerildiği şekliyle ilk olarak;

- a. Serbest Basınç Dayanımı Deneyleri,
- b. Nokta Yük Dayanımı Deneyleri gerçekleştirilmiştir.



Şekil 7. Deneyler için hazırlanmış karot numularının bir kısmı.

Figure 7. Some core samples prepared for the tests.

Daha sonra aynı setler üzerinde önerilen yeni yöntem kullanılarak Karot Boğma Deneyleri gerçekleştirilmiştir. Karot Boğma Deneyi'nde kullanılan yükleme başlıkları her ne kadar aşınmanın mümkün olduğunca gerçekleşmeyeceği alaşımlardan yapılmış olmasına karşın, meydana gelebilecek olası aşınmalar sürekli kontrol edilmiştir.

Daha sonra; Karot Boğma Deneyleri'nden elde edilen değerlerle Serbest Basınç Dayanımı deneylerinden elde edilen değerler istatistiksel yöntemlerle korele edilerek ilişki ve yöntemin kullanılabilirliği ortaya konulmuştur. Bundan başka; çok yaygın kullanım alanına sahip Nokta Yük Dayanımı Değerleri ile Serbest Basınç Dayanımı da ilişkilendirilerek elde edilen değerler, bu çalışma ile önerilen yöntemin serbest basınç dayanımı ile ilişkilendirilmesinden elde edilen sonuçlar ile karşılaştırması yapılmıştır.

4. BULGULAR

4.1. Karot Boğma Deneyi'nde Yenilme Mekanizması

Karot numuneler üzerinde gerçekleştirilen deneylerde yük aktarma halkasından yükleme başlıklarına aktarılan üniform yüklerin bir sonucu olarak kırılma Şekil 8' de görüldüğü gibi karot eksenine dik düzgün bir yüzey boyunca gerçekleşmektedir.

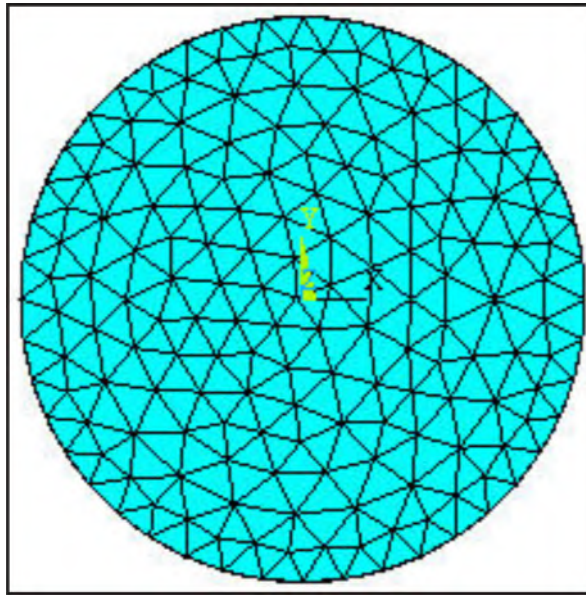


Şekil 8. Karot boğma deneyinde yenilmenin gerçekleşmesi ve yenilme yüzeylerinin görünümü.

Figure 8. Occurrence of failure during core strangle test and failure surfaces.

Önerilen yöntemde yenilmelerin oluşumu ve yenilmeyi oluşturan etkin kuvvet türlerinin ortaya konulması amacıyla, ANSYS yazılımı kullanılarak Sonlu Elemanlar (Finite Elements) analizleri kullanılmıştır. Analizler, hem CST hem de Nokta yük deneyleri için gerçekleştirilmiş ve karşılaştırılması yapılmıştır.

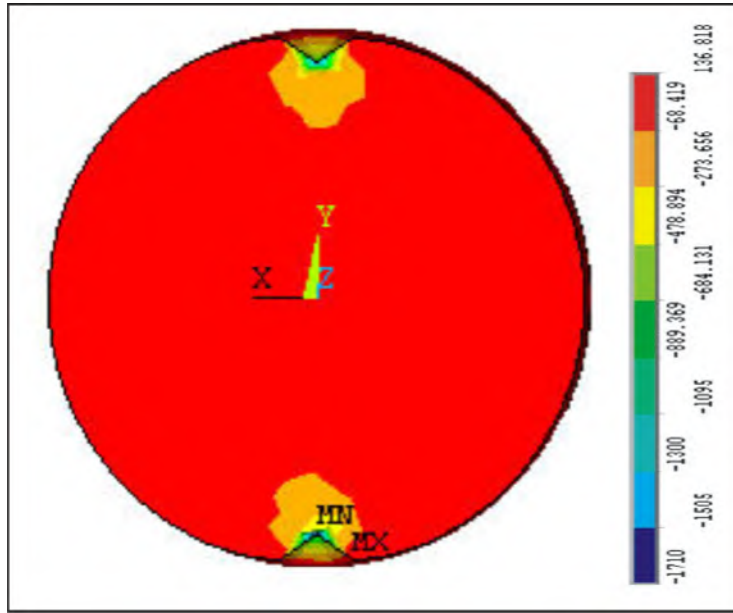
Sonlu elemanlar analizinde, NX karot çapına uygun seçilen çap (54 mm) ve 150 mm uzunlukta boya sahip silindir eleman kullanılmış ve daire kesiti tanımlayabilecek üçgen elemanların kullanımı ile ağ oluşturulmuştur (Şekil 9).



Şekil 9. Sonlu elemanlarda kullanılmak üzere oluşturulan ağ.

Figure 9. Nets constructed to use in the finite element analyses.

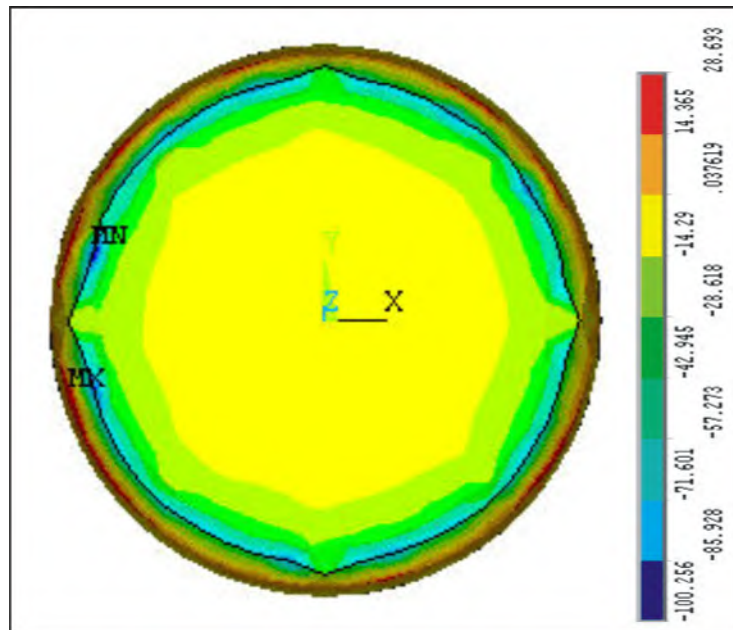
Sonlu elemanlar analizi ile nokta yükleme sırasında karot kesitinde gerilme dağılışını gösteren şekil aşağıda verilmiştir (Şekil 10). Gerilme dağılışları ve etkiyen gerilme türleri, ilk yükleme anında kartun dışından itibaren yaklaşık 1 mm derinliğe kadar çok yüksek “basınç” ile başlamakla beraber, gerilmeler “çekme” ye dönüşmekte ve karot kesitinin hemen hemen tamamında etkin olmuştur.



Şekil 10. Nokta yük uygulaması ile karot kesitinde meydana gelen gerilme dağılışı.

Figure 10. Stress distribution in the core section during point load.

Buna karşın, karot eksenine dik yönde bir çember boyunca, CST yüklemesini yansıtabilecek şekilde yapılan yüklemelere ilişkin sonlu elemanlar analizlerinde ise çok farklı gerilme dağılışları elde edilmiştir (Şekil 11). Bu yüklemelerde ise; karotun hemen yüzeyinde yaklaşık 2.5 mm derinliğe kadar “çekme” türünde gerilmeler oluşmuş ve bunu takiben gerilmeler “basınç” şekline dönüşerek tüm karot çapına etmiştir. Bu sonuçlar; karotların CST deneyleri sonunda ilk 2.5 mm lik derinliği yansıtan alanın “çekme”, kalanının ise “basınç” etkisi altında kalacağını, yenilmelerin ilk 2.5 mm içerisinde “çekme” ile gerçekleşeceğini göstermektedir.



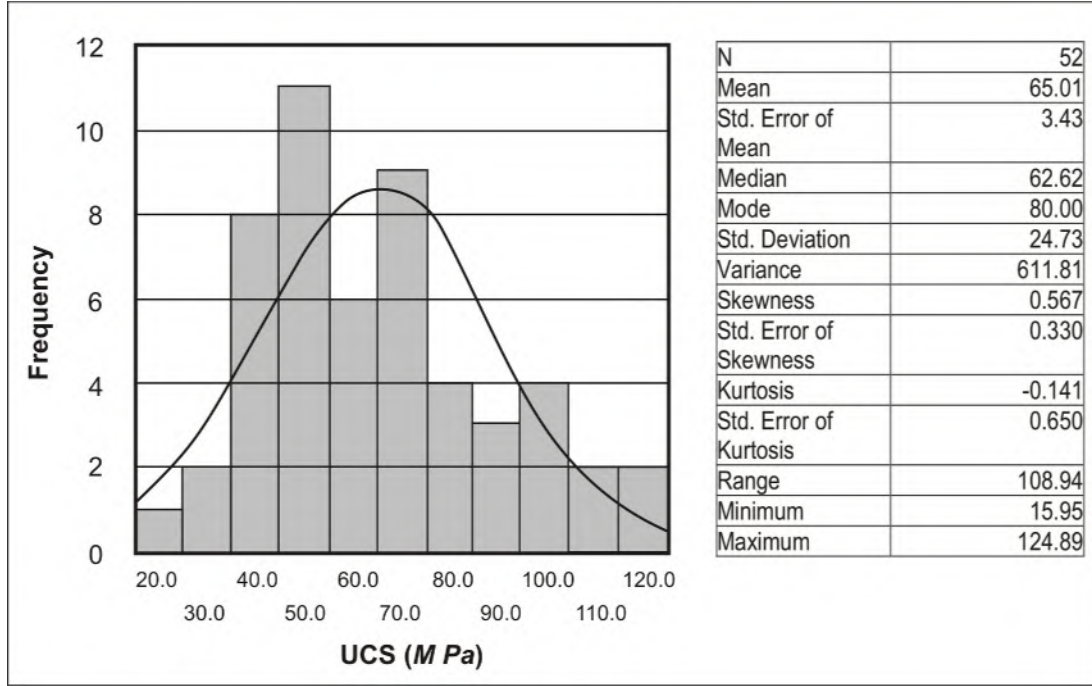
Şekil 11. CST uygulaması ile karot kesitinde meydana gelen gerilme dağılışı.

Figure 11. Stress distribution in the core section core strangle test.



4.2. Deney Sonuçları ve İlişkiler

Üzerinde deneylerin yapılması için toplanmış olan numunelerin zayıf kayadan sağlam kayaya kadar değişen dayanım aralığı içerisinde kalmasına ve mümkün olduğunca normal dağılım gösteren örneklerin oluşturulmasına özen gösterilmiştir. Analizlere dahil edilen 52 adet numune setine ait UCS değerlerinin frekansları ve istatistikleri Şekil 12’ de verilmiştir.



Şekil 12. Analizlere dahil edilen numunelere ait UCS değerlerinin frekans dağılımları.

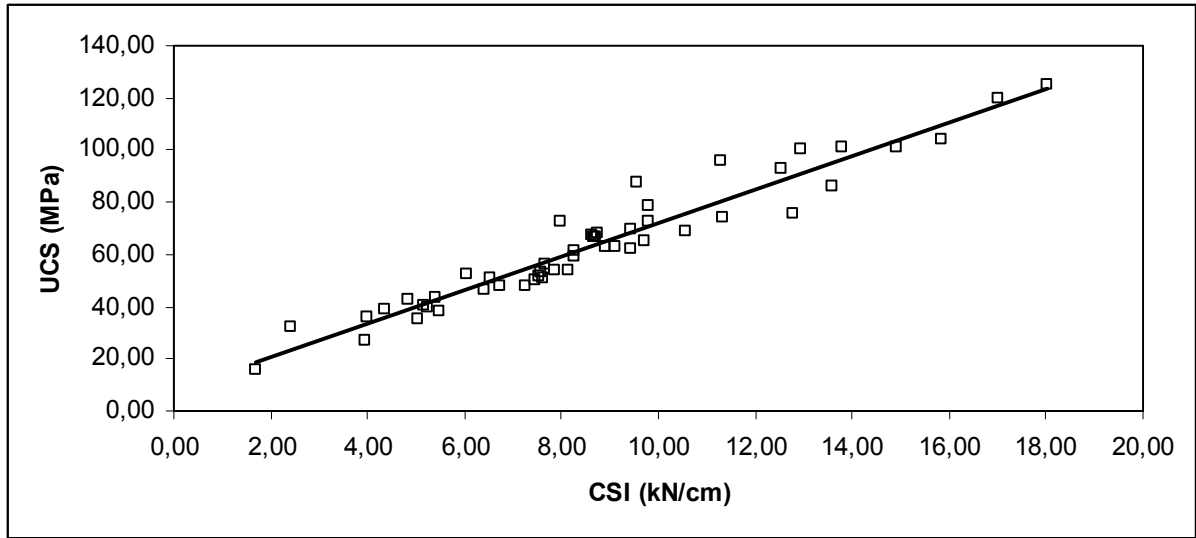
Figure 12. Frequency distributions of the UCS values of the samples used in the analyses.

Her bir numune seti üzerinde gerçekleştirilen serbest basınç dayanımı, nokta yük dayanımı ve karot boğma deneylerine ait sonuçların istatistiksel değerlendirme sonuçları Çizelge 1’ de görüldüğü gibidir. Elde edilen değerler kullanılarak; UCS ile $Is_{(50)}$ ve CSI arasındaki ilişkiler istatistiksel anlamlılıkları bakımından ve aralarındaki ampirik ilişkilerin elde edilebilmesi için ilişkilendirilmişlerdir. Analizler; UCS ile CST arasında son derece güçlü bir ilişkin olduğunu ($R^2= 0.927$) gösterirken (Şekil 13), UCS ile $Is_{(50)}$ arasında daha zayıf bir ilişki ($R^2= 62.7$) elde edilmiştir (Şekil 14).

Çizelge 1. Yapılan deneylerden elde edilen sonuçların temel istatistiksel değerlendirmesi.

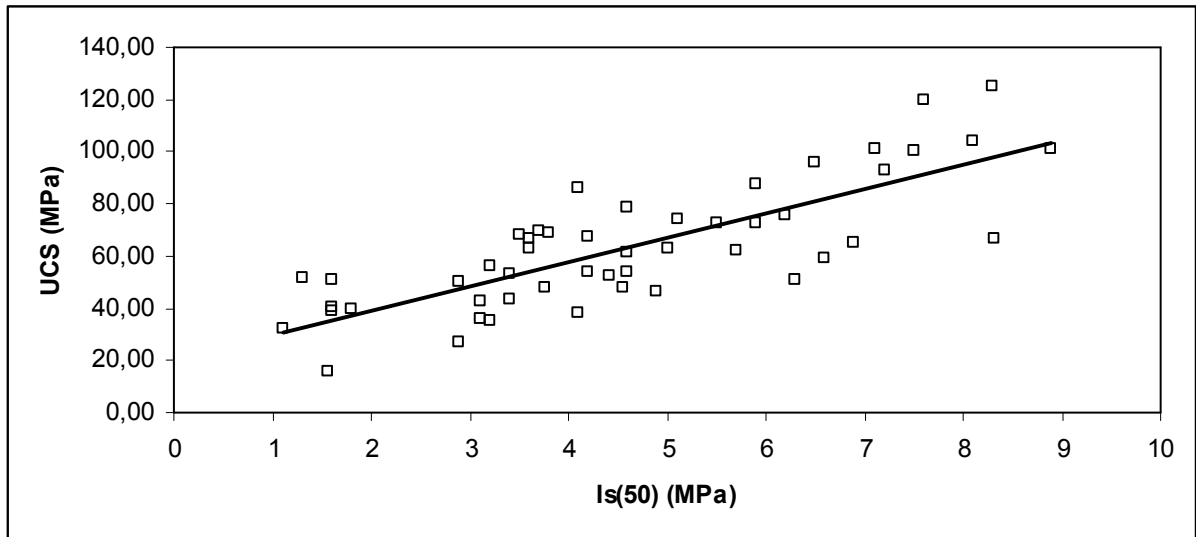
Table 1. Basic statistics of the results obtained from the tests.

	Min.	Max.	Ortalama	St. Sapma
UCS (MPa)	15,95	124,89	63,45	28,813
CSI (kN/cm)	1,7	18,02	8,68	3,569
$Is_{(50)}$ (MPa)	1,1	8,9	4,61	2,037



Şekil 13. UCS ile CSI arasındaki ilişkiyi gösteren grafik.

Figure 13. The graph showing the relationship between UCS and CSI.



Şekil 14. UCS ile $Is_{(50)}$ arasındaki ilişkiyi gösteren grafik.

Figure 14. The graph showing the relationship between UCS and $Is_{(50)}$.

UCS ile her iki parametre arasındaki ampirik ilişkiler aşağıda görüldüğü gibidir.

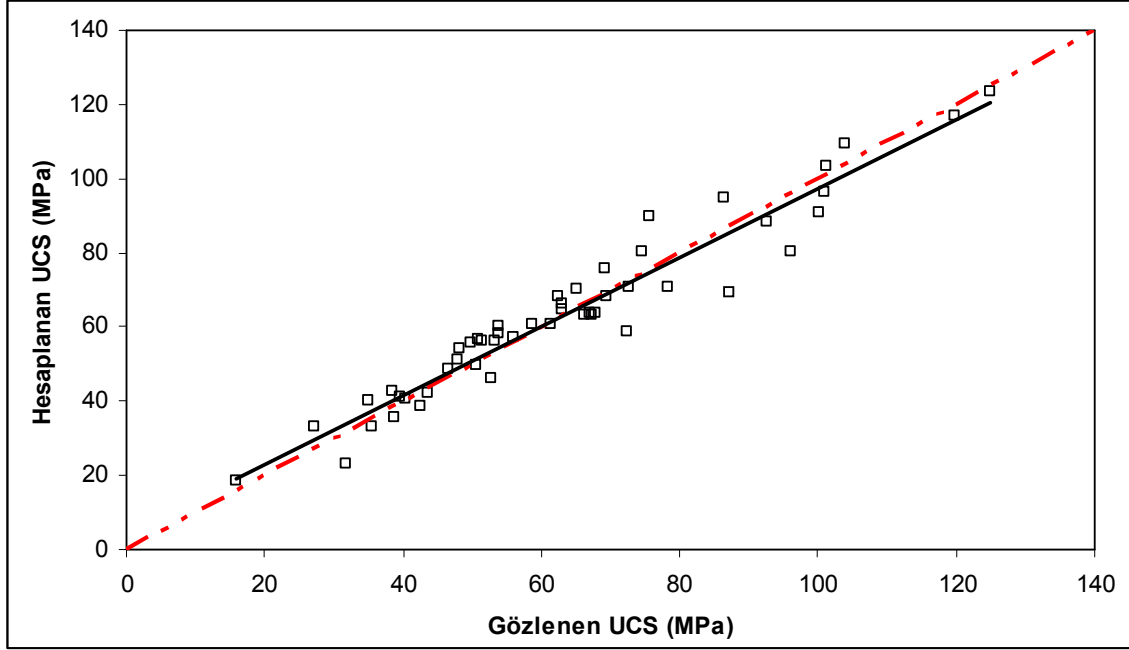
$$UCS \text{ (MPa)} = 9.2523 \text{ } Is_{(50)} + 20.774 \quad (R^2 = \% 62.7) \quad (Is_{(50)} : \text{MPa}) \quad (\text{Eşitlik 1})$$

$$UCS \text{ (MPa)} = 6.4341 \text{ } CSI + 7.5989 \quad (R^2 = \% 92.6) \quad (CSI : \text{kN/cm}) \quad (\text{Eşitlik 2})$$

Ampirik ilişkilerin elde edilmesinden sonra, ilişkilerin doğrulanması için, gözlenen ve tahmin edilen değerler arasında çapraz korelasyon yöntemi kullanılarak değerlendirilme yapılmıştır (Şekil 15, 16). Çapraz korelasyon sonucunda UCS ile CSI arasında $R^2 = 0.931$ değeri elde edilirken, UCS ile $Is_{(50)}$

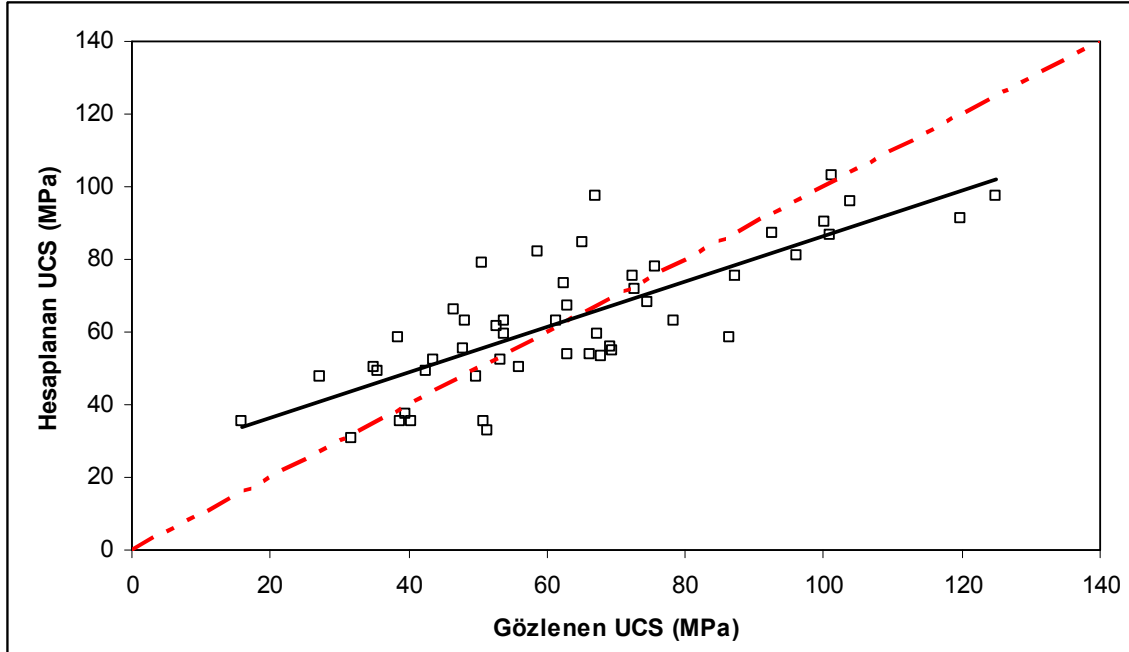


arasında $R^2 = 0.626$ elde edilmiştir. Ayrıca; CST ve $Is_{(50)}$ deney yöntemleri kullanılarak hesaplanan UCS değerlerinin UCS deneyinden elde edilen gerçek değerlerden sapmaları ve mukayeseleri Şekil 17' de görülmektedir. Sapma grafiği de, CST deneyi ile belirlenen UCS değerlerinin sapma miktarlarının çok düşük, nokta yük ile belirlenenlerin ise oldukça büyük olduğunu açıkça göstermiştir.



Şekil 15. Gözlenen ve CSI ile hesaplanan UCS değerlerinin çapraz korelasyonu.

Figure 15. Cross-correlation of the observed and calculated UCS values from CSI.



Şekil 16. Gözlenen ve $Is_{(50)}$ ile hesaplanan UCS değerlerinin çapraz korelasyonu.

Figure 16. Cross-correlation of the observed and calculated UCS values from $Is_{(50)}$.



Çapraz korelasyon dışında her iki ampirik ilişkinin doğrulanması için ayrıca RMSE ve VAF indisleri hesaplanmış ve değerlendirme yapılmıştır. RMSE indisi “0” (sıfır) a yaklaştıkça, VAF indisi ise “100” (yüz) e yaklaştıkça istatistiksel olarak güçlü değerlendirmeler yapılmaktadır.

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (y - y')^2} \quad (\text{Eşitlik 3})$$

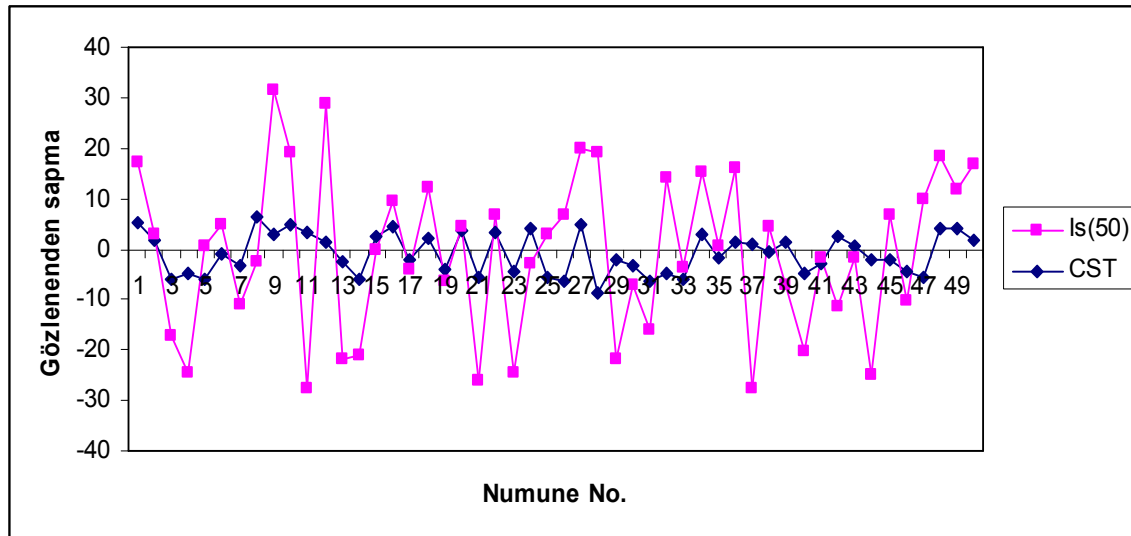
$$VAF = \left[1 - \frac{\text{var}(y - y')}{\text{var}(y)} \right] \times 100 \quad (\text{Eşitlik 4})$$

Eşitlik 3 ve 4’de; y ve y’ sırası ile gözlenen ve hesaplanan değerlerdir.

Çizelge 2. UCS’ nin belirlenmesinde CSI ve $Is_{(50)}$ için performans indisleri (RMSE, VAF, R^2).

Table 2. Obtained performance indices for assessment of UCS by CSI and $Is_{(50)}$ (RMSE, VAF, R^2).

Yöntem	RMSE	VAF (%)	R^2
CST	4.207	92.55	93.1
$Is(50)$	14.409	40.35	62.6



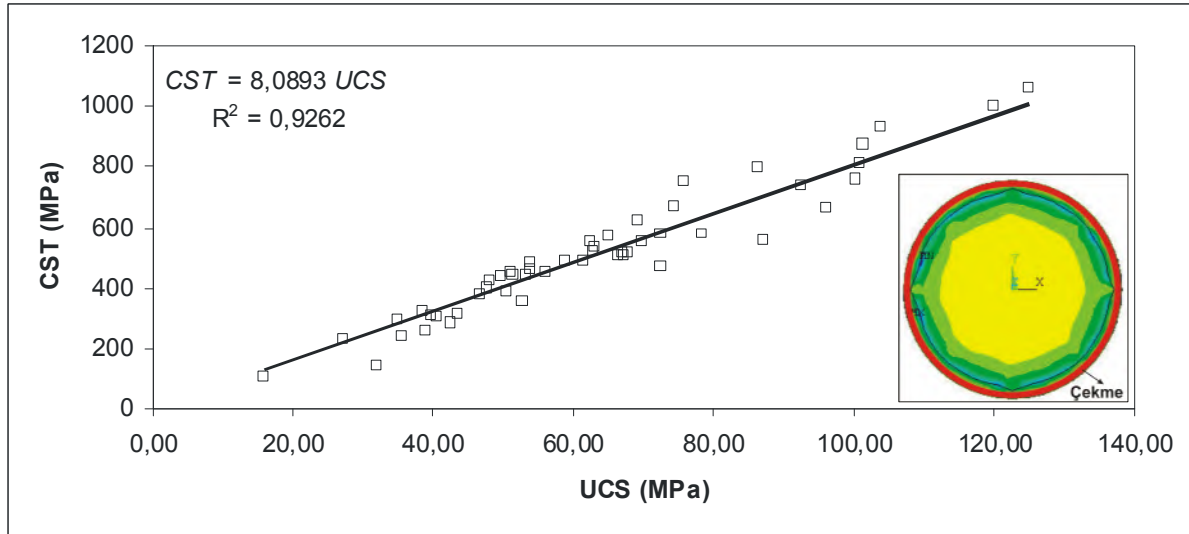
Şekil 17. Hesaplanan UCS değerlerinin gözlenen UCS değerlerinden sapmaların mukayesesi.

Figure 17. The comparison of the variation of the calculated UCS values from the observed UCS.

Karot boğma deneyi sırasında yenilmelerin karot yüzeyinden itibaren ilk 1-3 mm gömülme sırasında meydana geldiği gözlenmiş olması nedeni ile bu bölgede etkin olan çekme gerilmelerinin, aynı numunelerde gerçekleştirilen UCS deneyleri ile elde edilen yenilme gerilmeleri arasındaki ilişkiyi ortaya koyabilmek için; yenilme anındaki CST yükü, çekme’nin etkin olduğu ilk 3 mm derinliğin oluşturduğu alana bölünerek hesaplanmıştır. Elde edilen CST gerilmelerinin (MPa) UCS ile ilişkisi



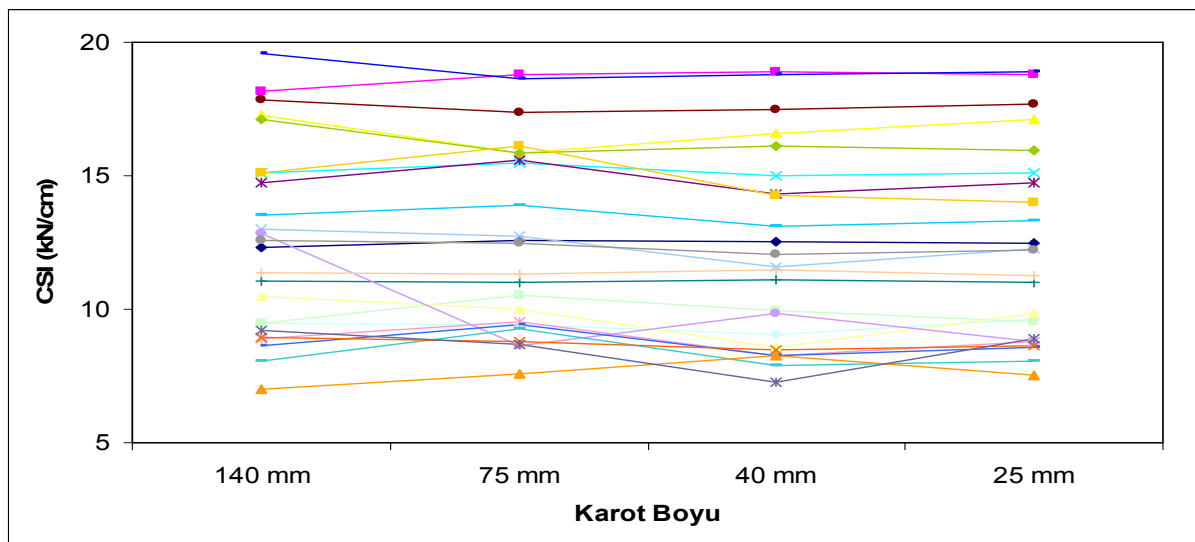
Şekil 18’ de görüldüğü gibidir. Grafikteki eğilim doğrusu “0” (sıfır) a oturtulduğunda, basınç gerilmelerinin yaklaşık 8 katı bir çekme gerilmesinin söz konusu olduğu görülmüştür.



Şekil 18. Kırmızı ile gösterilen bölgedeki çekmeye bağlı hesaplanan CST ile UCS arasındaki ilişki.

Figure 18. Relationship between CST (MPa) which was calculated for the red area, and UCS values.

Ayrıca, CST deneylerinden elde edilen sonuçlar üzerinde karot boyunun etkisinin ortaya konulabilmesi amacıyla 25 adet 140 mm boyunda karot numunesi hazırlanmıştır. Bu karot numuneler üzerinde 140, 75, 40, 25 mm boylar için ayrı ayrı CST deneyleri yapılmış ve boylara karşılık CST grafiğe geçirilmiştir. En küçük karot boyu, NX karot çapının yaklaşık yarısı kadar olacak şekilde seçilmiştir. Elde edilen sonuçlar, Şekil 19’ da görüldüğü gibi karot boyunun sınırlayıcı olmadığını, sadece 2 numunede sapmanın gözlemlendiği belirlenmiştir. Bu iki numune her ne kadar kırksız ve çatlaksız olarak seçilmiş numuneler arasında yer almış olsa da, gözle görülmeyen mikro düzeyde çatlak içermiş olduğu, ya da karot alınması sırasında zorlanmış olduğu düşünülmektedir.



Şekil 19. Karot boyuna bağlı olarak CSI değerlerinin değişimi.

Figure 19. Variation of the CSI values due to the core length.



5. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR

Bu çalışma ile UCS nin dolaylı olarak belirlenmesine yönelik yeni bir deney yöntemi önerilmiş olmakla beraber; çalışmadan elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir.

1. Yöntem; literatürde ve/veya halen kullanımda benzer bir yöntemin bulunmaması bakımından orijinal olup özgün bir değere sahiptir.
2. Elde edilen ilk sonuçların birlikte değerlendirilmesi ile; CST-UCS arasında elde edilen ilişkinin korelasyonunun ($R^2 = \%92.5$) $I_s(50)$ ' ye ($R^2 = \%62.7$) oranla oldukça büyük olduğu görülmüştür. Ampirik ilişkilerin doğrulanması için belirlenen çapraz korelasyon katsayıları, RMSE ve VAF indisleri de CST yöntemi ile elde edilen UCS değerlerinin daha gerçekçi ve güvenilir olduğunu göstermiştir.
3. Güvenilir $I_s(50)$ değerinin elde edilebilmesi için deneyin 10-20 kez tekrar edilmesi gerekliliğine karşın, CST deneyinin sadece bir kez yapılmasının yeterli olduğu görülmüştür.
4. NX karot çapının yarısına eşit karot boyuna kadar değişen karotlarda yapılan CST deneylerinden elde edilen sonuçlar, her deneyde hemen hemen aynı değerin elde edildiğini göstermekle beraber, önerilen deney için karot boyu sınırlamasının olmadığı da söylenebilir.

Nokta Yükleme Dayanımı deneyindeki “nokta” şeklindeki çok küçük yükleme alanı kayaçlar için temsil edici olmamakta ve bu nedenle deney aynı numune için en az 10 kez tekrarlanır. Önerilen deney yönteminde ise yüklemenin çember şeklindeki bir “çizgi” boyunca uygulandığı düşünüldüğünde sonsuz nokta alana etkinmiş olduğu görülecektir. Bu nedenle önerilen yöntemin uygulanması ile Nokta Yükleme Dayanımı deneyinden daha hassas, doğru ve güvenilir UCS değerleri elde edilmektedir.

Bu çalışma ile önerilen yöntemin geliştirilmesinin bir sonucu olarak; diğer önerilen deneylerdeki sınırlayıcı etkilerin büyük ölçüde ortadan kaldırıldığı, daha gerçekçi Serbest Basınç Dayanımı değerlerinin elde edildiği ve daha az sayıda deney numunesi ihtiyacı ile hem zaman hem de ekonomik avantaj sağladığı görülmüştür. Yeni geliştirilen bu yöntemle ilişkin tek sınırlamanın ise şimdilik sadece karot numunelere ihtiyaç göstermesi olduğu söylenebilir.

Katkı Belirtme

Yazar; deney aletinin tasarımı ve karotların hazırlanması sırasındaki katkılarından dolayı Jeo.Yük.Müh. Mustafa YILDIRIM (Cumhuriyet Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü)' a, mekanik tasarımdaki hesaplamaların yapılmasındaki özverilerinden dolayı da Doç.Dr. İsfendiyar BAŞŞİEV (Cumhuriyet Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü)' e ve projeye verdiği destek için TÜBİTAK (107Y237)' a teşekkür eder.



6. KAYNAKLAR

- Al Jassar, S.H. and Hawkins, A.B., 1979. Geotechnical properties of the Carboniferous- limestone of the Bristol area, the influence of petrography and chemistry. 4th Conference on International Society for Rock Mechanics, Montreux, 1: 3-14.
- Anon, 1972. The preparation of maps and plans in terms of engineering geology. Quarterly Journal of Engineering Geology, 5: 293-382.
- Atkinson, R.H., 1993. Hardness tests for rock characteristics. In: Hudson, J.A. (Ed.), Rock Testing and Site Characterization-Compressive Rock Engineering, 3: 105–117.
- Aufmuth, R.E. 1973. A systematic determination of engineering criteria for rocks. Bull. Assoc. Eng. Geol., 11: 235– 245.
- Beverly, B.E., Schoenwolf, D.A. and Brierly, G.S., 1979. Correlations of rock index values with engineering properties and the classification of intact rock.
- Bieniawski, Z.T., 1975. The point load test in geotechnical practice. Engineering Geology, 9(1): 1-11.
- Bieniawski, Z.T., 1989. Engineering rock mass classifications. Wiley, NY, 264 p.
- Brereton, N.R., 1992. Physical property relationships from sites 765 and 766. In: Proceedings of the Ocean Drilling Program. Scientific Results; Vol. 123; Paper 23. Argo Abyssal Plain/Exmouth Plateau. Sites 765–766, 28 August–1 November, 1988, National Science Foundation and Joint Oceanographic Institutions, 453–468.
- Brereton, N.R. and McCann, D.M., 1990. A fresh look at predictive equations for compressional wave velocity–porosity. In: Worthington (ed.), Advances in Core Evaluation Accuracy and Precision in Reserves Estimation. Proc. 1st Society of Core Analysts European Core Analysis Symposium, London, May 1990, Gordon and Breach Scientific Publishers, 270–298.
- Broch, E., 1983. Estimation of strength anisotropy using the point load test. International Journal of Rock Mechanics Mining Sciences and Geomechanical Abstracts, 20(1): 81-187.
- Broch, E. and Franklin, J.A., 1972. The point load strength test. International Journal of Rock, Mechanics Mining Sciences and Geomechanical Abstracts, 9: 669-697.
- BSI, 1981. Code of practice for site investigations-BS 5930. British Standards Institution, 147 p.
- Chargill, J.S and Shakoor, A., 1990. Evaluation of empirical methods for measuring the uniaxial compressive strength. Int J Rock Mech Min Sci, 27: 495–503.
- Chau, K.T. and Wong, R.H.C., 1996. Uniaxial compressive strength and point load strength. Int J Rock Mech Min Sci., 33: 183-188.
- D'Andrea, D.V., Fisher, R.L. and Fogelson, D.E., 1964. Prediction of compression strength from other rock properties. Colo Sch Mines Q., 59(4B): 623-640.
- Deere, D.U. and Miller, R.P., 1966. Engineering classification and index properties for intact rock. Air Force Weapons Lab. Tech. Report, Kirtland Base, New Mexico, AFWL-TR, 65-116.
- Entwisle, D.C., Hobbs, P.R.N., Jones, L.D., Gunn, D. and Raines, M.G., 2005. The relationships between effective porosity, uniaxial compressive strength and sonic velocity of intact Borrowdale Volcanic Group core samples from Sellafield. Geotechnical and Geological Engineering, 23: 793–809.



- Fookes, P.G., Gourley, C.S. and Ohikere, C., 1988. Rock weathering in engineering time. *Quarterly Journal of Engineering Geology*, 21: 33-57.
- Forster, I.R., 1983. The influence of core sample geometry on the axial point-load test. *Int J Rock Mech Min Sci.*, 20: 291-295.
- Gaviglio P. 1989. Longitudinal waves propagation in a limestone: the relationship between velocity and density. *Rock Mech Rock Eng*, 22: 299–306.
- Ghose, A.K. and Chakraborti, S. 1986. Empirical strength indices of Indian coals—an investigation. *Proceedings of 27th US Symp. on Rock Mechanics*. Balkema, Rotterdam, 59-61.
- Glenn, W.E. and Nelson, P.H., 1979. Borehole logging techniques applied to base metal ore deposits. In: Hood (ed.), *Geophysics and Geochemistry in the Search for Metallic Ores*, Geological Survey of Canada Economic Geology Report 31, pp. 273–294.
- Gökçeoglu, C., 1996. Schmidt sertlik çekici kullanılarak tahmin edilen tek eksenli basınç dayanımı verilerinin güvenilirliği üzerine bir değerlendirme. *Jeoloji Mühendisliği*, 48: 78-81.
- Gökten, R.M., 1988. Theoretical and practical analysis of rock rippability. Ph.D. thesis, Istanbul Technical University.
- Grasso. P., Xu, S. and Mahtab, A., 1992. Problems and promises of index testing of rocks. In Eds.: Tillerson and Wawersik, *Rock Mechanics*. Balkema, Rotterdam, ISBN 9054100451, 879–888.
- Greminger, M., 1982. Experimental studies of the influence of rock anisotropy on size and shape effects in point-load testing (Technical Note). *International Journal of Rock Mechanics Mining Sciences and Geomechanical Abstracts*, 19: 241-246.
- Griffith, J.H., 1937. Physical properties of typical American rocks. *Iowa Engineering Experiment Station Bulletin* 131.
- Guidicini, G., Nieble, C.M. and Cornides, A.X., 1973. Analysis of point load test as a method for preliminary geotechnical classification of rocks. *Bulletin of International Association of Engineering Geology*, 7: 37-52.
- Gunsallus, K.L. and Kulhawy, F.H., 1984. A comparative evaluation of rock strength measures. *Int J Rock Mech Min Sci*, 21: 233-248.
- Haramy, K.Y. and DeMarco, M.J. 1985., Use of Schmidt hammer for rock and coal testing. *26th US Symp. on Rock Mechanics*, 26–28 June, Rapid City. Balkema, Rotterdam, 549-555.
- Hassani, F.P., Scoble, M.J. and Whittaker, B.N., 1980. Application of point load index test to strength determination of rock and proposals for new size-correction chart. In: *Proceedings of the 21st US Symposium on Rock Mechanics*, Rolla, 543-564.
- Hawkins, A.B., 1986. Rock descriptions. *Site Investigation Practice: Assessing BS 5930*. Special Publication No.: 2, 59-72.
- Inoue, M. and Ohomi, M., 1981. Relation between uniaxial compressive strength and elastic wave velocity of soft rock. In Eds.: Akai K, Mayashi M, Nishimatsu Y. *Proceedings of the International Symposium on Weak Rock*, Tokyo, 9-13.
- ISRM, 1972. Suggested method for determining the point-load strength index. *ISRM Committee on Field Tests*, Document No.: 1, 8-12.



- ISRM, 1981. ISRM Suggested Methods. In Ed.: Brown, E.T. Rock characterization testing and monitoring, New York: Pergamon Press, 211p.
- ISRM, 1985. Suggested method for determining point load strength. International Journal of Rock Mechanics Mining Sciences and Geomechanical Abstracts, 22: 51-60.
- ISRM, 2007. The Complete ISRM Suggested Methods for Rock characterization, testing and monitoring, In Eds.: R. Ulusay and J.A. Hudson, Ankara (Turkey): Kazan Ofset Press, 628 p.
- Kahraman, S., 2001. Evaluation of simple methods for assessing the uniaxial compressive strength of rock. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 38: 981-994.
- Katz, O., Reches, Z. and Roegiers, J.C., 2000. Evaluation of mechanical rock properties using a Schmidt Hammer. Int. J. of Rock Mech. Min. Sci., 37: 723-728.
- Kidybinski, A., 1968. Rebound number and the quality of mine roof strata. Int J Rock Mech Min Sci., 5: 283-92.
- Koncagul, E.C. and Santi, P.M., 1999. Predicting the unconfined compressive strength of the Breathitt shale using slake durability, shore hardness and rock structural properties. Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 36: 139-153.
- McCann, D.M., Barton, K.J. and Hearn, K., 1981. Geophysical Borehole Logging with Special Reference to Altnabreac; Caithness. Institute of Geological Survey Report No. ENPU 81-11, British Geological Survey, Keyworth, Nottingham.
- McCann, D.M., Culshaw, M.G. and Northmore, K.J., 1990. Rock mass assessment from seismic measurements. In: Bell, Culshaw, Cripps, and Coffey (eds.), Fields Testing in Engineering Geology, Geological Society Engineering Special Publication No. 6: 257-266.
- McFeat, S. and Tarkoy, P.J., 1979. Assessment of tunnel boring, machine performance. Tunnels and Tunnelling, 11(10): 33-37.
- Norbury, D.R., 1986. The point load test. Site Investigation Practice in Assessing BS 5930, Special Publication No.: 2, 325-329.
- O'Rourke, J.E. 1989. Rock index properties for geoengineering in underground development. Min. Eng., 106-110.
- Pettifer, G.S. and Fookes, P.G., 1994. A revision of the graphical method for assessing the excavatability of rock. Quarterly Journal of Engineering Geology, 27: 145-164.
- Poole, R.W. and Farmer, I.W., 1978. Geotechnical factors acting on tunneling machine performance in coal measures rocks. Tunnel Tunnelling, 27-30.
- Read, J.R.L., Thornten, P.N. and Regan, W.M., 1980. A rational approach to the point load test. In: Proceedings Aust-N.Z. Geomechanics, 2: 35-39.
- Robins, P.X., 1980. The point-load strength test for concrete cores. Magazine of Concrete Research, 32: 101-111.
- Rodrigues, J.D. and Jeremias, F.T., 1990. Assessment of rock durability through index properties. Proceedings 6th International Congress IAEG, 4: 3055-3060.
- Sachpazis, C.I., 1990. Correlating Schmidt hardness with compressive strength and Young's modulus of carbonate rocks. Bull. Int. Assoc. Eng. Geol. 42: 75-83.



- Schlumberger, 1989. Log Interpretation Principles and Applications. Schlumberger Educational Serv., Houston, Texas, 223 p.
- Shalabi, F.I., Cording, E.J. and Al-Hattamleh, O.H., 2007. Estimation of rock engineering properties using harness tests. *Engineering Geology*, 90: 138-147.
- Shorey, P.R., Barat, D., Das, M.N., Mukherjee, K.P. and Singh, B. 1984. Schmidt hammer rebound data for estimation of large scale in-situ coal strength (Technical Note). *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, 21: 39-42.
- Singh, R.N., Hassani, F.P. and Elkington, P.A.S., 1983. The application of strength and deformation index testing to the stability assessment of coal measures excavations. *Proc. 24th US Symp. On Rock Mech.*, Texas A&M Univ., AEG. Balkema, Rotterdam, 599-609.
- Topal, T., 2000. Nokta yükleme deneyi ile ilgili uygulamada karşılaşılan problemler. *Jeoloji Mühendisliği Dergisi, JMO*, 24 (1): 73-86.
- Tuğrul, A. and Zarif, I.H. 1999. Correlation of mineralogical and textural characteristics with engineering properties of selected granitic rocks from Turkey. *Engineering Geology*, 51: 303-317.
- Wijk, G., 1980. The point load test for the tensile strength of rock. *Geotechnical Testing; Journal*, 3: 49-54.
- Wood, AB., 1941. *A Textbook of Sound*, G.L. Bell, London.
- Wuerker, R., 1953. The status of testing strength of rock. *Trans. Min. Eng. AIME* 1108-1113.
- Xu, S., Grasso, P. and Mahtab, A., 1990. Use of Schmidt hammer for estimating mechanical properties of weak rock. 6th Int. IAEG Congress. Balkema, Rotterdam, 511-519.
- Yaşar, E. and Erdoğan, Y., 2004. Estimation of rock physicommechanical properties using hardness methods. *Engineering Geology* 71: 281-288.
- Yılmaz, I. and Sendir, H. 2002. Correlation of Schmidt hardness with unconfined compressive strength and Young's modulus in gypsum from Sivas (Turkey). *Engineering Geology*, 66: 211- 219.
- Young, R.P., 1978. Assessing rock discontinuities. *Tunnel Tunnelling*, 45-48.



Kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımına şekil etkisinin araştırılması

Investigation of the shape effect on the uniaxial compressive strength of the intact rock

Tuğrul ÜNLÜ, Özgür YILMAZ

Zonguldak Karaelmas Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 67100, ZONGULDAK

ÖZET

Bu çalışmada, şekil etkisinin (boy/çap oranı) çeşitli türlerdeki kaya malzemelerinin tek eksenli basınç dayanımı üzerindeki etkisi incelenmiştir. Bu bağlamda ilk olarak, çeşitli boyutlardaki kaya blokları araziden toplanmış ve bu bloklardan değişik boy/çap oranlarında silindirik örnekler hazırlanmış ve tek eksenli basınç dayanımı deneyleri gerçekleştirilmiştir. Ek olarak, silindirik modeller üzerinde sayısal gerilme çözümlmeleri yapılarak tek eksenli basınç gerilmesi altındaki örneklerde oluşacak gerilme dağılımları farklılıkları belirlenmiştir. Sonuç olarak, tek eksenli basınç dayanımı deneyinde karot boy/çap oranının $2:1 \pm \%10$ olarak seçilmesinin pratik açıdan yeterli olacağı söylenebilir.

Anahtar Sözcükler : Tek eksenli basınç dayanımı, şekil etkisi, kaya malzemesi, sayısal modelleme

ABSTRACT

In this study, shape effect on the uniaxial compressive strength of cylindrical rock specimens has been investigated. Firstly, various types of rock blocks gathered from sites and cylindrical rock specimens were prepared at different width to height ratios and uniaxial compressive strength tests have been performed on them. Moreover, some artificial rock samples using cement and plaster of Paris have also been prepared and tested. Secondly, Numerical modeling investigations have been carried out to determine variations of the compressive stress distributions in rock specimens. Finally, results from both laboratory investigations and numerical modeling studies compared. As a result, the height to with ratio of $2:1 \pm 10\%$ has been found satisfactory for the specimens for practical purposes.

Keywords : Uniaxial compressive strength, shape effect, intact rock, numerical modeling



1. GİRİŞ

Sağlam kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı, kaya mekaniği pratiğinde en yaygın kullanılan jeomekanik özelliktir. Bu özellik, sağlam kaya malzemesinin ve kısmen de kaya kütlelerinin dayanımını belirlemektedir. Tek eksenli basınç dayanımı değerlerinden, gerek yerüstü gerekse yeraltı mühendislik yapılarının tasarımında sıklıkla yararlanılmaktadır. Kaya malzemelerinin tek eksenli basınç değerlerinin belirlenmesindeki standart yöntemler Amerikan Test ve Malzeme Derneği (American Society for Testing and Materials) (ASTM, 1984) ve Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği (International Society for Rock Mechanics) (ISRM, 1978) tarafından belirtilmiştir. ASTM, sağlam kaya örnekleri için gerekli boy/çap oranını 2.0–2.5 olarak önerirken, bu değerler ISRM tarafından 2.5–3.0 olarak önerilmektedir. Bu konuda iki önemli kuruluş arasında tam bir görüş birliği yoktur. Diğer taraftan, farklı arazi koşullarında elde edilen kaya bloklarından her zaman standartlara uygun örnek hazırlamak mümkün olmamaktadır. Örneğin, süreksizlik aralıkları çok kısa olan (10 cm'den kısa) aşırı çatlaklı bir kaya bloğundan, standartlarda belirtilen NX tipi bir karot numunesi (çap = 54 mm) için yükseklik çap oranı 2:1 olan deney numunesi hazırlamak oldukça güçtür. Bu çalışmada; kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı deneyinin bahsi geçen standartlarda belirtildiği gibi olmasının doğruluğu ve gerekliliği tartışılmıştır.

2. KAYA MALZEMESİ DAYANIMINDA BOYUT VE ŞEKİL ETKİSİ

Kaya mekaniği bilim dalının en önemli konularından biri de kaya malzemesinin mekanik davranışdır. Kaya mekaniği bilim dalının gelişmeye başlamasıyla birlikte bu konu birçok araştırmacının ilgisini çekmiştir. Çeşitli oluşum kökenlerine (magmatik, metamorfik ve tortul) ait kaya kütlelerinden alınan farklı boyuttaki kaya örnekleri üzerinde deneyler gerçekleştirilmiş ve kaya malzemelerinin dayanım özellikleri belirlenmeye çalışılmıştır (Bieniawski & Van Heerden, 1975; Hoek & Brown, 1980). Bu çalışmalardan elde edilen sonuçlar göstermiştir ki, kaya malzemesinin dayanımını ve mekanik davranışını etkileyen çok sayıda faktör mevcuttur. Bunların başlıcaları arasında, örnek geometrisi (şekil ve boyutları, boy/çap oranları vb.), gerilme durumu (tek veya üç eksenli basınç, doğrudan veya dolaylı çekme vb.), dayanım anizotropisi, zaman ve nem içeriği sayılabilir.

Kaya malzemesi en genel haliyle, az çok süreksizliklerle sınırlandırılmış, doğal koşullar içindeki birim kaya elemanı olarak tanımlanmaktadır. Laboratuvara getirilen bir kaya bloğu hemen hemen hiç çatlak içermeyen veya az çok çatlaklı yapıdadır. Öte yandan, arazide daha geniş hacimde yüklenen kaya kütlesi içerisinde önceden mevcut ve kritik bölgelerde çatlaklar bulunabilmektedir. Bu bakımdan kaya dayanımı boyuta bağlılık gösterebilmektedir. Farklı örnek boyutları deney sonuçlarında farklılığa neden olduğunda, bu duruma boyut etkisi denilmektedir. Sağlam (intact) kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı, sağlam çatlaksız bir kaya örneğinin tek bir doğrultuda karşı koyabileceği maksimum basınç gerilmesi olarak



tanımlanmaktadır. Sağlam kaya malzemesi üzerinde gerçekleştirilen tek eksenli basınç dayanımı deneylerinden elde edilen verilerin kullanımında karşılaşılan başlıca sorunlar şunlardır;

- Süreksizlik aralıklarının küçük olduğu kaya kütlelerinde (süreksizlik aralığı <10 cm), karot numunesi içerisinde süreksizliklerin (fissürler) olması mümkündür. Bu durumda tek eksenli basınç dayanımı değeri bu süreksizlikler tarafından olumsuz yönde etkilenmektedir.
- Sondaj karotlarındaki zayıf nitelikli karot örneklerinin sıklıkla göz ardı edilmesinden dolayı, laboratuvarında deneye tabi tutulan kaya numuneleri ortalama kaya dayanımından daha yüksek olma eğilimindedir (Hack & Huisman, 2002).
- Dayanım anizotropisi gösteren kayalarda, karot örnekleme doğrultularına dikkat edilmelidir (Ünlü & Çolak, 2002).

Tek eksenli basınç dayanımı deneyi yapılış bakımından basit görünmesine karşın, deney sonrası elde edilen sonuçlar yorumlanırken büyük önem gösterilmelidir. Kayaç üzerinde gözlenen tepkilerin, kayacın doğası ve bileşimi ve deney örneklerinin koşullarına bağlı olarak değişeceği çok açıktır. Aynı mineralojik bileşimli kayalar için tek eksenli basınç dayanımı değeri; artan gözeneklilik, artan ayrışma derecesi ve artan mikro-çatlaklılık derecesi ile azalmaktadır. Tek eksenli basınç dayanımı aynı zamanda genelde artan su içeriğiyle birlikte de azalmaktadır. Kabul edilmelidir ki, bu etkiler nedeniyle aynı jeolojik isimlere sahip kaya örneklerinin tek eksenli basınç dayanımı değeri, geniş bir aralıkta dağılım gösterebilmektedir. Örneğin, bir kumtaşının tek eksenli basınç dayanımı; tane büyüklüğü, örnek yoğunluğu, taneler arasındaki çimentolanma derecesi ve kayanın geçmişi boyunca maruz kaldığı basınç ve sıcaklık değerine bağlı olarak değişmektedir. Bununla birlikte, bir kaya tipinin jeolojik ismi mekanik davranışının bazı nitel göstergelerini verebilmektedir. Örneğin, bir sleyt'in dayanım anizotropisi oluşturacak yapraklanma sergilemesi ve bir kuvarsit'in genel olarak sağlam ve gevrek bir kayaç olması beklenebilir. Bazı kaya türlerinin özellikleri tipik olmasına rağmen, belirli bölgelerdeki kayanın sadece jeolojik tanımlamasını kullanarak mekanik özelliklerini kestirilmesi yanıltıcı sonuçlar verebilir.

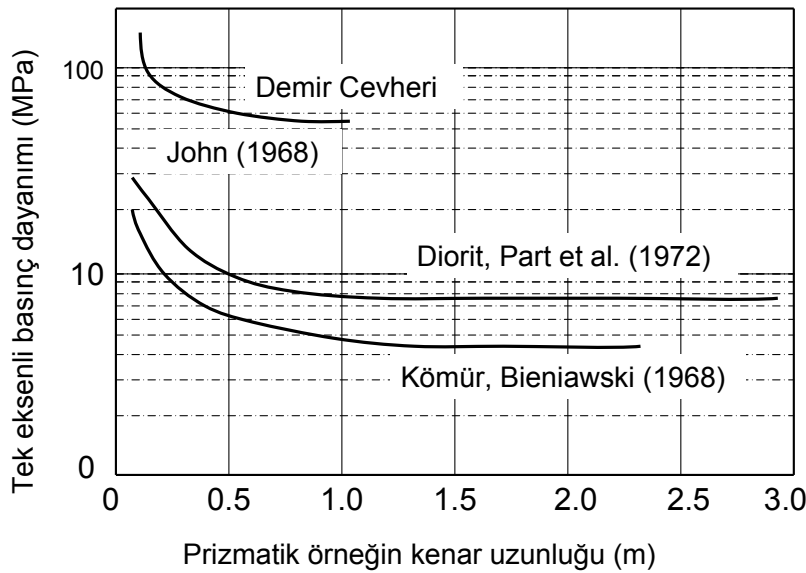
Arazi ölçekli heterojenlik, kaya kütlesi dayanımının arazide büyük ölçüde düşüş göstermesinin ana nedenidir. Kömür, bozunmuş granitik kayalar, şeyl ve mikro çatlaklarla (fissürlerle) kuşatılmış diğer kayalar çok geniş bir ölçekte boyuta bağlılık gösterirler. Bazı durumlarda laboratuvarında ölçülen dayanım değerleri arazide ölçülene oranla 10 misli veya daha yüksek olabilmektedir. Diğer taraftan, kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımına etki eden iki farklı yapıyı (boyut etkisi ve şekil etkisi) da göz önüne alınarak incelemek faydalı olacaktır.



- Boyut etkisi (size effect) uzunluk/çap oranı sabit tutulduğunda, karot örneğinin mutlak boyutunun (ör, çap) etkisi olarak tanımlanır.
- Şekil etkisi (shape effect) silindirik bir örneğin (karot) yükseklik (boy) /çap oranı değişiminin kaya dayanım özellikleri üzerindeki etkisini tanımlar.

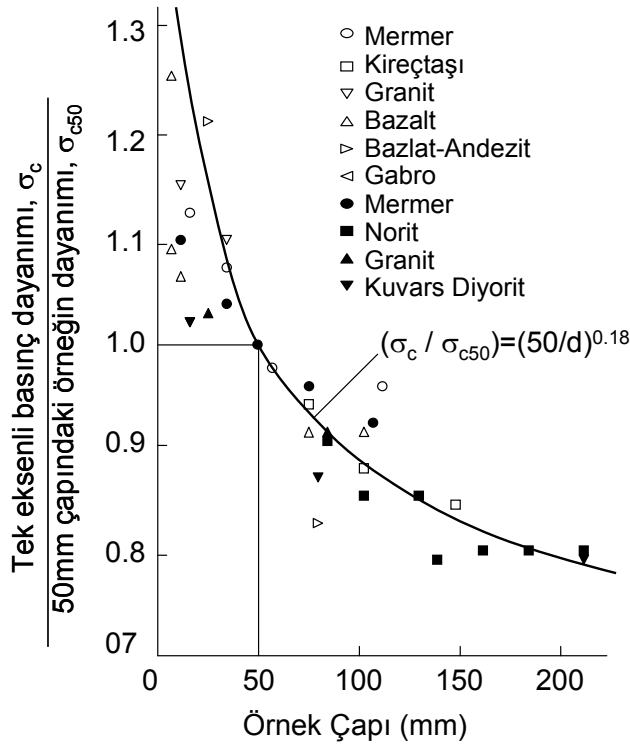
2.1 Boyut Etkisi

Kaya mekaniği ile ilgilenen araştırmacıların geçmişte yaptıkları çalışmalar, numune boyutlarındaki artış ile kaya ve kömürün tek eksenli basınç dayanımının önemli ölçüde azaldığını göstermiştir (John, 1972; Hoek & Brown, 1980; Bieniawski, 1968). Bieniawski (1968), küp şeklinde ve boyutları 6 mm den 1500 mm ye kadar değişen kömür numuneleri üzerinde gerçekleştirdiği deneyler sonucunda kömür numunelerin basınç dayanımının artan numune boyutu ile önemli ölçüde azaldığını ancak 900 mm den büyük boyutlarda dikkate değer değişimin olmadığını belirlemiştir (Şekil 1) (Bieniawski, 1968).



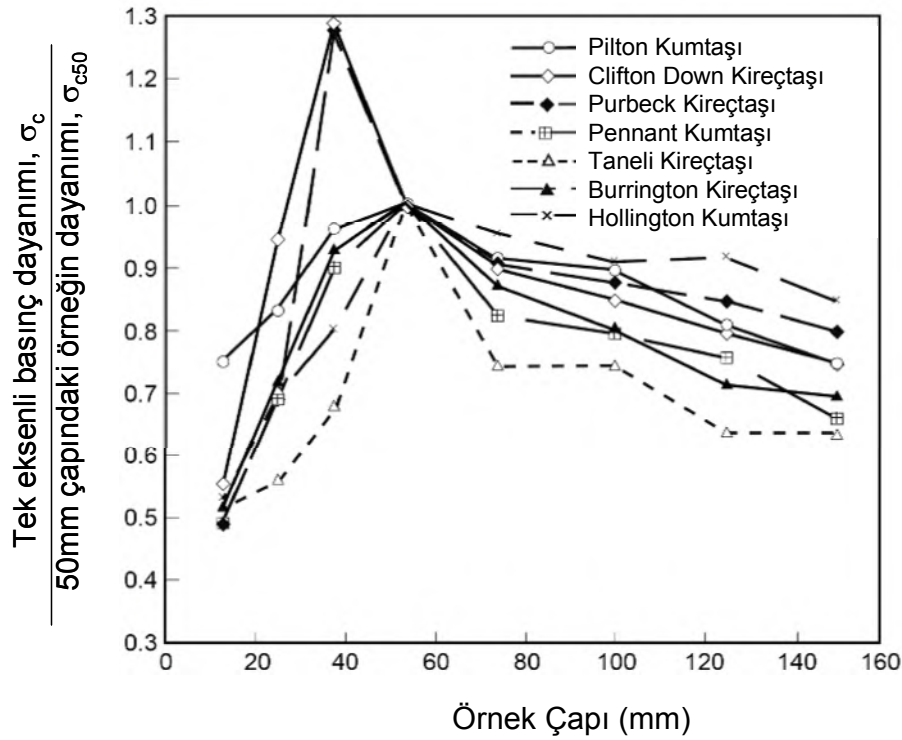
Şekil 1 Numune boyutu ve tek eksenli basınç dayanımı arasındaki ilişki (Bieniawski, 1968).

Hoek ve Brown (1980), değişik araştırmacıların çalışmalarını derleyerek, her bir numunenin tek eksenli basınç dayanımı değerini 50 mm çapındaki numunenin tek eksenli basınç dayanımı değerine oranlayarak tek eksenli basınç dayanımı ile numune çapı arasındaki değişimi göstermişlerdir. Şekilde 2'de Hoek ve Brown (1980) tarafından verilen deney sonuçları gösterilmektedir.



Şekil 2 Örnek çapı ile normalize edilmiş tek eksenli basınç dayanımı arasındaki ilişki (Hoek and Brown, 1980).

Şekil 2’de tek eksenli yükleme sırasında örnek çapı arttıkça hesaplanan dayanım değerinin düşeceği görülebilmektedir. Hawkins (1998), Hoek ve Brown’un (1980) Şekil 2’yi elde ederken genel olarak magmatik kayalar kullandığı gerçeği göz önünde bulundurarak, karşılaştırma amaçlı 7 çeşit metamorfik kaya tipti için tek eksenli basınç dayanımı deneyi yapmıştır. Bu çalışmada, 2/1 yükseklik/çap oranına sahip sekiz farklı çapta örnek grubu test edilmiştir. Sonuç olarak, maksimum dayanım değeri yedi kaya tipinin beşinde 54 mm çapında diğer iki kaya tipinde ise 38 mm de gözlenmiştir. Hawkins (1998), elde edilen sonuçların Hoek ve Brown’un (1980) sonuçlarıyla karşılaştırılabilmesi için, dayanım değerleri 54 mm çapında elde edilen dayanım değerlerine bölerek Şekil 3’de verildiği gibi göstermiştir (Hawkins, 1998).



Şekil 3 Metamorfik kayaçlar için, örnek çapı ile normalize edilmiş tek eksenli basınç dayanımı arasındaki ilişki (Hawkins, 1998).

Şekil 3'de, metamorfik (tortul) örneklerin maksimum dayanım değerlerinin Hoek ve Brown'un (1980) sonuçlarına zıt olarak yaklaşık 40-60 mm çapında elde edildiği görülmektedir. Tek eksenli basınç dayanımı, daha küçük ve daha büyük çaplar için ise düşüktür.

Yukarıda da belirtildiği gibi, genel olarak örnek boyutu arttıkça tek eksenli basınç dayanımı değerinin düştüğü ancak belirli bir boyut değerinde sonra dayanımın sabit kaldığı görülmektedir. Bu durumun en temel nedeni örnek boyutu arttıkça içerisindeki dayanımı olumsuz etkileyebilecek yapısal özelliklerin (süreksizlikler, fisürler, gözenek hacmi vb.) de artmasıdır. Fakat özellikle homojen örnekler üzerinde yapılan çalışmalarda her hangi bir boyut etkisine rastlanmadığı dikkate alınmalıdır.

2.2 Şekil Etkisi

Önceki bölümlerde de bahsedildiği gibi şekil etkisi, silindirik bir örneğin yükseklik (boy)/çap oranı değişiminin kaya dayanım özellikleri üzerindeki etkisini tanımlamaktadır. Literatüre bakıldığında, örnek boyutu üzerinde yapılan çalışmalara nazaran bu konu üzerinde yapılan çalışmaların daha kısıtlı kaldığı gözlenmektedir. Yapılan çalışmalarda çoğunlukla, bu konu üzerinde önerilen standartlara uyulma yolu tercih edilmektedir.



Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği (ISRM), kaya malzemelerinin jeomekanik karakterizasyonuna yönelik standart deney yöntemleri önermiştir (ISRM, 1978). Böylece, araştırmacıların aynı yöntemleri izlemesini sağlayarak, farklı çalışmalardan elde edilen sonuçlar arasında karşılaştırma yapabilme ve ortak bir dil oluşturma yönünde önemli bir adım atmıştır. ISRM standartlarına göre üzerinde deney yapılması düşünülen kaya malzemesi için benimsenen örnek tipi ve boyutları; silindirik (NX-54 mm çapında veya daha büyük) ve yükseklik/çap oranı 2.5 ve 3 arasında olmalıdır. Diğer taraftan, Amerikan Test ve Malzeme Derneği (ASTM) standartlarında ise yükseklik /çap oranı 2.0-2.5 olarak önerilmektedir (ASTM, 1998). Geçmişte bu konu üzerinde yapılan çalışmalar, silindirik kaya örneğinden elde edilecek dayanım değerinin yükseklik /çap oranına bağlı olarak değişim gösterdiği yönündedir (Obert and Duvall, 1967; Farmer, 1983). Yükseklik/çap oranının 2.0 ile 3.0 arasında alınması gerekliliği fikri genel kabul görmesine karşın, bu oranın 3.0 olarak seçildiği durumlarla pratikte pek karşılaşılmamıştır. Sağlam ve kırılğan kayalarda büyük yükseklik/çap oranları daha pratik ve uygulanabilirken, günümüz araştırmacıları ve ASTM 2.0 yükseklik/çap oranındaki örneklerin zemin testlerine daha uygun olduğunu savunmaktadır.

Ayrılmış kayaçlarda 2.0 yükseklik/çap oranına sahip örnekleri hazırlamak için her zaman yeteri kadar karot örneği bulmanın mümkün olmadığı bir gerçektir. Bu durumda, ASTM tek eksenli basınç dayanımında şekil düzeltmesi için aşağıdaki eşitliği tavsiye etmiştir (ASTM, 1986).

$$C = \frac{Ca}{0.88 + (0.24d / h)} \quad (1)$$

Burada; C, uzunluk/çap oranı 2/1 olan örneğin hesaplanan basınç dayanımı; Ca, test edilen örneğin ölçülen basınç dayanımı; d, çap; h, uzunluktur. Obert ve Duvall (1967), yükseklik/çap oranı 2.0'dan küçük ve 1/3'den büyük olan silindirik örnekler üzerinde yaptıkları çalışmalarda aşağıdaki dönüşüm eşitliğini önermişlerdir.

$$C_0 = C_p / (0.778 + 0.222 D/h) \quad (2)$$

Burada; C₀, yükseklik/çap oranının 1.0'a eşit olduğu örneklerin tek eksenli basınç dayanımı, C_p, yükseklik/çap oranı birden farklı değerlere sahip kaya örneklerinin tek eksenli basınç dayanımıdır. Küp ve prizmatik kömür örnekleri üzerinde yapılan çok sayıdaki araştırmalarda şekil etkisini göz önüne alan türden eşitlikler önerilmiştir (Bieniawski, 1984). Bu yönde yapılan çalışmalar iki farklı grupta (doğrusal ve üssel eşitlikler) toplanabilir. Bunlar;

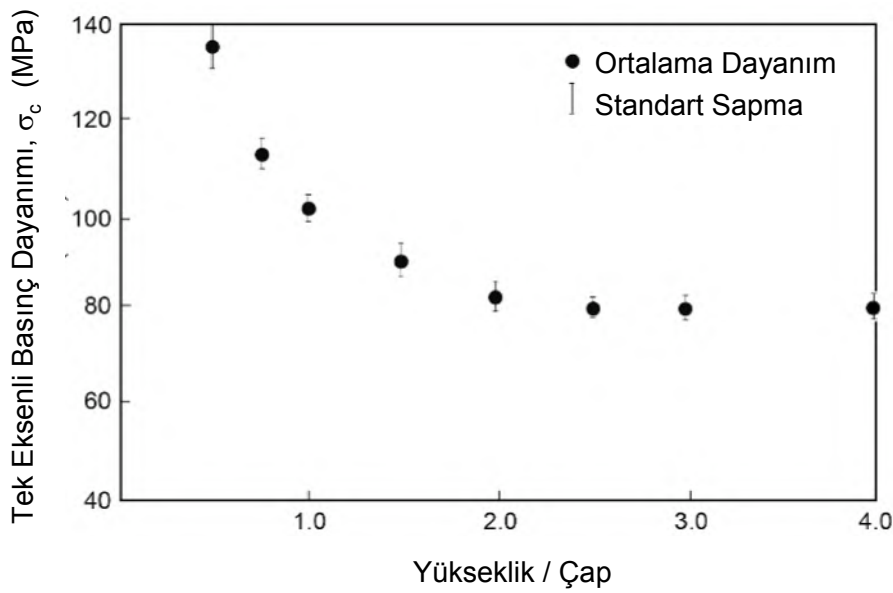
$$\sigma_p = \sigma_1 (A + B w / h) \quad (3)$$

$$\sigma_p = K (w^\alpha / h^\beta) \quad (4)$$



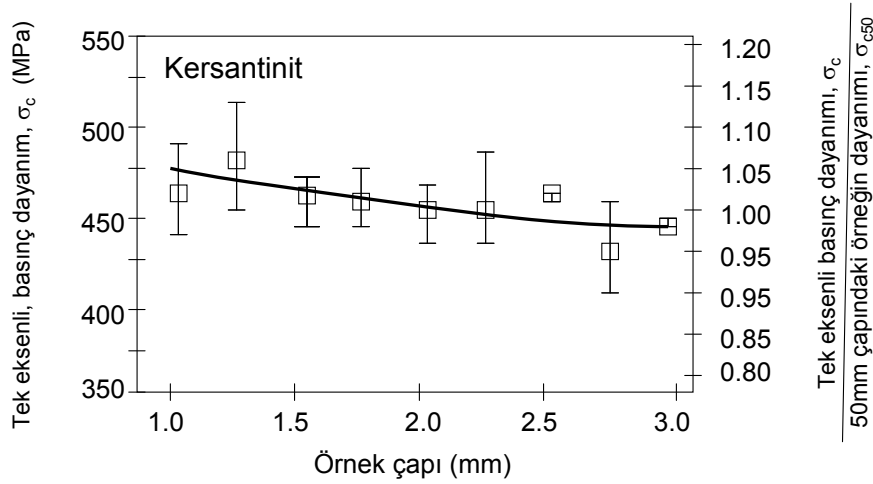
Burada, σ_p , topuk dayanımı; σ_1 ve K, küp şeklindeki örneğin dayanımı (kritik boyuttaki dayanımı); w ve h, sırasıyla topuğun genişlik ve yüksekliği; A, B, α ve β istatistiksel sabitlerdir. Bazı durumlarda, önerilen çap ve yükseklik/çap oranlarında örnek hazırlamak mümkün olmamaktadır. Bu surumda önerilen, örnek çapının en büyük tane boyutunun en az 10 katı büyüklüğünde olmasıdır. Prizmatik örnekler üzerinde yapılan çalışmalarda da örneklerdeki şekil etkisinin örneklerin tek eksenli basınç dayanımı değerini etkilediği ve etkilenmenin çeşitli nedenlere (örnek içerisindeki gerilme dağılımındaki farklılıklar, yükleme başlıklarının sınırlama (confinement) etkisi vb.) bağlı olduğu belirtilmektedir (Hudson and Harrison, 1997; Babcock, 1981, 1985).

John (1972), mühendislik çalışmalarının yapıldığı yerlerde yaygın olarak karşılaşılan kuru kumtaşı üzerinde elde edilen dayanım değerlerinin, karot yükseklik/çap oranı 2/1'den arttıkça yaklaşık olarak aynı kaldığını, fakat bu oran azaldıkça dayanım üzerinde kayda değer artış olacağını göstermiştir (Şekil 4) (Hawkins, 1998).



Şekil 4 Yükseklik/ uzunluk oranı ile tek eksenli basınç dayanımı arasındaki ilişki (John, 1972; Hawkins'ten, 1998).

Thuro vd. (2001), yükseklik / çap oranları 1 ila 3 arasında değişen kersantinit örnekleri üzerinde yaptıkları deneylerde, örnek yükseklik/çap oranının tek eksenli basınç dayanımı üzerindeki etkilerini araştırmışlardır. Bu çalışmalarının sonucunda ise, yükseklik / çap oranının 2.0 değerinden farklılaşmasıyla yalnızca %5'lik bir etkinin (azalma ya da artma) olduğunu rapor etmişlerdir (Şekil 5). Şekil 2.5'de sol tarafta kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı değeri, sağ tarafta ise yükseklik / çap oranları 2.0 olan örneklerle göre normalize edilmiş değerler gösterilmektedir.



Şekil 5 Kersantinit için yükseklik/çap oranı ile tek eksenli basınç dayanımı arasındaki ilişki (Thuro et al, 2001).

3. LABORATUVAR ÇALIŞMALARI

Kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımına şekil etkisinin araştırıldığı bu çalışma kapsamında gerçekleştirilen laboratuvar çalışmaları, araziden ve yeraltındaki farklı jeolojik yapıdaki kaya bloklarının toplanarak laboratuvara getirilmesiyle başlamış ve bunu takiben, kaya blokları üzerinden değişik çapta karot numunelerinin alınmasıyla devam etmiştir. Daha sonra, çeşitli çaplarda alınan numuneler Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği (ISRM) standartlarına göre farklı yükseklik/çap oranlarında hazırlanarak, tek eksenli basınç dayanım deneyi için uygun hale getirilmiştir. Bu amaç için, tortul kayaç olan kumtaşı, magmatik kayaç olarak diyabaz (yarı derinlik) ve granit (derinlik) ve metamorfik kayaç olan kireçtaşı blokları kullanılmıştır. Ayrıca, çalışmanın ilerleyen aşamalarında yapılan gözlemlerden ortaya çıkan gereksinimlere bağlı olarak gözenekliliğin ve tane yapısının dayanım üzerine etkilerini araştırmak için alçı ve çimento malzemeleri kullanarak yapay deney örnekleri de hazırlanmıştır.

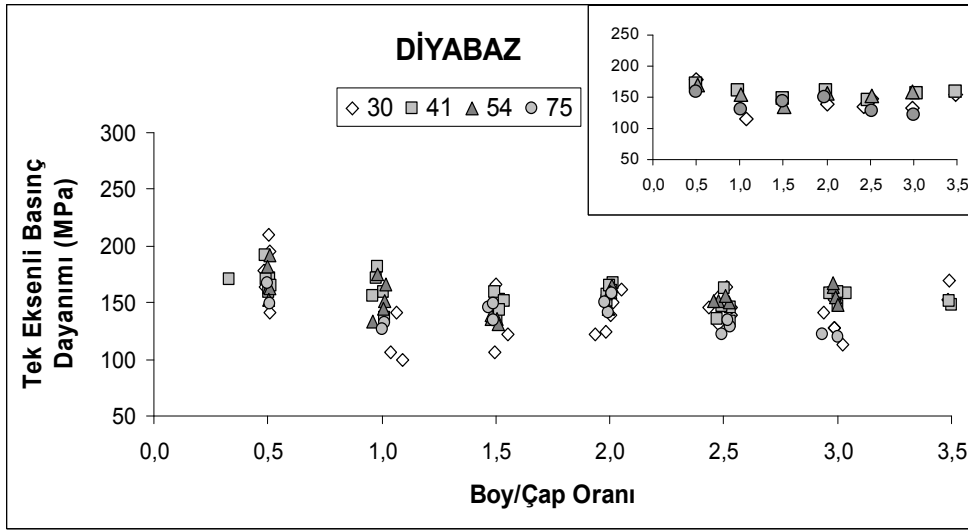
Değişik jeolojik yapıdaki kaya türleri üzerinde yapılması planlanan tek eksenli basınç dayanım deneyi için her bir kayaç türünden mümkün olduğunca 30, 41, 54 ve 75 mm çaplarında karot örnekleri alınmıştır. Ancak, bazı kaya türlerinde 75 mm çapında örnek hazırlamak mümkün olmamıştır. Yukarıda belirtilen 4 farklı çap boyutu için yükseklik/çap oranları 1.0, 1.5, 2.0, 2.5 ve 3.0 olacak şekilde deney örnekleri hazırlanmıştır. Ayrıca, diyabaz örneklerinde gözlenen dikkate değer deney sonuçlarının daha kuvvetli olarak vurgulanabilmesi için bu kaya cinsinden 0.5 ve 3.5 yükseklik/çap oranlarında da karot örnekleri hazırlanmıştır. Daha sonra, eldeki olanaklar ölçüsünde mümkün olabildiğince, her bir çap değerinde farklı yükseklik/çap oranları için 5'şer adet karot örneği hazırlanarak ISRM standartlarına uygun tek eksenli basınç deneyleri



gerçekleştirilmiştir (75 mm çapındaki örneklerde 5'şer örnek hazırlamak için gerekli olan kaya bloğu miktarı oldukça fazla olması nedeniyle 2'şer örnek hazırlanmıştır).

3.1 Deneysel Çalışmaların Sonuçları

Şekil 6'da farklı çaplardaki diyabaz örnekleri üzerinde yapılan tek eksenli basınç dayanımı deneyi sonuçları, tek eksenli basınç dayanımı ile boy/çap oranı ilişkisi gösteren şekilde sunulmaktadır. Ayrıca Şekil 6'nın sağ üst tarafında ortalama tek eksenli basınç dayanımı ile boy/çap oranı değerleri verilmiştir. Seçilen çap boyutları sırasıyla 30, 41, 54 ve 75 mm'dir.

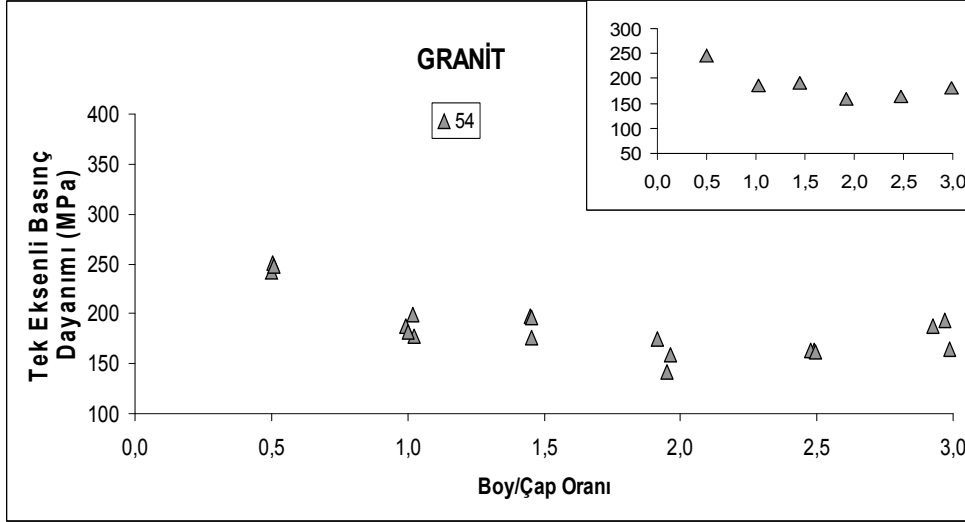


Şekil 6 Diyabaz örneklerinde dayanım-boy/çap oranı değişimi.

Şekil 6 incelendiğinde elde edilen bulgular şu şekilde özetlenebilir. 30 mm çapındaki diyabaz örneklerinde; boy/çap oranı 1.0'ın altında, özellikle 0.5 değerinde ortalamadan sapma gözlenmesine karşın genel olarak boy/çap oranının tek eksenli basınç dayanımı üzerinde önemli bir etkisi görülmemektedir. 41 mm çapındaki diyabaz örneklerinde ise bu durum daha da belirgindir. Benzer durum 54 mm çapındaki diyabaz örneklerinde de söz konusudur. Bu boyutta da her hangi bir şekil etkisi gözlenmemektedir. Son olarak 75 mm çapındaki diyabaz örneklerine bakıldığında ise, az miktarda bir doğrusallıktan sapma görülmesine rağmen bu boyutta da dramatik bir değişim yoktur. Bu boyutta gözlenen az miktardaki farklılığın, artan örnek boyutundan (kaya kütleline doğru yönelme) kaynaklandığı söylenebilir. Genel olarak diyabaz örneklerinde boy/çap oranının kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı üzerinde kritik bir etkisi olmadığı söylenebilir. Diyabaz örneklerinde gözlenen bu durumun magmatik bir kayaç olan diyabazın homojen ve çok ince taneli bir yapıda oluşu, yapısal kusurların yok denecek kadar en az oluşu ve gözenek miktarının oldukça az olması sayılabilir. Diğer taraftan, narin yapıdaki (ince-uzun) diyabaz örnekler üzerinde yapılan deneylerde burkulma (buckling) etkisinin



gözlenmediği ve dolayısıyla da tek eksenli basınç dayanımının da fazlaca değişmediği sonucuna varılmıştır. Diyabaz örneklerinde gözlemlenen sonuçların desteklenmesi için yine homojen sayılabilecek granit (her ne kadar farkı minerallerin bileşiminden de oluşsa bu minerallerin eş dağılım gösterdiği ve granitin kendi içerisinde homojen olduğu düşünülebilir) örnekleri kullanılarak deneyler gerçekleştirilmiştir. Ancak eldeki blok boyutunun küçük olmasından dolayı bu kaya türünde sadece 54 mm çapında karotlar hazırlanabilmiştir. Şekil 7 granit örnekleri üzerinde yapılan tek eksenli basınç dayanımı deneyi sonuçları verilmiştir.



Şekil 7 Diyabaz örneklerinde dayanım-boy/çap oranı değişimi.

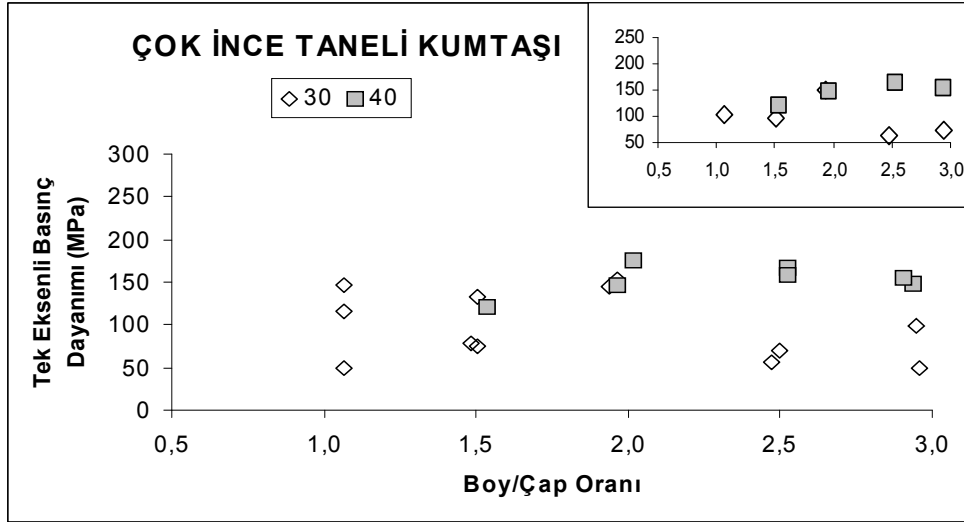
Granit üzerinde yapılan deneylerin sonuçları diyabaz örneklerinin sonuçlarıyla benzerlik göstermektedir. Boy/çap oranı 1.0'ın altında ezilmeden dolayı bir dayanım artışı gözlenirse de genel olarak boy/çap oranının tek eksenli basınç dayanımı üzerinde önemli bir etkisi olmadığı görülmektedir.

Kumtaşı örnekleri üzerinde yapılan deneysel çalışmalarda, tane boyutunun tek eksenli basınç dayanımını üzerindeki etkisini elemine etmek için, kumtaşı örnekleri tane boyutlarına göre sınıflandırılmıştır. Dört farklı tane boyutundaki kumtaşları üzerinde yapılan tek eksenli basınç dayanımı deneylerinin sonuçları ise sırasıyla Şekil 8 ve 9'da verilmiştir. Aynı tane boyutundaki kumtaşı bloklarının elde edilmesindeki güçlüklerden dolayı bu tip kaya cinsinde yapılan deneylerde çap boyutu sınırlı tutulmuştur. Seçilen kumtaşlarının tane boyutları sırasıyla çok ince taneli, ince taneli, orta taneli ve kaba (iri) taneli ve olarak belirlenmiştir.

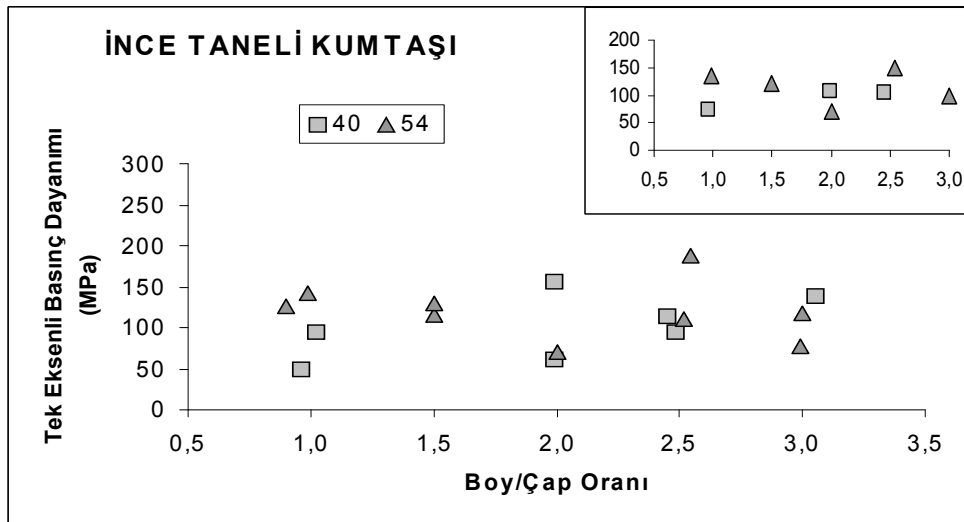
Şekil 8'de farklı çaplar için çok ince taneli kumtaşı örnekleri üzerinde yapılan tek eksenli basınç dayanımı deneyi sonuçları verilmektedir. Temin edilebilen kaya blokların yetersizliği nedeniyle bu tane boyutunda örneklerde sadece 30 ve 41 mm çapında örnekler hazırlanabilmiştir. Çok



ince taneli kumtaşı için, 30 mm çapındaki örnekler üzerinde yapılan deney sonuçları incelendiği zaman, karot boy/çap oranı değişiminin dayanımı belirgin olarak etkilemediği söylenebilir. Ancak, deney verilerinin geniş bir dağılım gösterdiği dikkate alınmalıdır. Vurgulanması gereken bir diğer husus ise, en yüksek dayanım değerinin boy/çap oranı 2.0 değerinde elde edilmesidir. 41 mm çapındaki örneklerde ise her hangi bir şekil etkisi gözlenmemektedir. Şekil 9'da farklı çaplardaki ince taneli kumtaşı örnekleri üzerinde yapılan tek eksenli basınç dayanımı deneyi sonuçları verilmektedir. Bu tip kumtaşında 41 ve 54 mm çapında örnekler hazırlanabilmektedir.



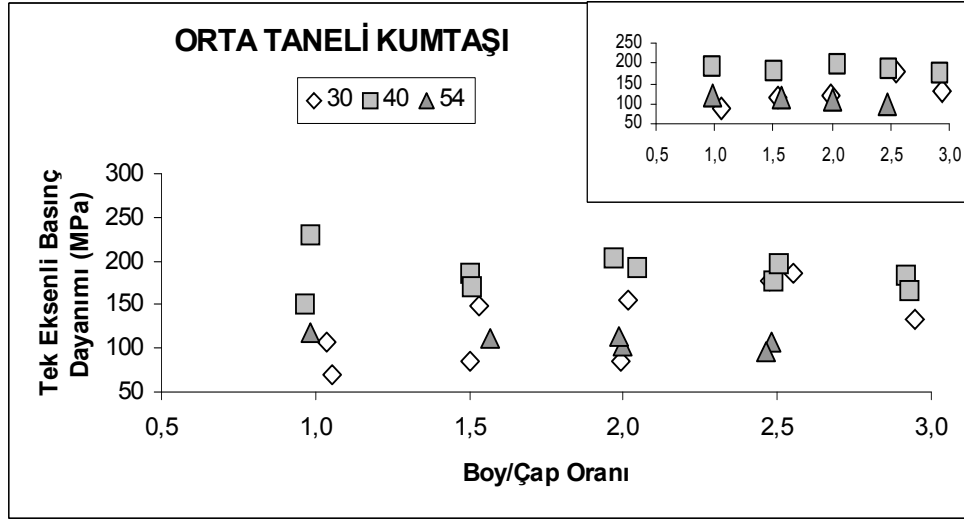
Şekil 8 Çok ince taneli kumtaşı örneklerinde dayanım-boy/çap oranı değişimi.



Şekil 9 İnce taneli kumtaşı örneklerinde dayanım-boy/çap oranı değişimi.

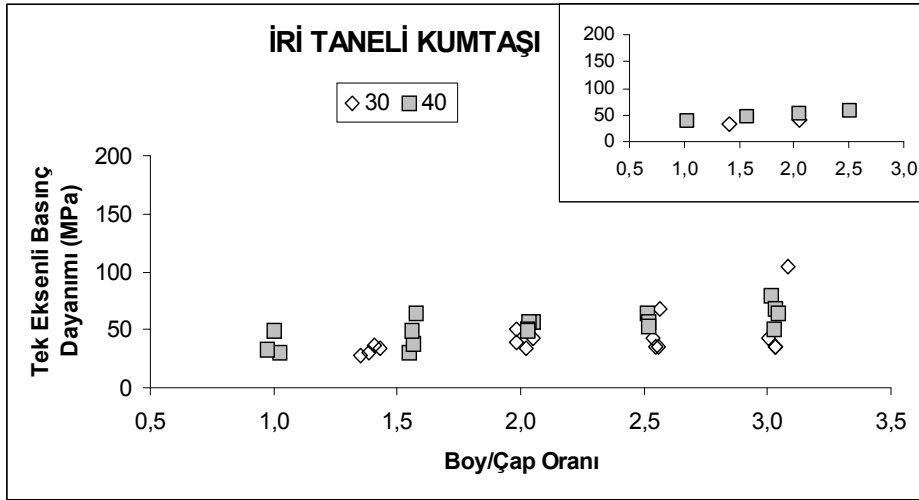


Bu gruptaki kumtaşı incelendiğinde, 41 mm çapındaki örneklerde boy/çap oranı artışıyla dayanımın arttığı, 54 mm çapındaki örneklerde ise dayanımın azaldığı gözlenmektedir. Ancak, bu tip kumtaşı için elde edilen deney verilerinin oldukça geniş bir dağılım gösterdiği görülmektedir. Şekil 10'da farklı çaplar için orta taneli kumtaşı örnekleri üzerinde yapılan tek eksenli basınç dayanımı deneyi sonuçları verilmektedir. Bu tane boyutundaki kumtaşından sırasıyla 30, 41 ve 54 mm çapında örnekler hazırlanabilmıştır.



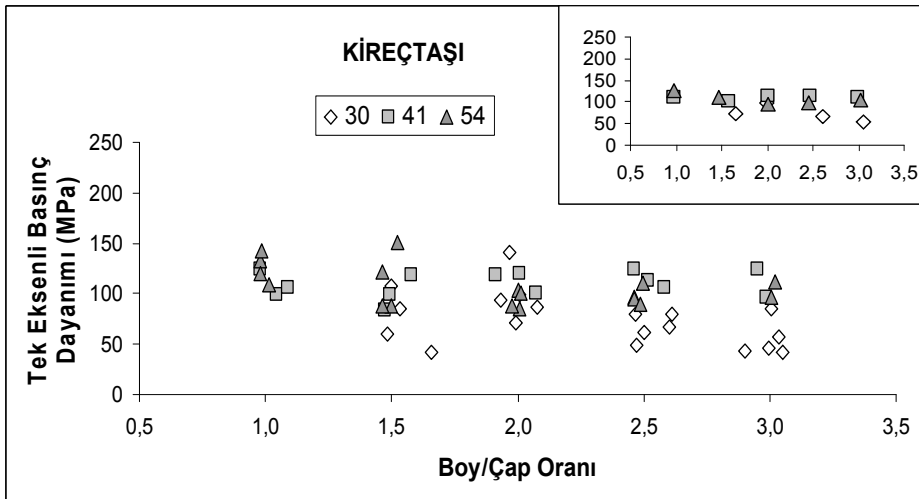
Şekil 10 Orta taneli kumtaşı örneklerinde dayanım-boy/çap oranı değişimi.

Bu guruba ait 30 mm çapındaki örneklerde boy/çap oranı arttıkça tek eksenli basınç dayanımının genel olarak artma eğiliminde olduğu görülmektedir. Ancak daha büyük çaplardaki örneklerde (41 ve 54 mm) deney sonuçlarına bakıldığında, boy/çap oranının tek eksenli basınç dayanımı üzerinde kritik bir etkisi olmadığı görülmektedir. Şekil 11'de farklı çap boyutları için kaba (iri) taneli kumtaşı örnekleri üzerinde yapılan tek eksenli basınç dayanımı deneyi sonuçları verilmektedir. Bu tip kumtaşında da temin edilebilen kaya bloklarının yetersizliği nedeniyle bu tane boyutundaki örneklerde sadece 30 ve 41 mm çapında örnekler hazırlanabilmıştır.



Şekil 11 Kaba taneli kumtaşı örneklerinde dayanım-boy/çap oranı değişimi.

Kaba (iri) taneli kumtaşı üzerinde yapılan deney sonuçları incelendiğinde her iki çap değerinde de, (30 ve 41 mm) boy/çap oranının artması ile birlikte tek eksenli basınç dayanımının da bir artış eğilimine girdiği gözlenmektedir. Şekil 12'de kireçtaşı numuneleri üzerinde yapılan deney sonuçları gösterilmektedir. Kireçtaşından alınan kaya blokları içerisinde kalsit bantları olması ve kireçtaşının yapısal olarak kırılğan olmasından dolayı sağlam örnek almadaki zorluklar, bu kaya tipinde 30, 41 ve 54 mm çapında karotlar hazırlanabilmesine olanak vermiştir.



Şekil 12 Kireçtaşı örneklerinde dayanım-boy/çap oranı değişimi.

Kireçtaşı örnekleri üzerinde yapılan deneylerin sonuçları incelendiğinde, kumtaşı örneklerine nazaran bu tip kayada her bir boy/çap oranında dayanım değerlerinin kümelenmediği gözlenmektedir. Bu durum özellikle 41 ve 54 mm çapındaki örneklerde görülmektedir. Bunun nedeni olarak kireçtaşının bölgesel olarak homojen oluşu (kalsit bandı içermeyen kısımlarda)



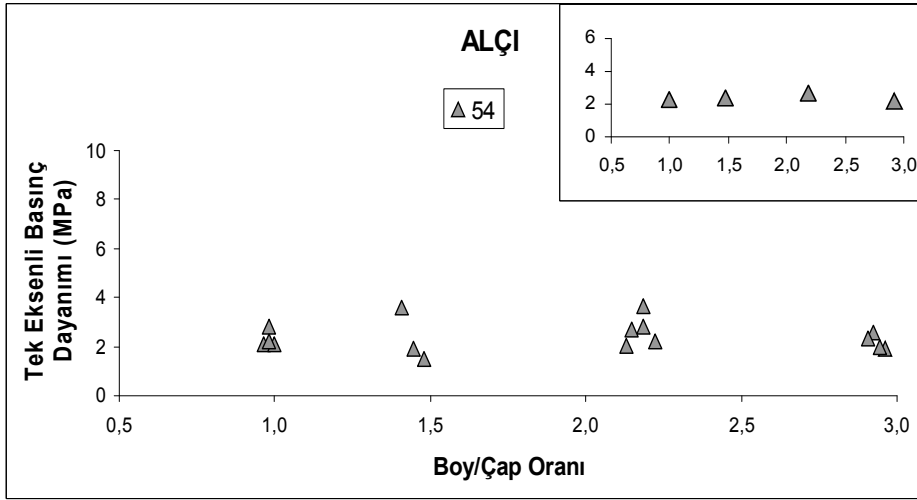
sayılabilir. Bu durum daha önce, homojen olan diyabaz örneklerinde de gözlenmiştir. 30 mm çapındaki kireçtaşı örneklerine bakıldığında, boy/çap oranı arttıkça dayanımın düştüğü fakat bu etkinin sınırlı kaldığı gözlenmektedir. 41 mm çapındaki kireçtaşı örneklerinde ise belirgin bir şekil etkisi gözlenmemektedir. 54 mm çapındaki kireçtaşı örneklerine bakıldığında da, boy/çap oranı arttıkça dayanımın düştüğü fakat bu etkinin 30 mm'lik örnek çapında gözlenen durum gibi sınırlı kaldığı gözlenmektedir.

Genel olarak proje kapsamında incelenen kaya birimleri ele alındığında, homojen kayalarda kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımına boy/çap oranının kritik bir etkisi olmadığı gözlemlenmiştir. Öte yandan, yapısal dayanım kusurları ve tane boyutunun etkisiyle birlikte karot boy/çap oranının artmasıyla dayanım düşmesi görülmüştür. Özellikle küçük çap değerlerinde deney verilerinin geniş bir dağılım gösterdiği de unutulmamalıdır. Homojen örneklerde karot şeklinin (boy / çap oranı) dayanım üzerinde etkisinin olmadığı gözlenmesi üzerine, bu etkinin daha detaylı olarak incelenmesi için laboratuvarında alçı ve çimento malzemesi kullanılarak yapay kaya örnekleri hazırlanmıştır (Şekil 13). Eldeki mevcut karot kalıplarının sadece 54 mm olmasından dolayı yalnızca bu çap değerinde örnekler hazırlanmış ve deneyler yapılmıştır. Alçı kullanılarak hazırlanan örnekler test edilirken, dayanımları ve katlıkları da dikkate alınarak daha düşük yükleri ölçebilecek kapasitede yükleme makinesi (deformasyon kontrollü yükleme makinesi) kullanılmıştır (Şekil 13).

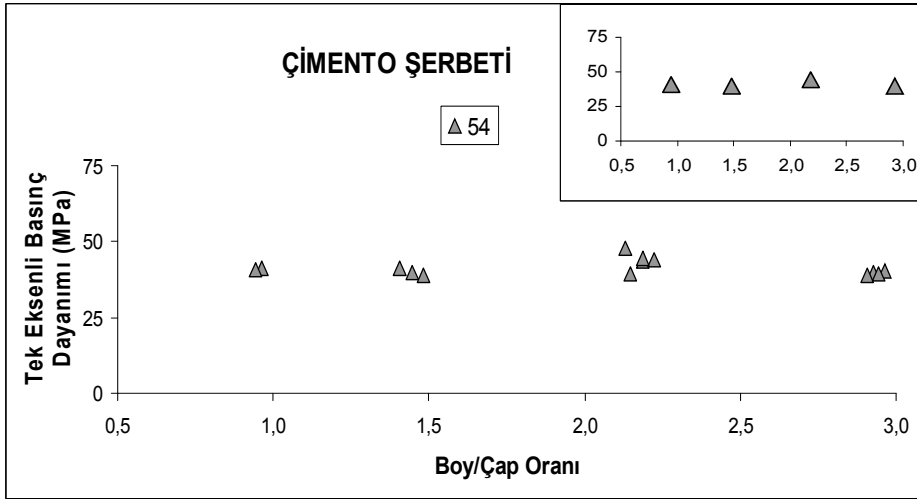


Şekil 13 Alçı ve çimento şerbeti kullanılarak özel kalıplarda hazırlanan karot örnekleri.

Alçı kullanılarak yapılan deneylerin sonuçları Şekil 14'de, çimento şerbeti kullanılarak yapılan deneylerin sonuçları ise Şekil 15'te verilmektedir.



Şekil 14 Alçı örneklerinde dayanım-boy/çap oranı değişimi.



Şekil 15 10 Çimento şerbeti örneklerinde dayanım-boy/çap oranı değişimi.

Alçı ve çimento şerbeti kullanılarak hazırlanan karot örnekleri üzerinde yapılan deney sonuçları incelendiğinde, karot boy/çap oranının tek eksenli basınç dayanımı üzerinde belirgin bir etkisi olmadığı gözlenmektedir. Homojen ve çok ince taneli kayaçlarda da aynı durum gözlenmiştir. Daha önce diyabaz örneklerde belirtilen bulgular burada da desteklenmektedir. Çimento ve alçı örnekleri her ne kadar homojen yapıda da olsa içerilerinde çok az ve düzensiz hava kabarcıkları barındırdıkları bir gerçektir. Ancak bu olumsuzluklar da genel bulguları olumsuz yönde etkilememektedir.

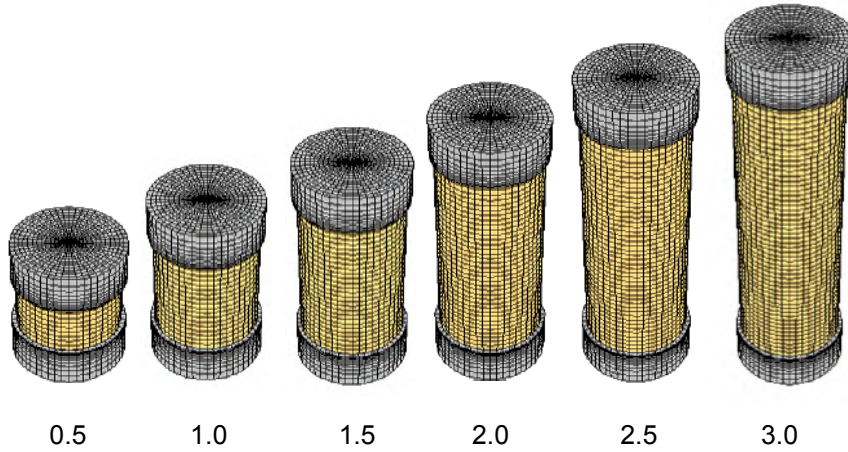
4. SAYISAL GERİLME ÇÖZÜMLEMELERİ

Bu bölümde, kaya malzemesi örneklerinin yükseklik/çap oranları değişimlerinin tek eksenli basınç dayanımı üzerindeki etkisi, sayısal gerilme çözümleri yardımıyla araştırılmıştır.



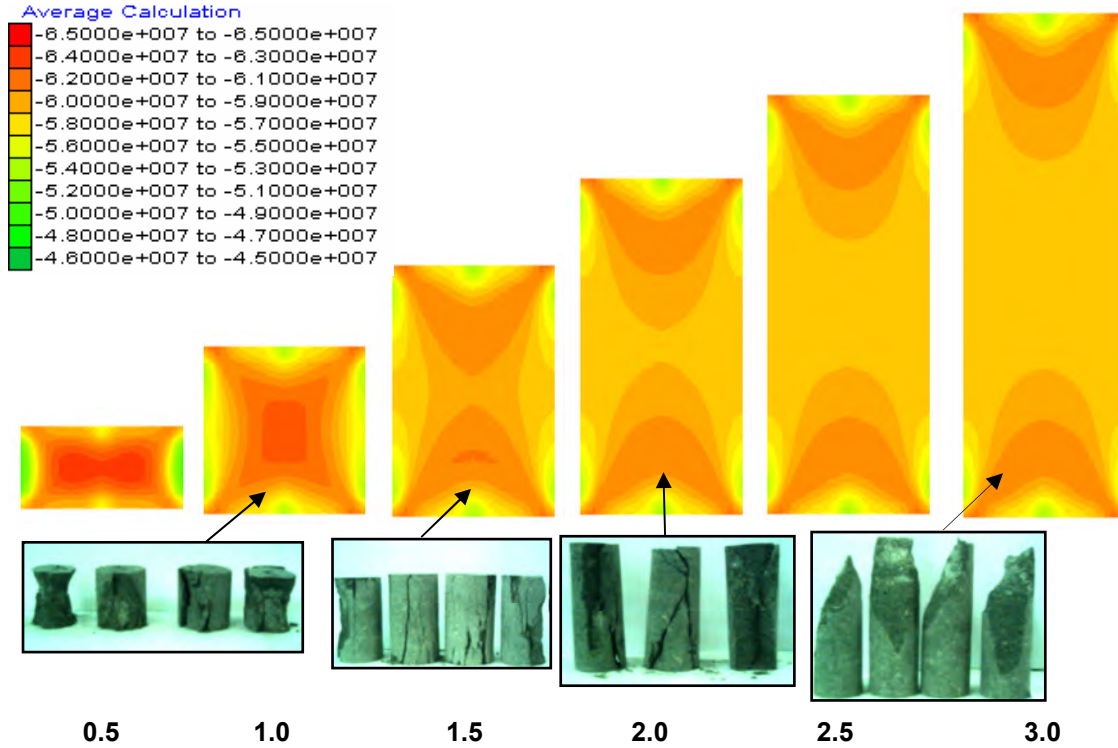
Sayısal gerilme çözümlmeleri için sonlu farklar çözümlleme yöntemini esas alan üç boyutlu FLAC^{3D} (ver. 2.0) programı kullanılmıştır (Itasca, 2005).

Sayısal çözümlmelerde, tek eksenli basınç dayanımı deneyi Şekil 16'da gösterildiği gibi üç boyutlu ve malzemenin elastik davranış gösterdiği varsayılarak modellenmiştir. Şekil 16'da görülebileceği gibi, alt ve üst başlıklar arasına yerleştirilmiş silindirik kaya örneğinin modeli 6 farklı boy/çap oranı için (0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5 ve 3.0) hazırlanmıştır. Gerilme analizinde karot çapının gerilme dağılımı üzerinde bir etkisi olmadığı düşünüldüğünden bu çalışmada yalnızca 54 mm çapındaki örnekler analiz edilmiştir. Elastik gerilme analizi kullanılarak yapılan çözümlmelerde, alt ve üst yükleme başlıklarının Elastisite Modülü 200 GPa ve Poisson oranı 0.28 (çelik), karot örneğinin Elastisite Modülü 20 GPa ve Poisson oranı 0.30 (kaya) olarak seçilmiştir. Başlıklara uygulanan basınç gerilmesi ise 50 MPa olarak seçilmiştir.



Şekil 16 Seçilen her bir boy/çap oranı için elastik gerilme çözümlmelerinde kullanılan 3-boyutlu sonlu farklar modeli.

Sayısal gerilme çözümlmelerinin sonucunda (statik duraylılığa erişildikten sonra), seçilen her bir boy/çap oranı için karot örneklerinin merkezinden geçen düşey bir kesit alınmıştır. Şekil 17'de bu kesit düzlemleri üzerinde oluşan maksimum gerilme dağılımları gösterilmektedir. Şekil 17'de görüldüğü gibi, silindirik örnekler üzerindeki elastik gerilmeler boy/çap oranlarına bağlı olarak üç farklı türde dağılım göstermektedir. Boy/çap oranı A (0.5-1.0) , B (1.5-2.0) ve C (2.5 - 3.0) olarak sınıflandırılan örnekler üzerindeki asal gerilme dağılımları ve aynı boy/çap oranlarına sahip diyabaz örneklerindeki yenilme şekilleri beraberce incelendiğinde şu ortak sonuçlara varılabilir:



Şekil 17 Farklı boy/çap oranlarındaki örnekler üzerinde oluşan maksimum asal gerilme dağılımları ve diyabaz örneklerdeki tipik yenilme şekilleri.

- Boy/çap oranı 0.5 ve 1.0 olan diyabaz örneklerindeki yenilme ezilme şeklinde kendisini göstermektedir. Örnek üzerindeki basınç yükü, örnek içerisinde özellikle merkezden çevreye doğru gelişen gerilme artışına neden olmaktadır. Basınç artışı, örnek boyunun da çok kısa olması nedeniyle aniden ve gelişigüzel gelişen düşey çekme çatlaklarının artmasına neden olmaktadır. En yüksek yük değerine ulaşıldığında da çekme çatlaklarına dik doğrultuda genişleyerek dağılmaktadır.
- Boy/çap oranı 1.5 ve 2.0 olan örneklerde yenilme, örneğin üst ve alt noktalarını birleştiren bir veya birkaç düzlemde çekme veya kayma yenilmesi sonucu oluşmaktadır. Bu davranış, tek eksenli basınç altındaki kaya yapısında karşılaşılan tipik yenilme örneklerindendir.
- Boy/çap oranı 2.5 ve 3.0 olan örneklerdeki yenilme örneğin üst yüzeyi ile bu yüzeyden itibaren 1/4 boy aşağıda sınırlanmış bir bölgede oluşmaktadır. Örneğin alt ve üst kısmındaki yüksek gerilmeler, özellikle yüklemenin yapıldığı üst kısımdaki bir konik hacimde örneği düşey yönde zorlamakta ve yenilme de bu konik yüzey üzerinde gerçekleşmektedir.



5. SONUÇLAR

Bu çalışmada, kaya örneklerindeki boy/çap oranı değişimlerinin (şekil etkisi) kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı üzerindeki etkisi çeşitli kaya türleri ve yapay malzemeler (alçı, çimento) kullanılarak araştırılmış ve sonuçlar sayısal gerilme çözümlemeleri ile desteklenmiştir. Kaya malzemelerinin tek eksenli basınç dayanımlarını etkileyen çok değişik parametreler vardır. Tane yapısı, anizotropi, gözeneklilik, nem içeriği, bağlayıcı madde (dolgu maddesi) yapısı, mikro hatalar sayılabilir.

Diyabaz, granit, kireçtaşı, çimento ve alçı üzerine yapılan deneylerin sonuçlarına göre, homojen ve mikro tane yapısına sahip malzemelerden oluşan örneklerin tek eksenli basınç dayanımları ile boy/çap oranları arasında gözle görülür bir farklılık görülmemektedir. Ancak, yapılan deneysel çalışmalar ve sayısal modelleme çalışmaları, boy/çap oranlarındaki değişimlerin örneklerin yenilme şekli üzerinde önemli etkisi olduğunu göstermiştir. Yükleme sırasında örnek içerisinde gelişen gerilme dağılımları örneklerin yenilme şeklini de doğrudan etkilemektedir. Boy/çap oranı 2 olan örnekler, beklenen yenilme açısından (bir veya birkaç düzlem üzerinde kayma veya çekme) en ideal boyut olarak görülmektedir.

Diğer taraftan, taneli, çimento dolgulu, gözenekli ve az çok heterojen ve/veya anizotropik yapı gösteren kaya malzemelerinin (örn. silttaşı, kumtaşı, konglomera, kireçtaşı gibi) basınç dayanımları ile boy/çap oranları arasında bir ilişki kurulamamakla birlikte birbirinden farklı sonuçlar da alınabilmektedir (bkz. Kumtaşı deney sonuçları). Bu nedenle, kaya malzemelerinin tek eksenli basınç dayanımlarının belirlenmesi için mümkün mertebe tek bir boy/çap oranının seçilmesi önerilmektedir. Önerilen boy/çap oranı $2:1 \pm \%10$ olmalıdır. Örneklerin 2.5:1 - 3.0:1 olarak hazırlanmasının pratik açıdan bir önemi yoktur. Tek bir boy/çap oranında çalışmak, yükleme sırasında malzemede oluşacak gerilme dağılımındaki farklılıkları da ortadan kaldıracaktır.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, Kaya Malzemesinin Tek Eksenli Basınç Dayanımına Şekil Etkisinin Araştırılması (Proje Kod No : 2004-45-03-06) başlıklı projeyi destekleyen Zonguldak Karaelmas Üniversitesi, Bilimsel Araştırma Projeleri Komisyon Başkanlığı'na teşekkür ederler.



KAYNAKLAR

ASTM (1984) American Society for Testing and Materials. Standard test method for unconfined compressive strength of intact core specimens. Soil and Rock, Building Stones: Annual Book of ASTM Standards 4.08. Philadelphia, Pennsylvania: ASTM, 1984.

ASTM (1986) American Society for Testing and Materials, Standard test method of unconfined compressive strength of intact rock core specimens, D 2938: 390–391.

ASTM (1998) American Society for Testing and Materials, Annual Book of ASTM Standards, Constriction, Section 4, Volume 0.4-0.8, 962 p.

Babcock, C. O. et al. (1981) Review of pillar design equations including the effect of end constraints, First Conference on Ground in Mining, July, pp. 35-43.

Babcock, C. O. et al. (1985) Constraints is the prime variable in pillar strength, Proc. 4th Conference on Ground Control in Mining, pp. 105-116.

Bieniawski, Z.T. (1968) The Effect of specimen Size on Compressive Strength of Coal, Int. J. Rock Mechanics. (5), pp. 325-335.

Bieniawski Z.T. and Van Heerden, W.L. (1975) The Significance of In-Situ Tests on Large Rock Specimens, International Journal of Rock Mechanics, Mining sciences, Vol. 12, pp 101-113.

John, M. (1972) The influence of length to diameter ratio on rock properties in uniaxial compression; a contribution to standardization in rock mechanics testing. Rep S Afr CSIR No ME1083/ 5

Ünlü, T. ve Çolak, K. (2002). Dolaylı Çekme Dayanımı Deney Yönteminin Anizotropik Tortul Kayaçlara Uygulanabilirliği, VI. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu (Kayamek'2002), Konya, pp. 169-177.

Farmer, I. (1983) Engineering Behavior of Rocks, Second Edn., Chapman and Hall, 208 p.

Hack, R. and Huisman, M. (2002) Estimating The Intact Rock Strength Of A Rock Mass By Simple Means Engineering Geology for Developing Countries - Proceedings of 9th Congress of the International Association for Engineering Geology and the Environment, Durban, South Africa, pp. 16 - 20

Hawkins, A.B. (1998) Aspects of rock strength. Bull. Eng. Geol. Env. 57: 17-30.

Hudson, J.A. and Harrison J. P. (1997) Engineering Rock Mechanics (an introduction to the principles), Pergamon Press, ISBN 0-08-041912-7, 444 p.

Hoek, E. and Brown, E. T. (1980) Underground Excavations In Rock. Inst Min Metall London

Itasca (2005). FLAC3D-Fast Lagrangian Analysis of Continua-User Manual (dynamic option) (Version 2.0). Minneapolis: Itasca Consulting Group Inc.



ISRM (1978) International Society for Rock Mechanics, Suggested Methods for Determining the Uniaxial Compressive Strength and Deformability of Rock Materials, Int. Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 16, pp. 135-140.

Obert, L. and Duvall, W.I. (1967) Rock Mechanics and The Design of Structures in Rock, John Wiley & Sons, 650 p.

Thuro, K., Plinninger, R.J., Zäh, S. and Schütz, S. (2001) Scale effects in rock strength properties. Part 1: Unconfined compressive test and Brazilian test, ISRM Regional Symposium, EUROCK 2001, ROCK MECHANICS -A CHALLENGE FOR SOCIETY, Finland, pp 169-174



Analyzing the Relation Between Uniaxial Compressive Strength (UCS) and Shore Hardness (SH) Value of GLI Coal

*M. Kemal Özfirat, *A. Hamdi Deliormanlı, *Ferhan Şimşir

Özet

Kaya mekaniği problemlerine çözüm bulmak için kayaçların mekanik özelliklerini bilmek çok önemlidir. Tek eksenli basma dayanımı, literatürde ve madencilikte kullanılan ve en önemli özelliklerden bir tanesidir. Kömür formasyonları için oluşumları sebebi ile doğrudan tek eksenli basma dayanımı belirlemeye uygun örnekler elde etmek oldukça zor bir işlemdir. Literatürde tek eksenli basma dayanımı ile kayacın sertliği veya nokta yük dayanımı arasında belli bir benzerlik bulmaya yönelik çalışmalar mevcuttur. Bu çalışmada, kömür numunelerinin shore sertlik değerine ve tek eksenli basma dayanım değerlerine bakılmış ve bu iki özellik arasında korelasyon kurulmaya çalışılmıştır. Sonuç olarak, %95 olasılıkla kömürün tek eksenli basma dayanımının MPa cinsinden shore sertlik değerinin 0.24 ile 0.30 katı arasında değiştiği bulunmuştur. Bu deneylerde kayacın tek eksenli basma dayanım değerinin MPa olarak shore sertlik değerinin 0.27 katı olduğu belirlenmiştir.

Abstract

In order to find solution to rock mechanics problems, it is very important to know the rock mechanic properties. Uniaxial Compressive Strength (UCS) is one of the most important and widely used mechanical properties in literature and mining. Most of the time, it is a very hard process to take samples for UCS experiments. There are a number of studies which are trying to find relation between rock's UCS and hardness or point load strength in literature. In this study, shore hardness (SH) and UCS values of coal samples are calculated and the relation between UCS and shore hardness value trying to be found. As a result of in this study, with 95% probability the proportion of UCS value of GLI coal to its SH is between 0.24 and 0.30. In these experiments it is found that UCS value of coal in MPa is equal to 0.27 times to its SH value.

* Dokuz Eylul University, Engineering Faculty, Dept. Of Mining Engineering, Izmir/Turkey



1. Introduction

In order to find solution to rock mechanics problems, it is very important to know the rock formation properties. Parameters such as crystallizing degree of rock, water absorption, void water pressure, discontinuities, weathering degree mainly affect mechanical properties of rocks. Samples used in laboratory experiments do not exactly represent the field formation but give an information. The most important mechanical properties are UCS, tensile strength, shear strength, point load strength, and the rock mass classifications made by weighted sum of these properties (Kose and Kahraman, 1999). UCS, which is the most widely known property in literature, is defined as the resistance of rock masses shown against normal force. The method for measuring the uniaxial compressive strength has been standardized by both the ASTM and ISRM. It involves coring of rock blocks using an NX-size (54 mm) diamond bit. Mostly, it is not possible to take samples for UCS experiments from all types of rocks. Also, sometimes it takes very long time to make the samples suitable for experimentation. Therefore, in cases where UCS experiment takes very long time and is very costly, researchers prefer index experiments where it is easy and fast to prepare samples. One of those experiments is shore scleroscope hardness experiment. There are a number of studies in literature where UCS value of rock formation is determined by the correlation between SH and UCS.

Some researchers have attempted to correlate SH with other mechanical properties of rocks. The SH has proved to be a valuable laboratory tool for the determination of rock hardness with good correlation to UCS (Atkinson et al., 1986). Judd and Huber (1961) obtained a linear relation between the SH and the UCS and reported a correlation coefficient of 0,71; while Deere and Miller (1966) on the basis of a large number of tests, found a relation between the logarithm of compressive strength and the SH and reported a correlation coefficient of 0,87, from tests on a wide range of rock types. Cargill and Shakoor (1990) evaluated empirical methods for predicting UCS. They found that the use of empirical equations was affected by the strength of the rock and was, in general, better at low to medium strength (up to about 150 MPa) than at higher strength. Holmgeldsdottir and Thomas (1998) tried the two Shore scleroscope models (D762, C2) to determine geomechanics properties of rocks. They were found to produce comparable results, this difference most likely lies within the UCS determination.



Koncagul and Santi (1999) established a model to predict the UCS of specimens using slake durability and SH with a correlation coefficient of 0,68. The research mentioned above indicates the ability to obtain a good relation between the UCS and the SH. Su et al. (2004), found a relation between SH value and Hardgrove (grindability) value noted a correlation coefficient of 0.91.

Deliormanli and Onargan (2000) showed that the impact resistance of marble might be predicted from Shore hardness on micritic rock samples. In addition, Altindag and Guney in their studies (2006), their aim is to identify and discuss the need for a method to determine standardized SH values, considering the specimen size effect, so that the SH, as an essentially nondestructive hardness measuring method, can be used as a reliable predictor of other mechanical properties of rocks, especially the UCS. In result, they suggest a new empirical equation was proposed to estimate size-corrected values of SH based on a critical specimen volume of 80 cm³.

Also Arioglu and Tokgoz, 1991; Li et al, 2000; Kahraman 2001; Bilgin et al, 2002; Goktan and Gunes 2005; Ozkan and Bilim 2008 employed schmidt hardness to predict UCS, to determine mechanical properties of rocks, performance of mining machinery and mining operations in their studies.

Since coal is a weak rock formation, it is not possible to take coal cores to find UCS value. Therefore, in this study shore hardness values are found by flattening the surfaces of cores (which are not suitable for UCS experiments). In the next phase, 7 cm7 cm×7 cm coal cores are cut from block samples and UCS experiments are performed. Average UCS values is found to be 12.15 MPa. In conclusion in this study, 95% probability the proportion of UCS value of GLI coal to it's SH is between 0.24 and 0.30. Finally, the coefficient to determine UCS using SH is found to be 0.27.

2. Shore Scleroscope Hardness

Hardness is one of the physical properties of rocks and the Shore Scleroscope Hardness (SH) is a suitable and economical method widely used for estimating rock hardness. According to the earlier publication by the International Society for Rock Mechanics entitled “Suggested Methods for Determining Hardness and Abrasiveness of Rocks” (ISRM, 1978), it is



suggested that for a reliable SH value a test specimen should have a minimal surface area of 10 cm^2 and a minimal thickness of 1 cm. The arithmetic mean of at least 20 readings taken on an entire horizontal test surface of the rock specimen can be considered as representative as the SH of rock (ISRM, 1978). The SH is measured on a calibrated scale which gives the SH value in its own units, ranging from 0–140. A major advantage of the SH value is that it can be obtained for relatively smaller prismatic rock specimens than are normally required for other mechanical testing methods in rock mechanics. The disadvantages of the test are that a large number of tests are required to yield a good measure of the average hardness and the measured hardness is sensitive to roughness of the specimen being tested (Altindag and Guney, 2005). There are two types of the machine which is used to compute shore scleroscope hardness values. These are model C and model D. Model C-2 is advised for use in rocks (Figure 1) (Karpuz&Hindistan, 2006).

Diameter	: 5.94 mm
Mass	: $2.300 \pm 0.500 \text{ g}$
Length	: 20.7 – 21.3 mm
Hammer fall height	: $251.2 + 0.13 - 0.38 \text{ mm}$



Figure 1. C-2 Type shore scleroscope device

3. Geological Formation of Coal Seam and Surrounding Rocks

Omerler coal basin is made up of Palaeozoic metamorphic schist and crystallized limestone on the base, and, discordant Mesozoic serpentized ultrabasic rock layer over it. The coal seam under production generally is middle hard, black and bright lignite. The base and top part of the seam is more pure whereas the middle part of the seam is more mixed. The clay stone over the seam shows weak character and therefore it is called soft clay stone. This dark grey formation lying on the main coal seam, which has a thickness between 30 and 80 cm in Figure 2.

The marl formation on top of soft clay stone is stronger and involves less moisture. This formation is called overlying clay stone. It is colored dark grey in Figure 2. The base clay stone lying under the coal seam is even more stronger than these layers of clay stone. It has light grey color in Figure 2. Finally, the main coal seam is denoted as 4 in Figure 2. Kose and others found in their study in 1994 that compressive strength of coal seam is 10 MPa using with estimation method (Table 1).

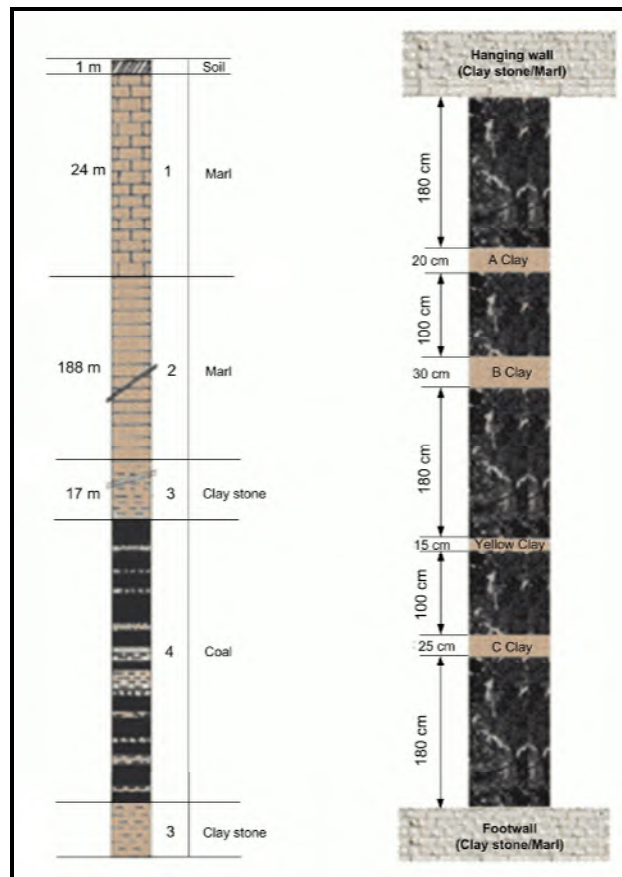


Figure 2. Coal seam and surrounding rocks



Table 1. Geomechanics and Physical Properties of Coal (Kose et al., 1994)

Properties	Coal
Unit volume weight (gr/cm^3)	1.3
Density (gr/cm^3)	1.44
Porosity (%)	9.72
UCS (kg/cm^2)	100.00 ⁽¹⁾
Internal friction angle (ϕ)	15-25 ⁽²⁾
Elasticity modulus, E (kg/cm^2)	17000 ⁽²⁾
Poisson rate, ν	0.25

(1) Prediction from drilling data, (2) Prediction from RMR classifications

4. Shore Scleroscope Values

Coal core samples surfaces are divided into squares of 0,5 cm (Figure 3). Each sample thickness is at least 2 cm. They are NX-size (54 mm). The average of 200 shore hardness values is found to be 45.67 (Figure 4).



Figure 3. Coal Samples of Shore Hardness Experiments

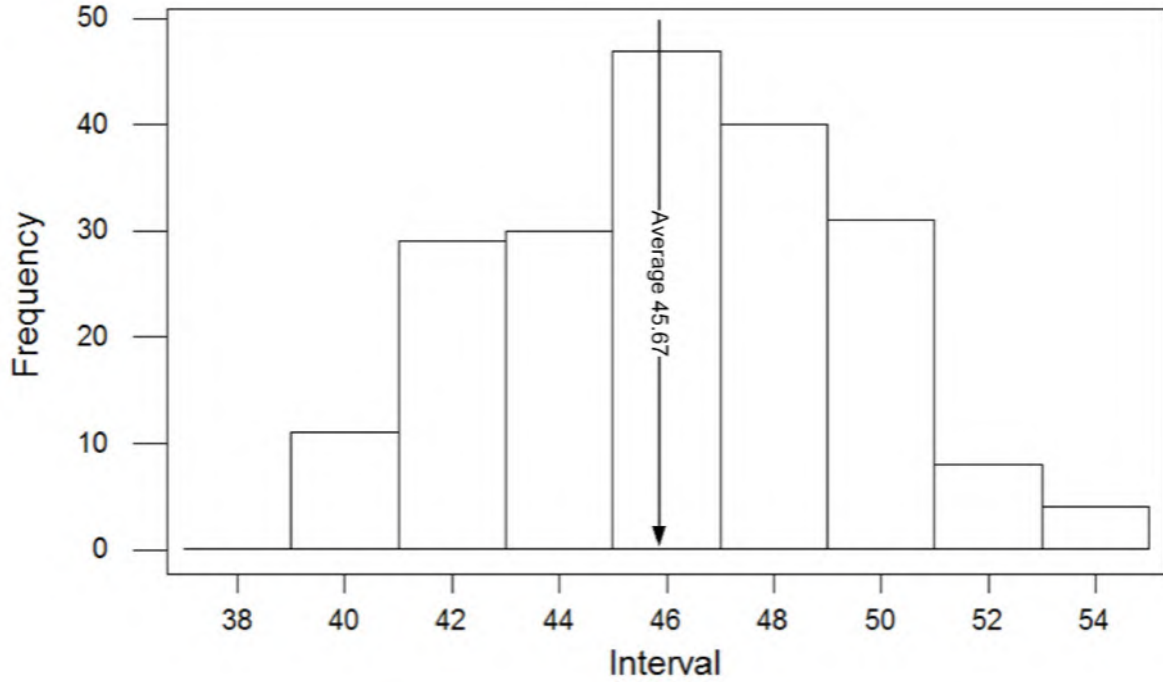


Figure 4. Histogram Graphic of Shore Sclerescope Values

5. UCS Experiments of Coal Samples

The coal block taken from the field is cut into 7cm×7cm×7 cm cubic samples according to ASTM D 2938 and TSE 2028 standards. 10 samples are achieved (Figure 5). Average UCS value of coal is found to be 12.15 MPa at the result of the experiments performed on these samples (Table 3, Figure 6). However, it took very much time and effort to prepare the samples and to prevent them from losing original humidity.



Figure 5. 7cm×7cm×7 cm dimensions of coal sample and after experiment view

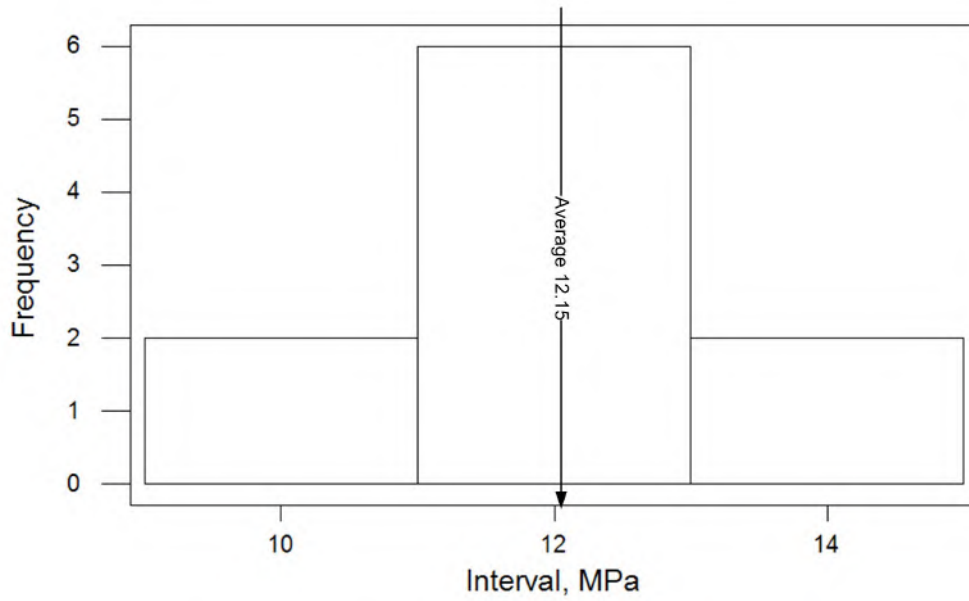


Figure 6. Histogram Graphic of the UCS values of Coal Samples

Table 2. The UCS values of Coal Samples (Ozfirat, 2007)

Sample No	Side measurements	Surface area(cm ²)	Failure load (kg)	UCS (MPa)	SH value
1	7.04 -7.04-7.06 7.03-7.04-7.04	49.56	5500	11.098	45.10
2	7.01-7.01- 7.01 6.99-7.01-7.04	49.14	7150	14.550	46.70
3	7.1-7.1-7.1 7.05-7.01-7.00	49.84	6100	12.239	44.79
4	7.01 -7.07-7.01 7.1-7.1-7.12	49.98	7210	14.426	46.55
5	7.07-7.03-7.02 7.02-7.03-7.02	49.42	4530	9.166	44.20
6	7.01-7.01-7.01 7.04-7.03-7.01	49.28	6020	12.216	43.85
7	7.04-7.03-7.02 7.01-7.02-7.01	49.28	5400	10.958	46.85
8	7.01-7.01-7.1 7.05-7.01-7.00	49.42	6300	12.748	48.35
9	7.03-7.03-7.01 7.01-7.02-7.01	49.28	6050	12.277	46.00
10	7.07-7.03-7.02 7.02-7.03-7.02	49.42	5850	11.837	44.35
Average				12.152±1.59	45.67±3.32

6. Results and Discussion

The average UCS value of coal (founding Section 5) is divided by each of the shore sclerescope experiment figures. By this way the coefficients of proportion between the UCS value and shore sclerescope hardness values are achieved. These coefficients are graphed according to their occurrence frequencies. The graph can be seen in Figure 7. Looking at this graph, it is assumed that the proportion coefficients (hence the shore sclerescope experiment results) are distributed normally.

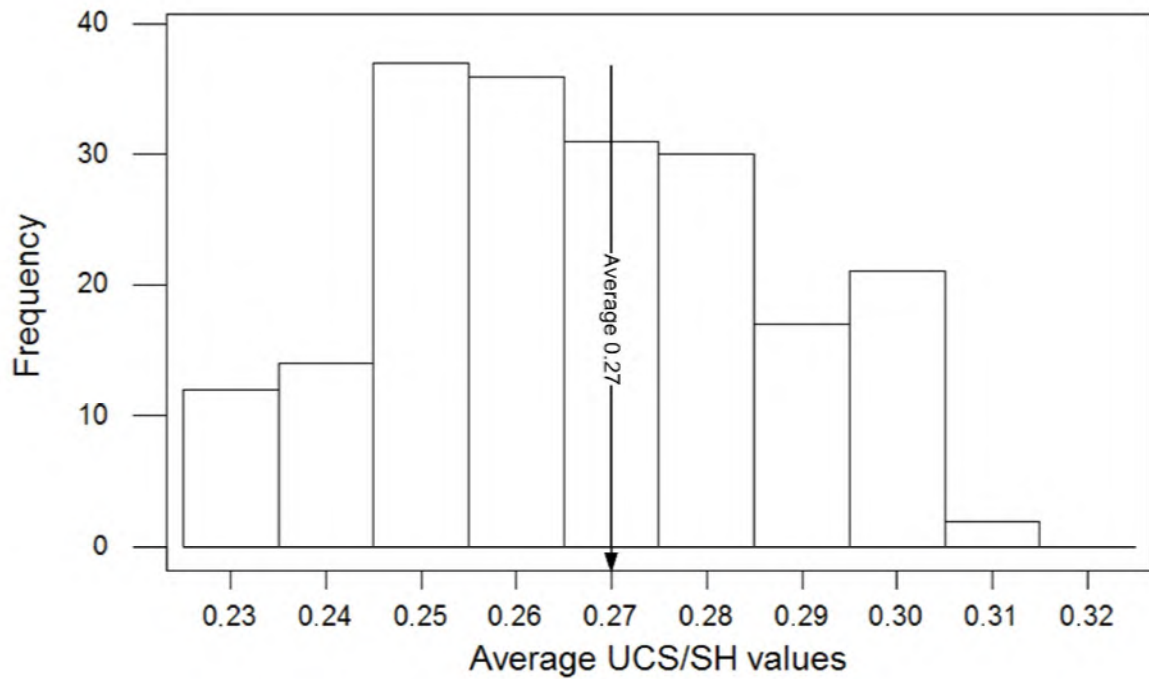


Figure 7. Occurrence frequencies of proportion coefficients between the UCS and SH values

The average and the standard deviation of the data in the graph is computed. The average turned out to be $\mu=0.27$ and the standard deviation turned out to be $\sigma=0.019$. Using the normal distribution table 95% confidence interval is found with the following equation.

$$[LB, UB] = [\mu - Z \sigma, \mu + Z \sigma]$$

Where

LB: Lower bound of confidence interval

UB: Upper bound of confidence interval

Z: Normal distribution value

Z= 1.65 for 95% confidence.



Therefore,

95% confidence interval:

$$[0.27 - 1.65 \times 0.019, 0.27 + 1.65 \times 0.019] = [0.24, 0.30]$$

This states that with 95% probability the proportion of UCS value of GLI coal to its SH is between 0.24 and 0.30. By this way, instead of performing the costly and time consuming UCS experiments, shore hardness experiments can be done and UCS values can be found using these confidence intervals.

7. Conclusion

GLI mine is one of the most important lignite mines of west Anatolian of Turkey. In this study, the coefficient to determine UCS using SH is found to be 0.27. The equation given below can be used to predict UCS of coal in the future field studies.

$$\text{UCS} = 0.27 \times \text{SH (in MPa)}$$

In conclusion, this equation will be beneficial in order to determine UCS value of coal which is very costly and hard to find according to laboratory standards.

Acknowledgements

Authors special thanks to during field studies TKI GLI management, mining engineers, workers and Torbalı Technical High School for helping coal sample preparation.

References

- Altındag, R. and Guney, A. (2005). Effect of the specimen size on the determination of consistent Shore hardness values, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 42, 153–160.
- Altındag, R. and Guney, A. (2006). ISRM Suggested Method for determining the Shore Hardness value for rock, *Int Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 43, 19–22.
- Arioglu E, Tokgoz N. Estimation of rock strength: rapidly and reliably by the Schmidt hammer. *J Mines Metals Fuels* 1991; Sept–Oct:327–330.



ASTM D 2938. Standard test method for unconfined compressive strength of intact rock core specimens. American society of agronomy inc, Wisconsin.

Atkinson, T., Cassapi, V.B., Sing, R.N., “Assessment of abrasive wear resistance potential in rock excavation machinery”, *Int. J. Min. Geol. Eng.*, (3), pp. 151-163, 1986.

Bilgin N, Dincer T, Copur T. The performance prediction of impact hammers from Schmidt hammer rebound values in Istanbul metro tunnel drivages. *Tunnel Undergr Space Tech* 2002;17:237–47.

Cargill, JS. and Shakoor, A., Evaluation of empirical methods for measuring the uniaxial compressive strength of rock. *Int. I. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, 1990, 27(6), 495-503.

Deere DU, Miller RP. Engineering classification and ind exproperties for intact rock. Urbana, IL: Department of Civil Engineering, University of Illinois; 1966. p. 90–101.

Deliormanlı, A.H., Onargan T., “An Investigation of the Correlation Between Hardness Index and Impact Resistance In Marbles”, *Journal of Engineering*, Vol:10 , 2000, India.

Goktan RM, Gunes N. A comparative study of Schmidt hammer testing procedures with reference to rock cutting machine performance prediction. *Int J Rock Mech Min Sci* 2005;42:466–77.

Holmgeirsdottir, TH & Thomas, PR. Use of the D-762 Shore Hardness Scleroscope Small Rock Volumes, *In. J. Rock Mech. Min.* Vol. 35, No. 1, pp. 85-92, 1998.

ISRM (International Society for Rock Mechanics), Commission on standardization laboratory and field results. Suggested Methods for determining hardness and abrasiveness of rocks. *Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr* 1978;15:89–97.

Judd WR, Huber C. Correlation of rock properties by statistical methods. *International Symposium on Mining Research*, February 1961, Rolla, Missouri.



Kahraman S. Evaluation of simple methods for assessing the uniaxial compressive strength of rock. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 2001;38: 981–994.

Karpuz, C. & Hindistan, MA (2006). *Rock Mechanics Principles, Applications*, TMMOB Mining Eng Chamber, p:346, Umit Inc, ISBN:9944-89-166-5 (in Turkish).

Kose, H. & Kahraman, B. (1999). *Rock Mechanics*, DEU Engineering Faculty Publish No:177, Third edition, İzmir (in Turkish).

Kose, H., Tatar, Ç., Konak, G., Onargan, T., Kızıl, M.S., (1994). TKI GLI Omerler Lignite Mine Strata Control, Stress and Convergence Measurements, DEU Engineering Faculty, Mining Eng. Dept., Project Report (in Turkish).

Koncagul, EC, Santi, PM (1999). Predicting the unconfined compressive strength of the Breathitt shale using slake durability, Shore hardness and rock structural properties *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 36, 139-153.

Li X, Rupert G, Summers DA, Santi P, Liu D. Analysis of impact hammer rebound to estimate rock drillability. *Rock Mech Rock Eng* 2000;33(1):1–13.

Ozfirat, M.K., 2007. Investigations on determining and decreasing the coal loss at fully-mechanized production in Omerler underground coal mine. Phd Thesis, Dokuz Eylul University Natural and Applied Sciences Institute, p: 189 (in Turkish).

Ozkan I, Bilim, N. A new approach for applying the in-situ Schmidt hammer test on a coal face. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 2008; 45:888–898

Su, O., Akcin, NA, Toroglu, I. The relationships between grindability and strength Index properties of coal, *Proceedings of the 14 th Turkey Coal Congress, 2004, Zonguldak, Turkey* (in Turkish).

TSE 2028. Determination of uniaxial compressive strength, Turkish Standards Institute, Ankara, (in Turkish).



Antalya Tufasının Fiziksel ve İndeks Özelliklerinin Belirlenmesi

Assessment of Physical and Index Properties of the Antalya Tufa

Nihat DİPOVA, Bülent CANGİR

Akdeniz Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Antalya

ÖZET

Karasal karbonat kayaçların adlandırılması için iki yaygın alternatif bulunmaktadır; traverten ve tufa. Tufa farklı çökeltim ortamlarında oluşan ve farklı yoğunluklarda çökeltim sonrası değişim gösteren bir kaya türüdür. Aynı birim içinde dayanımlı kireçtaşı özelliğinde kaya ile lös davranışı gösteren çökebilen zeminler bir arada bulunabilmektedir. Tufanın fiziksel özelliklerindeki bu denli farklılık, tufa malzemesinin indeks özelliklerine de yansımaktadır. Tufanın indeks parametrelerinin belirlenmesi, parametrelerin ilişkilendirilmesi ve tufaya özgü ayrıntıların belirlenmesi amacı ile Antalya'nın farklı bölgelerinden alınan 137 adet tufa örneği, ASTM C97 yöntemine göre kuru birim hacim ağırlık, toplam yoğunluk, su emme, görünür özgül ağırlık ve porozite deneyleri yapılmıştır. Tufanın boşluklu yapısı nedeni ile suya doyurma yönteminin önemli olduğu anlaşılmıştır. Vakumlu doyurma ile bulunan su emme değerlerinin, vakumsuz doyurma ile bulunan değerlere göre % 22 daha fazla olduğu anlaşılmıştır. Görünür özgül ağırlık değerlerinde vakumlu deneyde dağılım, vakumsuz deneye göre daha dar aralıktadır. Vakumlu ve vakumsuz deneylerin porozite değerlerine etkileri farklı tufa sınıfları için ayrı ayrı incelenmiştir. Farkın en yüksek olduğu tufa sınıfları masif ve bitki dokulu masif tufadır. En düşük fark klastik ve süngersi tufa sınıflarında gözlenmektedir. Bu çalışmada, Antalya tufasının jeolojik kökeni özetlendikten sonra, tufa kaya malzemesinin fiziksel ve indeks özellikleri sunulmuş, parametreler arasındaki ilişkiler regresyon analizi ile araştırılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Antalya, tufa, indeks parametreler.

ABSTRACT

There have been two general alternatives for naming terrestrial carbonate rocks; traverten and tufa. Tufa is a rock, which occurs in several sedimentary environments, after deposition it lives post depositional changes. Tufas having mechanical behavior identical to limestone and loess can be observed in a single area. Major changes on the physical properties can be seen in index properties as well. For determining tufa index properties and defining the peculiar to details of tufa; following ASTM C97 procedure, bulk density, porosity, dry density, water suction and wet density tests were carried out on 137 samples which were taken different region of Antalya. Because of high porosity of tufa, during the experiment, method of saturation appears very important. Water absorption values for tufa were found as %22 for vacuum saturation, much more than normal saturation tests. According to vacuum saturation tests results bulk density values are seen having less scattered than non-vacuum tests. Vacuum and non-vacuum saturation effects on porosity tests were investigated for tufa classes. Large differences have been observed for massive and plant tissue tufa, on the contrary, negligible difference has been recorded for clastic and spongy tufa. In this study after summarizing the geological origin of the Antalya tufa,



physical and index properties were presented, and relationship between these parameters were investigated via regression analysis.

Keywords: Antalya, tufa index properties

1- GİRİŞ

Karasal karbonat kayaçların adlandırılması ve sınıflandırılmasında farklı eğilimler bulunmaktadır. Kimi araştırmacılar (örn. Pentecost 1995) karasal karbonat kayaçların tümü için “traverten” terimini tercih ederken, kimileri ise (örn. Pedley 1990,) serin su çökelleri için “tufa”, sıcak su çökelleri için ise “traverten” terimlerini kullanmaktadırlar. Önceki bazı çalışmalarda (Karagüzel vd 1999, Burger 1990, Kılıç ve Yavuz 1994), Antalya’daki karbonat kayaçlar için traverten adlandırması yapıp, genelde 3 ya da 4 fasiyese ayrılarak incelenmiştir. Diğer çalışmalarda ise (Ford ve Pedley 1996; Glover ve Robertson 1998, 2003; Dipova ve Doyuran 2006a) Antalya Tufası adlanması tercih edilmiştir. Dipova (2002), Glover ve Robertson (2003) and Sarıgül (2005) Antalya’daki karbonat kayaçları, Pedley (1990) tarafından önerilen sisteme göre yeniden tanımlamış ve sınıflamışlardır. Tufanın mühendislik özellikleri Kılıç ve Yavuz (1994) tarafından 6 km² lik bir alandan alınan karot örnekler üzerinde yapılmıştır. Birim hacim ağırlık değerleri 13.2 ve 19.9 kN/m² aralığında, porozite 52.47 % ve 25.23 % aralığında ve tek eksenli basınç dayanımı değerleri 2.37 ve 19.0 MPa aralığında belirlenmiştir. Özçelik (1992) yakın bir bölgede yaptığı çalışmada benzer sonuçlar bulmuştur. Dipova ve Doyuran (2006b) zayıf çimentolu tufa birimlerinin çökme mekanizmasını araştırmıştır.

Tufa farklı çökelim ortamlarında oluşan ve farklı yoğunluklarda çökelim sonrası değişim gösteren bir kaya türüdür. Aynı birim içinde dayanımlı kireçtaşı özelliğinde kaya ile lös davranışı gösteren çökebilen zeminler bir arada bulunabilmektedir. Bu nedenle, bu çalışmada Antalya imar alanının tamamını kapsayacak şekilde örnekleme yoluna gidilmiştir. Antalya’da gözlenen tüm tufa sınıflarından örnek alınmıştır. Bu çalışmada, Antalya tufasının jeolojik kökeni özetlendikten sonra, tufa kaya malzemesinin fiziksel ve indeks özellikleri verilecek, ve parametreler arasındaki ilişkiler regresyon analizi ile araştırılacaktır.

2- TUFANIN JEOLJİK ÖZELLİKLERİ

Tufa, fiziko-kimyasal ve biyogenik yolla oluşmuş kalsiyum karbonat çökelidir. Traverten terimi de benzer bir terim olmakla birlikte, son zamanlarda yalnızca hidro-termal karbonat çökelleri için kullanılmaktadır. Diyajenez düzeyi önemsenmeksizin ılık su kalsiyum karbonat çökelleri için ise tufa terimi tercih edilmektedir (Ford ve Pedley 1996). İncelemelerde Antalya tufasında hakim olarak biyogenik kökenin belirlenmesi ve ılık su çökeli olması nedeni ile tufa terimi uygun görülmektedir (Dipova 2006a).

Antalya tufasında gözlenen yatay ve yataya yakın tabakalanma, hakim çökelim mekanizmasının görsel çökelim olduğunu göstermektedir. Ancak tünük kaynak yolu modeli tufa oluşumu için başlangıç teşkil ettiği düşünülmektedir. Bu modele göre yamaç aşağı akımda kurna şeklinde küçük basenler oluşmakta, bu basenler çökellerle dolup birleşerek düzlük alanları oluşturmaktadır. Oluşan bu düzlüklerde daha sonra daha geniş basenler olduğundan kalın tabakalı görsel çökeller oluşabilmektedir. Oluşan düzlüklerde akarsu sistemleri geliştiğinde örgülü ve menderesli nehir çökelleri oluşmakta ve düzlemsel



morfoloji güçlenmektedir (Dipova 2006a). Tufa oluşum modellerinden biri olan çağlayan modeli bir yüksek enerji ortamıdır. Falez üzerinden su türbülanslı olarak akar ve bu sırada falez üzerinde sucul bitkiler gelişir. Falezden sarkan yosunlar üzerinden su akarken, fiziko-kimyasal ve biyogenik mekanizmalarla yosunların üzeri kalsiyum karbonat ile kaplanır. Bu yolla perde şeklinde tufa kayacı oluşur. Perde şeklindeki kaya oluşumlarının arkasında düşey kör mağaralar gelişir. Tufanın nihai özelliklerinde çökelim ortamına ek olarak, çökelim sonrası değişimler (diyajenez) de etkili olmaktadır.

3- ANTALYA TUFASININ MÜHENDİSLİK ÖZELLİKLERİ

3.1. Materyal Özellikleri

Çökelim ortamı, diyajenez düzeyi ve ayrışma durumu tufa malzemesinin mekanik davranışı belirleyen önemli etmenlerdir. Fiziko-kimyasal oluşumun etkin olduğu çağlayan modelinde kalsiyum karbonat, alglerin ve ince köklerin etrafını sararak çökeler. Bu nedenle saçaklı ve boşluklu bir yapı sunar (Şekil 1-A, B). Akarsu modelinde ise havzanın üst bölümünden taşınan kırıntılı malzeme, akarsuyun içinden türeyen çimento ile bağlanarak klastik tufayı oluşturur (Şekil 1-C). Paludal çökelim ortamında ise sık suda çökelen ve sazların çevresini sararak borsal şekiller oluşturan tufa organik kısımların çürümesi ile boşluklu bir yapı oluşturur (Şekil 1-D). Lakustrin ortamda ise geniş ve derin su ortamında yavaş çökelimle ince taneli kalsit taneleri çökerek masif bir çökel oluşturmaktadır. Çökelim sonrası diyajenez sürecindeki kristallenme ile bu tür kayaçlar kireçtaşı benzeri bir davranış gösterir (Şekil 1-E). Ortamdan sert su geçişi ile ikincil kalsiyum karbonat çökelişi ve kalsit kristalizasyonu şeklinde devam eden diyajenez süreci, birincil oluşumu itibarı ile boşluklu ve zayıf kayaçların da dayanım kazanmasını sağlar (Şekil 1-F).

Akarsu modeli ve paludal modeli çökellerin yüzeye yakın genç birimleri, diyajenez geçirmediği için zayıf çimentolu karbonat kumu halinde bulunurlar. Kum ve silt boyutundaki kalsiyum karbonat tanelerin, sudan biyogenik veya fiziko-kimyasal yolla çökelen kalsiyum karbonat çimento ile bağlanması ile oluşurlar. Çimento menisküs bölgelerinde yoğunlaşmış olduğundan ve zemin kütlelerinin boşluk oranı $e=1$ civarında olduğundan, suyla temas halinde çimento çözülmekte ve yük altında ani deformasyonlar göstermektedir. Bu özelliği ile çökebilen zemin davranışına uygun zeminlerdir (Dipova, 2006b). Zemin özelliği sunan bir diğer unsur ise karstik ayrışmaya bağlı oluşan tümüyle ayrılmış tufa ve ayrışma sürecinin sonuç ürünü olan kırmızı kalıntı zemin (terra-rossa) dir. Karstlaşmaya neden olan asidik su, yüzeyden drene olarak tufanın kalsiyum karbonat bölümlerini ayrıştırarak bileşenleri iyonlar halinde bünyesine alarak uzaklaştırır. Suda çözünemeyen demir gibi bileşenler ise atmosfer ortamında oksitlenerek kalıntı zemini oluştururlar.

3.2. Kaya Kütle Özellikleri

Karot örneklerden önemli parametreler türetilmesine rağmen, kayacın temel zemini olarak davranışını etkileyen en önemli etken kayacın kütleli özellikleridir. Bir temel mühendisliği tasarımı için model oluşturulurken, kaya kütlesi sınıflama yöntemlerinden yararlanılarak kütle parametreleri belirlenmesi kaçınılmazdır.

Diğer kaya türlerinde karot yüzdesi (CR) ve kaya kalite göstergesi (RQD) kaya kütle davranışı hakkında önemli fikir veren parametrelerdir. Tufada ise karot yüzdesi ve RQD nin belirlenmesinde önemli zorluklar ortaya çıkmaktadır. Zayıf çimentolu veya karstlaşma ile zayıflamış bölgeler rotari sondajda su devir daimi ve mekanik örselenme sonucu

ufalanmakta ve karot elde edilememektedir. Tabaka ve eklemlerin söz konusu olmadığı bir kaya ortamda “0” a yakın RQD değerleri elde edilebilmektedir. RQD deki bu denli düşüş karot kaybı (core loss) nedeni ile ortaya çıkmaktadır.



Şekil 1. A) Düşey su akımı ile oluşan tufa, B) Soldaki örneğin kesit görünümü, C) Çimentolanmış kumdan oluşan klastik tufa, D) Paludal ortam çökeli bitki dokulu tufa, E) Masif tufadan bir SEM görüntüsü, F) Masif tufa.



4- TUFANIN İNDEKS ÖZELLİKLERİ

Sondaj kuyularından alınan 54 mm ve 66 mm çaplı, 137 adet karot örnek üzerinde birim hacim ağırlık, su emme, özgül ağırlık ve porozite deneyleri yapılmıştır. Numunelerin yoğunlukları 3 ayrı şekilde belirlenmiştir. Kuru birim hacim ağırlık kuru örnek ağırlığının, örnek hacmine bölünmesi ile bulunmuştur. Özgül ağırlık, örnek ağırlığının boşluklar dışındaki katı hacmine bölünmesi ile belirlenmiştir. Toplam yoğunlukta ise toplam hacim su altında tartma yolu ile belirlenmiştir. Boşluk hacminin belirlenmesi, kaya örneğinin suya doyurulması ve boşlukları dolduran suyun hacminin boşluk hacmine eşit olması ilkesine dayanarak sağlanmıştır. Su emme değerleri kaya tarafından emilen suyun kuru örnek ağırlığının yüzdesi olarak belirlenmiştir. Görünür porozite (n), boşluk hacminin toplam hacme oranıdır.

Özgül ağırlık, su emme ve porozite değerlerinin doğru belirlenmesi kaya gözeneklerinin suya doyurma verimliliğinden etkilenmektedir. Standard yöntemler (ASTM 1983) örneğin suya doyurulmasını 24-48 saat süre ile suya daldırma ile sağlanmasını öngörmektedir. Kaya örneği içinde hava kapanlarının kalması ve suya doygunluğu engellemesinin engellenmesi için vakum uygulanması gerekli olmaktadır. Vakumlu ve vakumsuz suya doyurma arasındaki farkların anlaşılması için, her iki yöntem de denenerek tufanın indeks parametreleri belirlenmiştir. Aşağıda hesaplamalarda kullanılan eşitlikler verilmektedir.

$$\text{Görünür Porozite (Vakumsuz)} = [(W2 - W0) / (W2 - W1)] * 100 \quad (1)$$

$$\text{Görünür Porozite (Vakum altında)} = [(W4 - W0) / (W4 - W3)] * 100 \quad (2)$$

$$\text{Su emme (Vakumsuz)} = [(W2 - W0) / (W0)] * 100 \quad (3)$$

$$\text{Su emme (Vakum altında)} = [(W4 - W0) / (W0)] * 100 \quad (4)$$

$$\text{Görünür özgül ağırlık (Vakumsuz)} = W0 / (W0 - W1) \quad (5)$$

$$\text{Görünür özgül ağırlık (Vakum altında)} = W0 / (W0 - W3) \quad (6)$$

$$\text{Toplam yoğunluk (Vakumsuz)} = W0 / (W2 - W1) \quad (7)$$

$$\text{Toplam yoğunluk (Vakum altında)} = W0 / (W4 - W3) \quad (8)$$

Burada: W0: kuru ağırlık
W1: daldırma ile doyurulan örneğin su içinde ağırlığı,
W2: daldırma ile doyurulan örneğin havada ağırlığı,
W3: vakum ile doyurulan örneğin su içinde ağırlığı,
W4: vakum ile doyurulan örneğin havada ağırlığı,

5- SONUÇLAR VE DEĞERLENDİRMELER

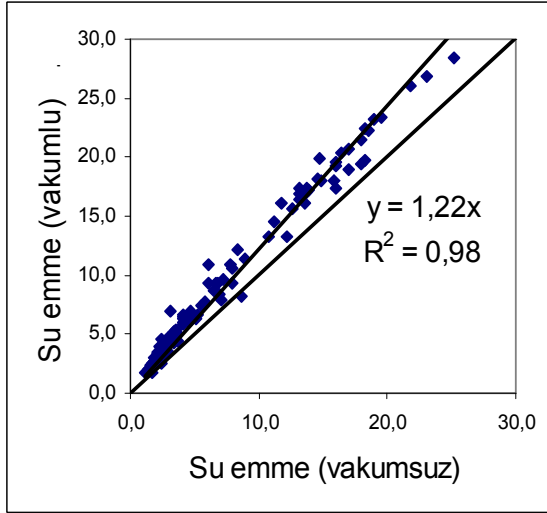
137 adet tufa örneği üzerinde ASTM C97 yöntemine göre belirlenen kuru birim hacim ağırlık, toplam yoğunluk, su emme, görünür özgül ağırlık ve porozite değerleri çizelge 1' de özetlenmiştir. Tufanın boşluklu yapısı nedeni ile doyurma yöntemi önemli olmaktadır. Vakum altında kaya örneği daha fazla suya doyduğundan, hesaplanan parametrelerde önemli farklar oluşmuştur. Şekil 2-A da vakumlu ve vakumsuz suya doyurma sonucu bulunan su emme değerleri arasındaki fark görülmektedir. Deney sonucunda bulunan değerler arasında % 98 korelasyon katsayısı ile ilişki bulunmuştur. Vakumlu doyurma ile bulunan su emme değerlerinin, vakumsuz doyurma ile bulunan değerlere göre % 22 daha fazla olduğu anlaşılmıştır. Benzer ilişkilendirme toplam yoğunluk değerleri için yapılmış, ancak iki yöntem arasında önemli bir fark olmadığı görülmüştür (Şekil 2-B). Görünür özgül ağırlık değerleri arasında önemli fark bulunmakla birlikte, ilişkide doğrusallık bulunmamaktadır. Vakumlu deneyde dağılımın, vakumsuz deneye göre daha dar aralıkta



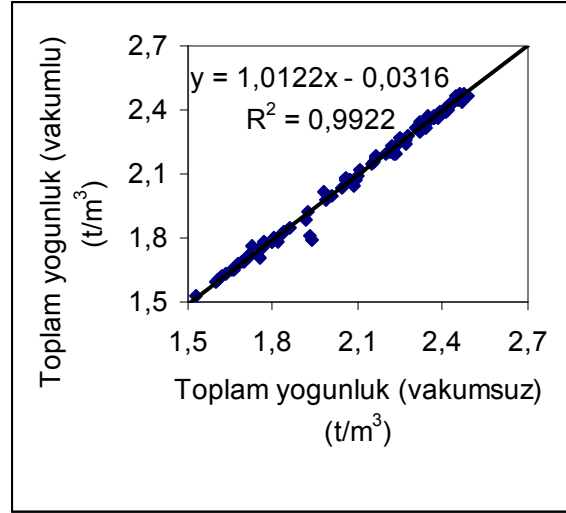
olduğu görülmektedir (Şekil 2-B). Porozite ile su emme değerleri arasında % 100 e yakın bir korelasyon katsayısı ile bir ilişki belirlenmiştir (Şekil 2-D).

Çizelge 1. Tufa örneklerin indeks parametreleri.

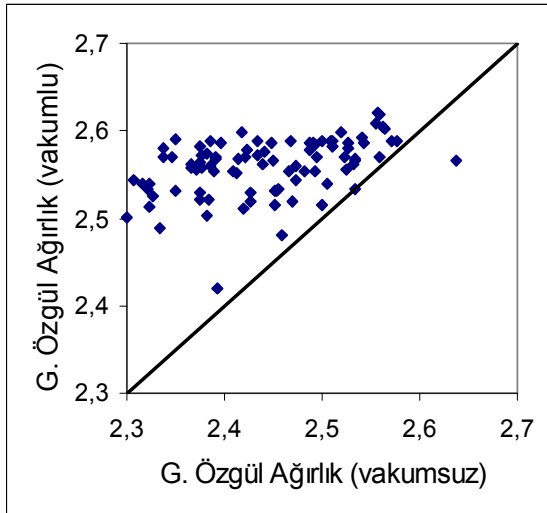
	KBHA (t/m ³)	Toplam yoğunluk (t/m ³)		Görünür Özgül Ağırlık		Görünür Porozite		Ağırlıkça Su emme (%)	
		Normal	Vakum	Normal	Vakum	Normal	Vakum	Normal	Vakum
En düşük	1,29	1,37	1,57	2,19	2,32	0,03	0,04	1,14	1,7
Ortalama	2,05	2,00	2,12	2,42	2,61	0,18	0,19	10,21	10,3
En yüksek	2,51	2,54	2,66	2,64	2,66	0,41	0,42	25,1	28,4



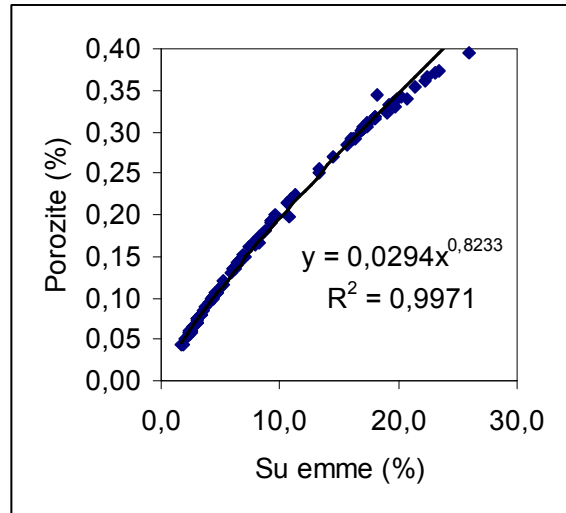
A



B



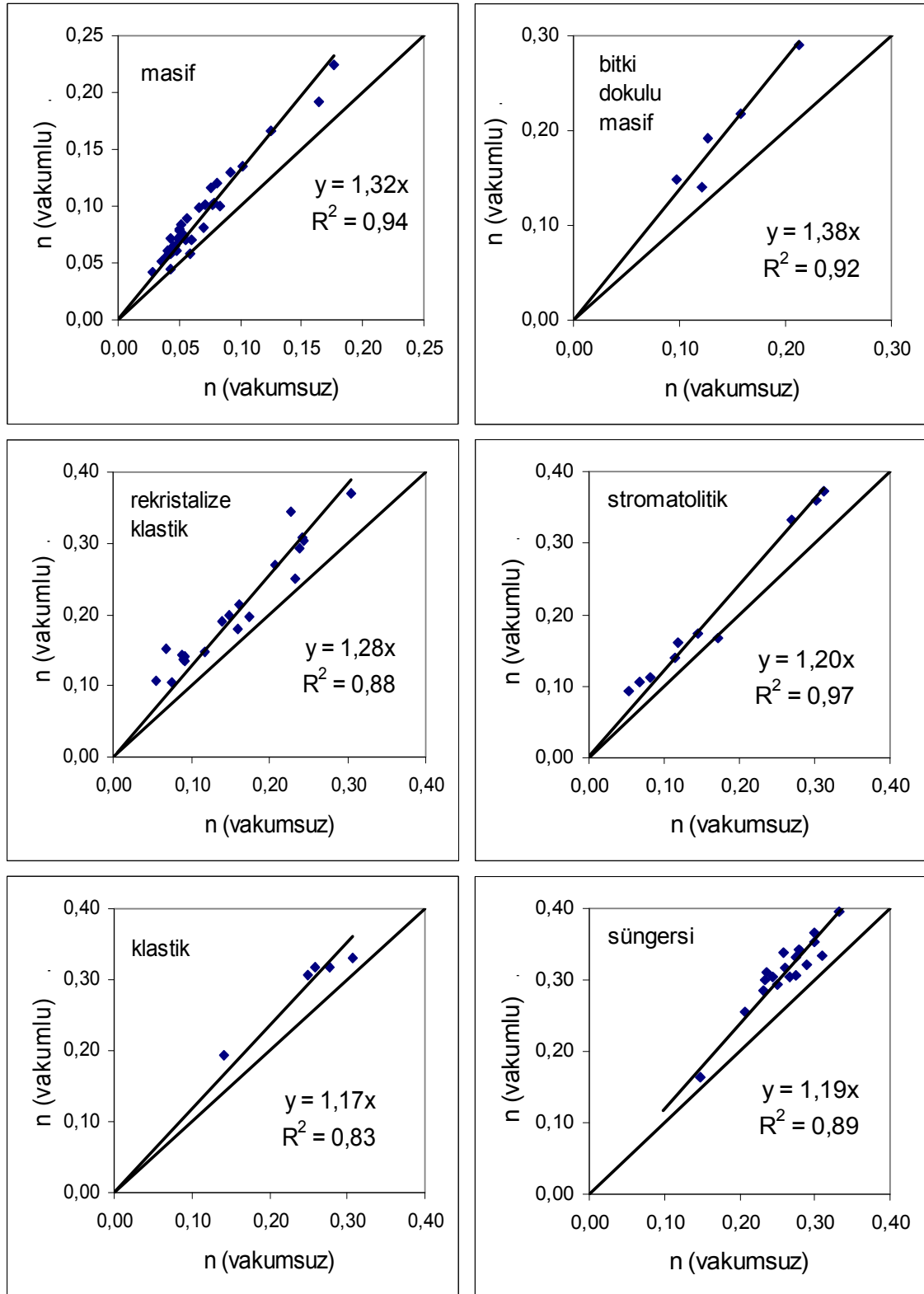
C



D

Şekil 2. Suyu doyurma yönteminin su emme (A), toplam yoğunluk (B) ve görünür özgül ağırlık deney sonuçlarına (C) etkisi. (D) Porozite ve su emme değerleri arasındaki ilişki.

Vakumlu ve vakumsuz deneylerin porozite değerlerine etkileri farklı tufa sınıfları için ayrı ayrı incelenmiştir. Farkın en yüksek olduğu tufa sınıfları masif ve bitki dokulu masif tufadır. Boşluk dolgu çimentosu ve rekristalizasyonun en fazla gözlemlendiği bu tufa sınıflarında vakumsuz doyurulamayan boşlukların olması nedeni ile bu denli farkın olduğu düşünülmektedir. En düşük fark klastik ve süngersi tufa sınıflarında gözlenmektedir. Diğer tufa sınıflarına göre porozite daha yüksek ve çimentolanma az olduğundan fark en az çıkmaktadır (Şekil 3).



Şekil 3. Suya doyurma yönteminin farklı sınıflardaki tufa örneklerinin porozite deney sonuçlarına etkisi.

Deneyisel çalışmalar sonucunda; tufada yapılacak incelemelerde örnek sayısının fazla tutulması, inceleme alanındaki tüm tufa sınıflarından örnekleme yapılması ve indeks deneyler yapılırken suya doydurmada vakum yöntemi kullanılmasının gerekli olduğu anlaşılmıştır.



KAYNAKLAR

ASTM. 1983. Absorption and bulk specific gravity of natural building stone. American Society for Testing and Materials, ASTM Designation C 97-83.

Burger, D., 1990, The Travertine Complex of Antalya/Southwest Turkey, Zeitschrift für Geomorphologie. Neue Forschung. Suppl.Bd. 77: 25-46.

Dipova, N., 2002, Collapse mechanism of the Antalya Tufa deposits. PhD Thesis, Middle East Technical University, Ankara, Turkey.

Dipova, N., Doyuran V., 2006a, Characterization of the Antalya (Turkey) tufa deposits, Carbonates and Evaporites, 21 (2): 144-160.

Dipova, N., Doyuran V., 2006b, Assessment of the collapse mechanism of tufa deposits, Engineering Geology, 83: 332-342.

Ford, T. D., Pedley, H. M., 1996, A Review of Tufa and Travertine Deposits of the World: Earth Science Review, v.41, p.117-175.

Glover, C. P., Robertson, A. H. F., 1998, Role of Regional Extension and Uplift in the Plio-Pleistocene Evolution of the Aksu Basin, SW Turkey: Journal of Geological Society London: v.155, p.365-387.

Glover, C. P., Robertson,, A. H. F., 2003, Origin of Tufa (Cool-Water Carbonate) and Related Terraces in the Antalya Area, SW Turkey, Geological Journal, 38: 329-359.

Karaguzel, R., Scholz, R., Ebel. B., 1999, Hydrogeological investigation of Antalya basin concerning the future domestic water needs of Antalya City (Turkey), Environmental Geology, 38: 2.

Kılıç, R., Yavuz S., 1994, Relationship between geotechnical properties of the Antalya Travertine (Turkey). Bull Int Assoc Eng Geol 50 :43–50.

Özçelik, M., 1992, Antalya yerleşim Merkezi Travertenlerinin Fiziko-mekanik Özellikleri ve 18L-19L paftalarının Jeoteknik Haritası, Akdeniz Üniv. Fen Bilimleri Enst., Yük. Lisans Tezi, Isparta.

Pedley, H. M., 1990, Classification and Environmental Models of Cool Freshwater Tufas: Sedimentary Geology, 68: 143-154.

Pentecost, A., 1995, The Quaternary Travertine Deposits of Europe and Asia Minor: Quaternary Science Review, 14: 1005-1028.

Sarıgül, A., 2005, Antalya yöresi traverten ve tufa oluşumlarının sedimantolojik, petrografik ve jeokimyasal özelliklerinin incelenmesi , Akdeniz Üniv. Fen Bilimleri Enst., Yük. Lisans Tezi, Antalya.



ATIK TANE BOYUNUN MACUN DOLGU DAYANIM VE MİKROYAPISINA ETKİSİ

THE EFFECT OF TAILINGS PARTICLE SIZE ON THE STRENGTH AND MICROSTRUCTURE OF PASTE BACKFILL

Ferdi CİHANGİR, Erol YILMAZ, Bayram ERÇIKDI, Ayhan KESİMAL

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 61080, Trabzon, Turkey

ÖZ

Çimentolu macun dolgu, zenginleştirme sonrası filtrelenmiş maden atıklarının su ve bağlayıcı maddeler ile karıştırılmasından oluşan bir malzemedir. Dolguyu oluşturan malzemelerin fiziksel, kimyasal ve mineralojik özellikleri dolgunun kalitesini etkileyen en önemli faktörlerdir. Atık tane boyut dağılımı, dolgu kalitesini etkileyen en önemli fiziksel özelliklerdendir. Optimum tane boyut dağılımı, karışım içerisinde her boyuttan belirli oranlarda malzeme bulunmasını gerektirmektedir. Macun dolguda kullanılan atık malzemenin tane boyutu küçüldükçe, su ile kaplanacak yüzey alanı artmakta ve macun dolgunun mikroyapısı daha gözenekli hale gelmektedir. Bu nedenle atık malzemenin optimum tane boyu dağılımının belirlenmesi, macun dolgunun dayanım ve duraylılığı açısından önem arz etmektedir. Bu çalışmada, macun dolgu bünyesinde 20 mikron altı ince malzemedan bulunması gereken optimum miktar belirlenmiştir. 20 µm altı malzeme içeriği ağırlıkça % 25 olan macun dolgu örnekleri, 28 günlük kür süresinde normal atıklara nazaran % 52 oranında daha yüksek dayanımla sonuçlanmıştır. Yapılan SEM analizleri, 20 µm altı malzeme miktarı %25 olan macun dolgu örneklerinin mikro yapısının normal örneklerle nazaran daha düşük poroziteli olduğunu göstermiştir. Elde edilen deney sonuçlarına göre atık malzemenin tane boyu dağılımı, macun dolgunun dayanım ve durabilitesi üzerinde önemli bir etkiye sahiptir.

Anahtar Kelimeler: Atık tane boyu, mikro yapı, macun dolgu dayanımı, duraylılık

ABSTRACT

Paste backfill (CPB) is a composite material of filtered tailings of the milling operation of mine with water and hydraulic binders. Physical, chemical and mineralogical properties of the materials composing backfill are the influential factors affecting the quality of CPB. Particle size distribution of the tailings is one of the most important physical factors influencing the quality of CPB. Optimal particle size distribution requires tailings materials consisting of all fractions in specific proportions. As the size of particles of tailings decreases, the surface of the tailings to be covered increases and, thus the microstructure of CPB becomes more porous. Hence, determining optimal particle size distribution of the tailings presents an important role for



strength and durability of CPB. In this paper, optimal material content finer than 20 µm essential for CPB mixture was determined. The CPB samples containing 25 wt% finer than 20 µm produced 52% higher strength value than those prepared with the mill tailings as received up to 28 days curing time. SEM observations indicate that the microstructure of the CPB samples containing 25 wt% finer than 20 µm had lower porous body regarding the samples produced from received tailings. According to the obtained results, tailings grain size distribution has an influential effect on the strength and durability of CPB.

Key Words: Tailings particle size, microstructure, paste backfill strength, durability

1. GİRİŞ

Dolgu; çimentolu kaya, yan kayaç, katı atık ve maden proses atıklarının kullanıldığı atık kontrol metotlarından biridir ve her atık kontrol tekniğinin birinci amacı çevresel açıdan zararlı ve tehlikeli atıkları çevreden izole etmektir. Kaya dolgusu, hidrolik dolgu ve macun dolgu, yeraltında açılan boşlukları doldurmak amacı ile kullanılan dolgu yöntemleridir.

Macun dolgu yöntemi, kaya dolgusu ve hidrolik dolguya göre daha ekonomik bir yöntemdir. Çevresel problemleri azaltması, yeraltında güvenli çalışma ve üretim ortamları sağlaması, yüzeyde oluşabilecek çökmeleri önlemesi, maksimum cevher üretimi sağlaması ve cevher üretim çalışmalarını hızlandırması macun dolgu yönteminin en önemli özellikleridir (Archibald, 1999; Benzaazoua vd., 1999).

Macun dolgu, maden proses atıkları, %3-9 oranında bağlayıcı madde ve %10-30 oranında karışım suyundan oluşmaktadır. Atık malzemenin fiziksel kimyasal ve mineralojik özellikleri, macun dolgu dayanım ve mikro yapısını önemli derecede etkiler (Benzaazoua vd., 1999; Kesimal vd., 2003; Fall vd., 2005).

Atık tane boyu dağılımı, dolgu kalitesini etkileyen en önemli fiziksel özelliklerdendir. Macun dolgunun yeraltındaki boşluklara yerleşinceye kadar kıvamını koruması ve nakliyesi, yerleşmesi ve dayanım özelliklerini kazanması için 20 mikron altı malzeme içeriğinin minimum %15 olması gerekmektedir (Brackebusch, 1994; Clark vd., 1995). 20 mikron altı malzeme içeriklerine göre atık malzemelere yönelik sınıflama aşağıda Çizelge 1'de verilmiştir (Landriault, 1995).

İyi bir tane boyu dağılımına sahip dolgu ve/veya zemin malzemesi için üniformluk katsayısı olan C_U (D_{60}/D_{10}) değerinin 4'ten büyük, eğrilik katsayısı olan C_C ($(D_{30})^2/(D_{10} \times D_{60})$) değerinin de 1-3 arasında olması istenir (Craig, 1995; Erçikdi vd., 2003; Yılmaz vd., 2004; Annor vd., 2006). Burada; D_{10} , etkili tane çapı olup toplam malzemenin % 10'unun; D_{30} , toplam malzemenin %30'unun ve D_{60} , toplam malzemenin %60'ının elek altına geçtiği tane boyunu göstermektedir.



Çizelge 1. Maden proses atıklarının boyuta göre sınıflandırılması

Table 1. Size distribution categories of the mine process tailings

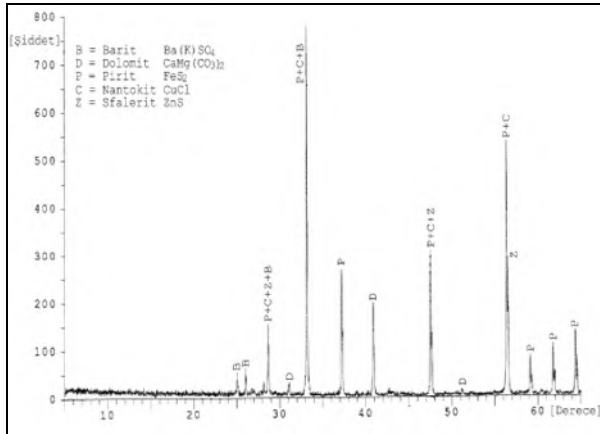
Atık grubu	20 µm altı miktar, (ağ. %)	7" slamp için katı oranı, (ağ. %)	Açıklama (su/çimento oranına göre)
İri taneli	15-35	78-85	Yüksek dayanımlı dolgu
Orta taneli	35-60	70-78	Nispeten iyi dayanımlı dolgu
İnce taneli	60-90	55-70	Düşük dayanımlı dolgu

Bu çalışmanın başlıca amacı, macun dolgunun dayanım ve duraylılığı bakımından -20 µm optimum malzeme miktarının belirlenmesidir. Ayrıca, 28 günlük kür süresi sonunda SEM analizleri gerçekleştirilerek tane boyutunun macun dolgunun geoteknik (porozite ve gözeneklilik) özelliklerine etkisi değerlendirilmiş ve dayanım ile ilişkilendirilmeye çalışılmıştır.

2. MALZEME VE METOD

2.1. Dolguyu Oluşturan Malzemeler

Atık örnekleri macun dolgu tesisinden vakumlu disk filtre çıkışından sınıflama yapmadan alınmıştır. Atık örnekleri üzerinde yapılan X-ışınları difraktometre (XRD) analizinde baskın mineral olarak pirit (>%75) görülmüştür (Şekil 1). Ayrıca atık örneği içinde az miktarda barit ve dolomit mineralleri bulunmaktadır.



Şekil 1. Atık örneklerine ait XRD grafiği.

Figure 1. XRD graph of tailings material

Atık tane boyu dağılımı Malvern Mastersizer S Ver. 2.15 ünitesi ile elde edilmiştir. Cevher atığının kimyasal analizi, spektrofotometre (K_2O ve Na_2O) ve atomik absorpsiyon spektrometre (AAS) ile yapılmıştır. Atık malzemesinin kimyasal ve fiziksel özellikleri Çizelge 2'de verilmiştir. Deneylerde bağlayıcı olarak PKÇ/B 32.5-R (CEM II-A) tipi portland kompoze çimento ve karışım suyu olarak da musluk suyu kullanılmıştır.



Çizelge 2. Atık malzemelerinin kimyasal bileşimi ve fiziksel özellikleri

Table 2. Chemical composition and physical properties of the tailings

Kimyasal bileşim (%)							
MgO	0.45	Fe ₂ O ₃	57.00	NiO	0.13	P ₂ O ₅	0.08
Al ₂ O ₃	1.44	S ⁻²	2.24	TiO ₂	1.04	K.K.	31.55
SiO ₂	3.26	K ₂ O	0.14	Cr ₂ O ₃	0.04		
CaO	0.74	Na ₂ O	0.26	Mn ₂ O	0.02	Topla	98.49
Fiziksel özellikler							
Özgül ağırlık	4.28	D ₆₀	26.84				
D ₁₀	1	C _u	26.84				
D ₃₀	7.25	C _c	1.96				

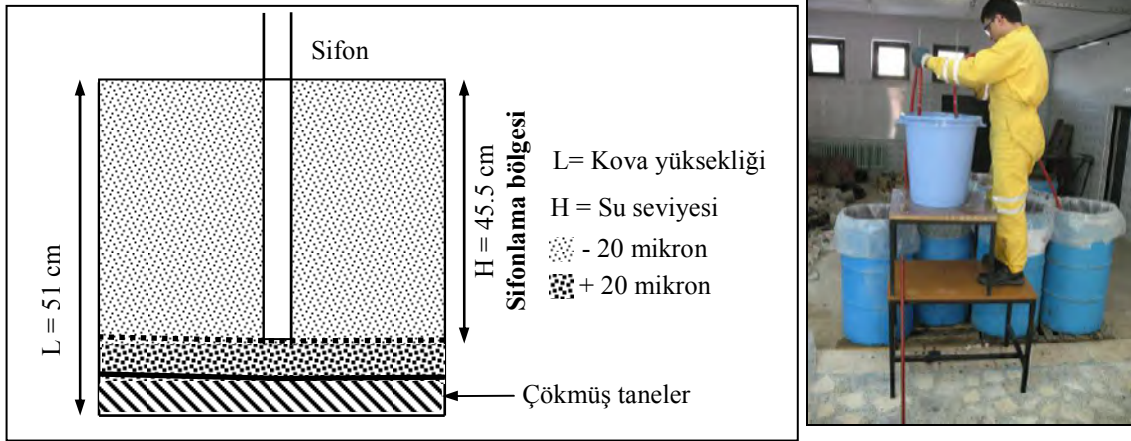
2.2. İnce Malzemelerin Uzaklaştırılması

Atıktan ince malzemenin uzaklaştırılması Stokes' (1891) ($V=(d^2 \cdot g \cdot (\rho_s - \rho_f)) / 18\eta$) bağıntısına dayanan sedimentasyon yöntemiyle gerçekleştirilmiştir. Burada V, Çökelme hızı (m/s); d; tane çapı (m); g, yer çekimi ivmesi (m/s^2), ($g=9.80665 \text{ m/s}^2$); ρ_s , tane yoğunluğu (kg/m^3); ρ_f , akışkanın yoğunluğu (kg/m^3); η , akışkan ortamın viskozitesi (su için $\eta = 0.001 \text{ Ns/m}^2$)'dir.

Dekantasyon, sedimentasyon yöntemlerinin en basiti, ucuzu ve yaygın olarak kullanılanıdır. Akışkan ortamdaki katı oranı %15'ten küçük olacak şekilde malzeme uygun bir kap içerisinde homojen bir şekilde karıştırılır ve katı tanecikler içindeki ince malzeme miktarını uzaklaştırmak için gerekli zaman boyunca iri ve ağır taneler çökmeye bırakılır. Bu işlemde değişik boyutlardaki tanelerin nihai çökelme hızları Stoke's bağıntısı kullanılarak hesaplanır.

Yapılan dekantasyon işleminin doğruluk sınırlaması Reynold numarası ($R=dxVx\rho_f / \eta$) ile belirlenmektedir. Burada R; Reynold sayısı; V, Çökelme hızı (m/s); d; tane çapı (m); ρ_f , akışkanın yoğunluğu (kg/m^3); η , akışkan ortamın viskozitesi (su için $\eta=0.001 \text{ Ns/m}^2$)'dir. Dekantasyon işleminin maksimum %5 hata ile yapılabilmesi için Reynold numarasının serbest çökelme koşulları için 0.2'den küçük olması gerekmektedir.

Çalışma kapsamında laboratuarda yapılan dekantasyon işleminde öncelikle katı oranı %12.5 olacak şekilde atık malzeme alınarak işlemin uygulanacağı kap içerisine konulmuş ve bir karıştırıcı vasıtası ile iyice karıştırılmıştır. Daha sonra laminar akış ortamı sağlanmış ve tanelerin çökelme zamanının sonuna kadar beklenilmiştir. Bekleme süresi bitince sifonlama derinliğine kadar sifonlama hortumları batırılmış ve sifonlama bölgesi sifonlanmıştır (Şekil 2).



Şekil 2. Atık malzemenin dekantasyonu

Figure 2. Decantation process of the tailings

Her bir dekantasyon işlemi, sifonlanan su berrak hale gelinceye kadar tekrar edilir. Çalışma boyunca her bir dekantasyon işlemi 10'ar tekrarlı yapılmıştır. Dekantasyon işlemiyle 20 mikron üstü atık malzeme alt akıştan, 20 mikron altı olan ince malzeme ise üst akıştan elde edilmiş ve çöktürme yöntemi ile katı sıvı ayırımına tabi tutulmuştur. Daha sonra 20 mikron altı ve üstü atık malzemeler belirli oranlarda karıştırılarak macun dolgu deneylerinde kullanılmıştır.

2.3. Macun dolgu numunelerinin hazırlanması

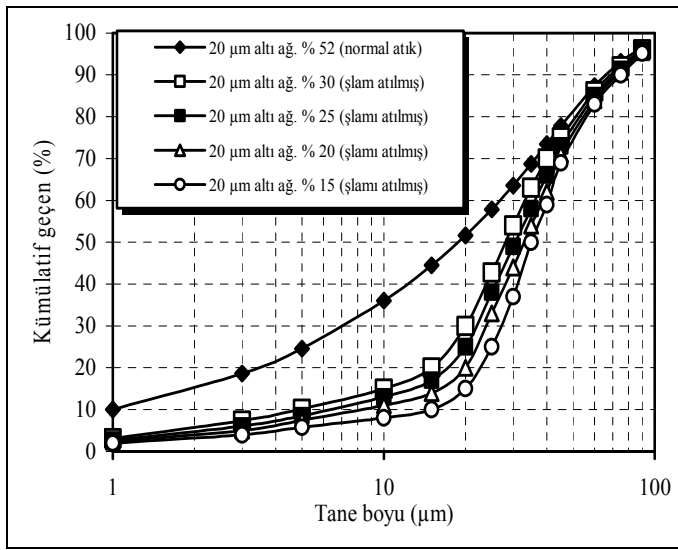
Dekantasyon yöntemi ile 20 mikron altı ve üstü olmak üzere atık malzeme öncelikle iki ayrı sınıfa ayrılmıştır. Daha sonra gruplandırılan atık örnekleri 20 mikron altı malzeme içeriği ağırlıkça % 15-30 aralığında olacak şekilde mikser ile, atığın ağırlıkça %5'i oranında çimento ve 6.5 inç (16.50 cm) slump (çökme) kıvama gelinceye kadar musluk suyu ilavesi ile homojen bir şekilde karıştırılmış ve örnekler 10 cm x 20 cm boyutlarındaki numune kalıplarına üçer adet yerleştirilerek drene olacak şekilde %80 nem ve 20 °C'de 28 günlük küre tabi tutulmuştur.

2.4. Dayanım testlerinin gerçekleştirilmesi

Her bir malzeme grubundan üçer adet hazırlanan macun dolgu örnekleri 28 gün sonunda, yükleme kapasitesi 50 kN olan bilgisayar kontrollü tek eksenli basınç ve deformasyon ölçer ünitesinde 0.5 mm/dk yükleme hızında test edilmiştir. Elde edilen tek eksenli basınç dayanımlarının ortalamaları alınarak her numune grubunun ortalama dayanımı hesaplanmıştır.

3. BULGULAR VE TARTIŞMA

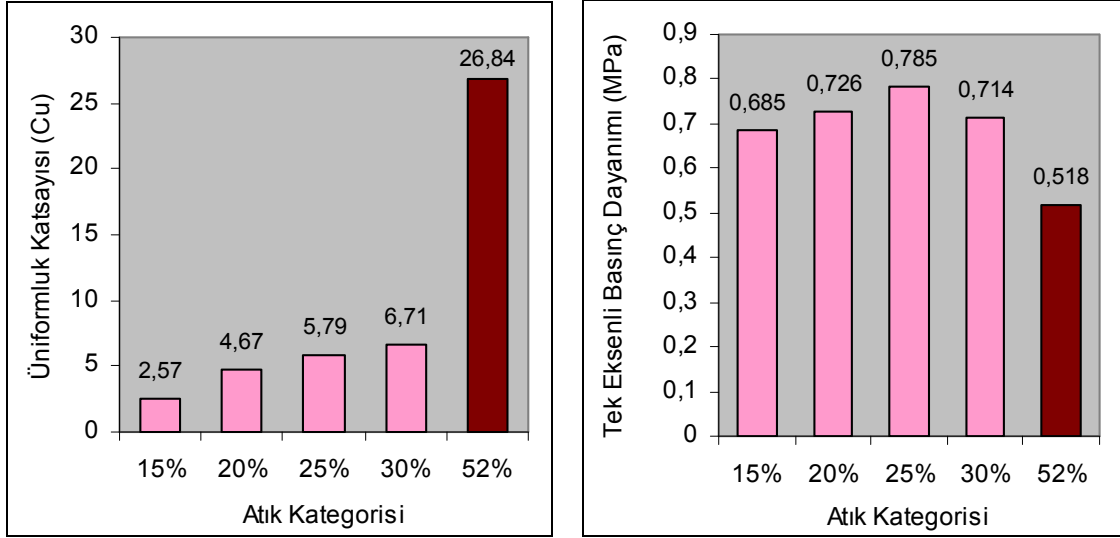
Çalışma kapsamında laboratuarda dekantasyon uygulaması için 20 μm boyutundaki taneyi suyun yüzey seviyesinden sifon tüpünün dip kısmına kadar çöktürmek için gerekli yükseklik olan sifonlama derinliği 45.5 cm (toplam sıvı yüksekliğinin yaklaşık %90'ı), çökme hızı 0.0682 cm/s ve çökme zamanı 11 dakika 7.2 saniye olarak hesaplanmıştır. Yukarıda hesaplanan terminal hız ve 20 mikron boyut için Reynold sayısı 0.014 olarak hesaplanmıştır. Yapılan dekantasyon işlemi ile gruplandırılan malzemelerin 20 μm altı içeriğine göre tane boyu dağılımları aşağıdaki gibidir (Şekil 3).



Şekil 3. Normal ve şlamı atılmış atıkların tane boyu dağılım eğrileri

Figure 3. Grain size distribution of received and deslimed tailings

20 μm altındaki malzeme içerikleri ağırlıkça % 15, % 20, % 25, % 30 ve normal atıkların üniformluk katsayıları (C_u) değerleri ve üretilen macun dolgu örneklerinin tek eksenli basınç dayanım sonuçları (UCS) aşağıda Şekil 4'te verilmiştir.



Şekil 4. 20 mikron altı malzeme içeriğine göre C_u ve 28 günlük UCS değerleri

Figure 4. C_u and UCS values of 28 days curing time containing tailings material finer than 20 μm

Yapılan hesaplamalara göre atık örneklerinin eğrilik katsayıları (C_c) da sırasıyla 1.14, 1.80, 2.13, 2.38 ve 1.96 olarak bulunmuştur. Yukarıdaki grafiklere bakıldığında en yüksek dayanım değeri 20 mikron altı malzeme içeriğinin %25 olduğu durumda elde edilmiştir. En düşük dayanım değeri ise atığın orijinal halindeki malzeme ile hazırlanan örneklerden elde edilmiştir. %25 oranında ince malzeme içeren atıktan hazırlanan macun dolgu örneği, normal atıktan hazırlanan örneklerle karşılaştırıldığında %52 oranında yüksek dayanım sonucu vermiştir.

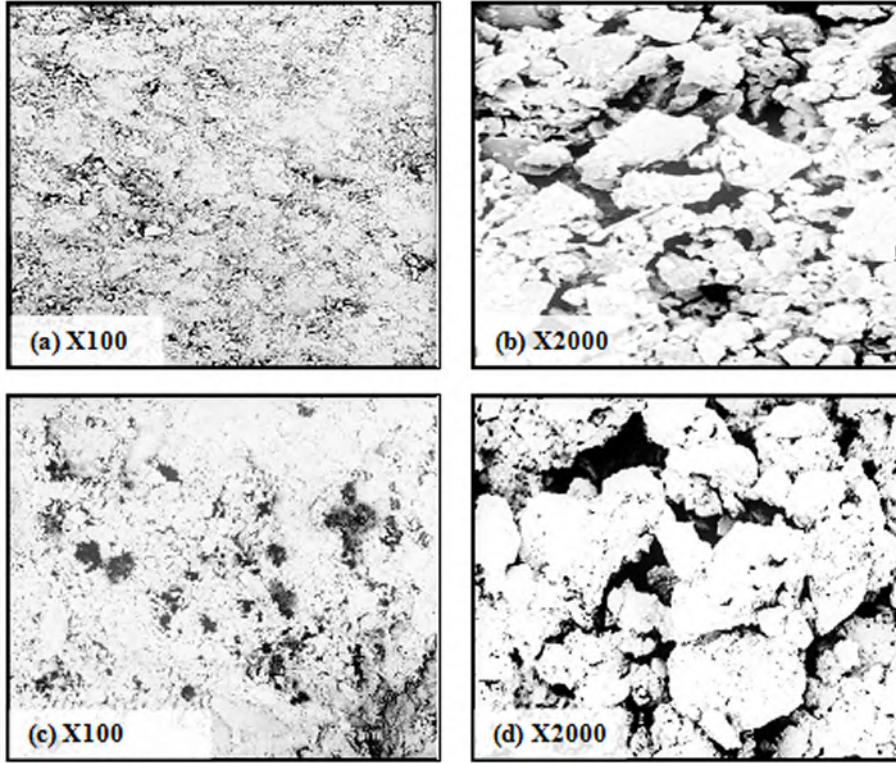
Broomfield, 2000, üniformalık katsayısı küçüldükçe, dolgu içindeki suyun süzülme kabiliyeti artar. Fakat dolguyu oluşturan taneler arasında fazla miktarda boşluk olacağından uygun bir dolgu olarak nitelendirilemez ve erken kürlerde dolguda sivilaşma potansiyeli oluşurken, uzun dönemde dolgu dayanım ve duraylılığında problemlerin meydana geldiğini ifade etmiştir.

Bu çalışmaya göre, üniformalık katsayısı esas alındığında 6'ya yaklaşan değerler için UCS değerleri büyürken, 4'ten küçük ve 6'dan büyük değerler için UCS değerlerinde düşme eğilimi görülmüştür.

Bu çalışmada elde edilen sonuçlara benzer şekilde, Kesimal vd., 2003, Fall vd., 2004 ve 2005 yaptıkları çalışmalarda, sabit çimento içeriği için iri taneli atık kullanılarak üretilen macun dolgu karışımlarında yüksek dayanım; ince taneli atıklar için ise düşük tek eksenli basınç dayanımları elde etmiştir.

Normal atık ve %25 oranında 20 mikron altı malzemeden hazırlanarak 28 günlük kür süresinde test edilen numunelerden alınan örnekler üzerinde SEM analizleri yapılmıştır (Şekil 5). SEM

fotoğraflarına baktığımızda 20 mikron altı malzemenin %25 olduğu durumda hazırlanan örneklerin yapılarının, normal atıkla hazırlanan örneklerle göre daha sıkı olduğu görülmektedir.



Şekil 5. Macun dolgu örneklerinin SEM fotoğrafları (a ve b %25 oranında -20 mikron malzeme içeren örnek, c ve d normal atık).

Figure 5. SEM image of CPB samples (a and b illustrates the samples containing 25 wt% finer than 20 µm, c and d illustrates the samples for received tailings)

Dolayısıyla SEM analizleri; macun dolgu matriks yapısı ile dolgu dayanımı arasında direkt bir ilişki olduğunu ortaya koymuştur. Macun dolguda kullanılacak atığa ait tane boyu ideal bir dağılım göstermiyorsa yada ince malzeme miktarı fazla ise nispeten düşük dayanım sonuçları elde edilmektedir. Şayet atık malzeme ideal bir boyut dağılımına sahipse taneler çimento hamuru ile daha iyi etkileşecek, boşluk oranı minimum düzeyde olacak ve daha yüksek dayanım sonuçları elde edilecektir.

Fall vd., 2005, yaptıkları çalışmada atık içindeki ince malzeme miktarının artması ile toplam porozitenin ve boşluk oranının arttığını; Erçikdi vd., 2008 ve Ouellet vd., 2008, yaptıkları çalışmada dolgu bünyesindeki boşluk oranının ve boşluk boyutunun küçülmesi ile basınç dayanımlarının arttığını ortaya koymuştur. Bu çalışmada da paralel sonuçlar elde edilmiştir.



Fall ve Benzaazoua 2004, yaptığı çalışmada; macun dolgu bünyesinde boşluk oranının artması ile birlikte bu boşluklarda ikincil mineral oluşumlarını, boşluklar etrafında oksidasyonların meydana geldiğini ve bu bölgelerde kılcal çatlaklar oluştuğunu, ayrıca sülfat atak nedeni ile taneleri birbirine bağlayan hidrasyon ürünü CSH jellerinin yapılarının bozulmasına neden olduğunu ifade etmektedir. Bu çalışmada da optimum tane boyu dağılımına sahip olmayan örneklerin uzun dönemde sülfat atak nedeni ile dayanım kaybına uğrayacağı ve duraylılık problemlerinin meydana geleceği düşünülmektedir.

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada değişik miktarlarda 20 mikron altı malzeme içeren atıklardan hazırlanan çimentolu macun dolgu örnekleri ile 28 günlük kür süreleri sonunda tek eksenli basınç dayanımı testleri gerçekleştirilmiştir. En yüksek dayanım değeri 20 mikron altı malzeme içeriği %25 olan atıkla, en düşük dayanım değeri ise normal atıkla hazırlanan örneklerden elde edilmiştir. %25 oranında ince malzeme içeren atıktan hazırlanan macun dolgu örneği normal atıkla hazırlanan örneklerden yaklaşık %52 oranında yüksek dayanım sonucu vermiştir.

Atık örneklerine ait üniformluk katsayısının 6'ya yaklaşan değerleri için dolgu dayanımı artarken, 4'ten küçük ve 6 dan büyük değerler için dolgu dayanımında düşme eğilimi gözlemlenmiştir.

28 günlük kür süreleri sonunda yapılan SEM analizlerine göre, 20 µm altı malzeme miktarı %25 olan macun dolgu örneklerinin mikro yapısının normal atık örneklerine nazaran daha düşük poroziteli olduğunu görülmüştür. Elde edilen deney sonuçlarına göre, macun dolguda kullanılacak atık malzemenin tane boyu dağılımı, macun dolgunun dayanım ve duraylılığı üzerinde önemli bir etkiye sahiptir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, 2005.112.008.1 No'lu Karadeniz Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projesi ile desteklenmiştir.

KAYNAKLAR

- Annor, A., Tarr, K., and Fynn, D., Mechanical properties of a composite backfill material, CANMET Mining and Mineral Sciences Laboratories, Natural Resources Canada, Project 602510: Proceedings of the Core Project on Deep Mining, B217-B230, Sudbury, Ontario.
- Archibald, J. F., 1999. Beneficial impacts of paste tailings on environmental hazard mitigation and engineering performance improvement, International Mining and Environment Congress, Peru, 537-548.



- Benzaazoua, M., Ouellet, J., Servant, S., Newman, P., and Verburg, R., 1999. Cementitious backfill with high sulfur content: Physical, chemical and mineralogical characterization, *Cement and Concrete Research*, 29 (5), 719-725.
- Brackebusch, F.W., 1994. Basics of paste backfill systems, *Mining Engineering*, 46, 10, 1175-1178.
- Broomfield, D.C., 2000. Liquefaction potential of paste backfill, M.Sc. Thesis, pp 168, Queen's University, Kingston, Ontario, Canada.
- Clark, C.C., Vickery, J.D. and Backer, R.R., 1995. Transport of total tailings paste backfill: Results of full-scale pipe test loop pumping tests, Report of Investigation, United States Bureau of Mines, RI 9573, ISSN 1066-5552, USA.
- Craigh, R., 1995. Soil Mechanics, Chapman & Hall Publisher, London.
- Erçikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H., ve Alp, İ., 2008. Drenaj koşullarının macun dolgu dayanımına etkisi. *Madencilik, TMMOB Maden Mühendisleri Odası Dergisi*, (baskıda).
- Ercikdi, B., Kesimal, A., Yilmaz, E., Deveci, H., 2003. Effect of desliming on the strength of paste backfill, *Proceedings of the X. Balkan Mineral Processing Congress, Mineral Processing in the 21st Century*, Varna, Bulgaria, 15-20 June, pp. 850-857.
- Fall, M., Benzaazoua, M., Ouellet, S., 2004. Effect of tailings of paste backfill properties. In: *International Symposium MineFill 2004*, 19-21, Beijing, China.
- Fall, M., and Benzaazoua, M., 2005. Modeling the effect of sulphate on strength development of paste backfill and binder mixture optimization, *Cement and Concrete Research*, 35, 2, 301-314.
- Fall, M., Benzaazoua, M., Ouellet, S., 2005. Experimental characterization of the influence of tailings fineness and density on the quality of cemented paste backfill, *Minerals Engineering*, 18, 1, 719-725.
- Kesimal, A., Erçikdi, B. and Yılmaz, E., 2003. The Effect of desliming by sedimentation on paste backfill performance, *Minerals Engineering*, 16, 10, 1009-1011.
- Landriault, D.A., 1995. Paste backfill mix design for Canadian underground hard rock mining, *Proceedings of the 97th Annual General Meeting of the CIM Rock Mechanic and Strata Control Session*, Nova Scotia, 652-663.
- Ouellet, S., Benzaazoua, M., Bussiere, B., Aubertin, M., 2008. Characterization of cemented paste backfill pore structure using SEM and IA analysis, *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 67, 2, 139-152.
- Yılmaz, E., 2003. Sülfür içeren maden atıklarından hazırlanan çimentolu macun dolgunun dayanımındaki gelişmelerin laboratuvar analizi, *Yüksek Lisans Tezi*, 94 s., Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon.



ELMAS KESİCİ DİSKLERLE MERMER KESME İŞLEMİNDE TESTERE PERFORMANSININ DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

İsmail UCUN¹, İ.Sedat BÜYÜKSAĞIŞ², Kubilay ASLANTAŞ¹

¹Afyon Kocatepe Üniversitesi, Teknik Eğitim Fakültesi, Makine Eğitimi Bölümü

²Afyon Kocatepe Üniversitesi, Meslek Yüksek Okulu, Mermer Teknolojisi, Teknik Programlar

ÖZET

Bu çalışmada, Çankırı mermerin kesilmesinde kullanılan soketin kesme performansları deneysel olarak incelenerek, optimize edilmiştir. Öncelikle endüstride hali hazırda kullanılan soket için kesme performans deneyleri yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar değerlendirilerek, yeni bir soket bileşimi tasarlanmıştır. Kesme deneylerinden önce, deneylerde kullanılan Çankırı kahverengi mermerin minerolojik ve fiziko-mekanik özellikleri belirlenmiştir ve her iki testere için performans deneyleri gerçekleştirilmiştir. Kesme deneylerinde bilgisayar kontrollü blok kesme makinesi kullanılmıştır. Kesme performans deneyleri birim zamanda kesilen kayaç miktarı göz önüne alınarak yapılmıştır. Her iki soket için kesici disk üzerinde oluşan teğetsel ve normal kuvvetler, güç, gürültü ve spesifik enerji değerleri saptanmıştır. Elde edilen sonuçlara göre, yeni tasarlanan soket hem spesifik enerji hem de kesme kuvvetleri açısından daha iyi bir performans sergilemiştir. Bununla birlikte, yeni soket için elde edilen kesme gürültü değerleri de daha düşük düzeyde gerçekleşmiştir.

Anahtar Sözcükler: Elmas kesici disk, mermer, kesme performansı, kesme kuvvetleri, spesifik enerji.

INVESTIGATION AS EXPERIMENTAL OF DISC PERFORMANCE IN MARBLE SAWING PROCESS WITH DIAMOND CIRCULAR SAW BLADE

ABSTRACT

In this study, sawing performance of diamond segment used in cutting of Cankırı brown marble was investigated as experimental and optimized. Firstly, the performance tests were carried out for diamond segment used as already in industry. Evaluating results obtained from the performance tests a new diamond segment was designed. Mineralogical and physical-mechanic properties of the Cankırı brown marble had been determined before cutting tests and the sawing performance tests were carried out for both diamond segments. A computer block cutting machine was used in the tests. The sawing tests were carried out according to a specific material removal rate. Tangential and normal forces acting on the disc, power consumption,



noise and specific energy were determined for both diamond segments. The results show that the new designed diamond segment has better performance than that of old segment. Besides the values of cutting noise are lower than that of the old diamond segment.

Key words: *Diamond saw blade, marble, sawing performance, cutting forces, specific energy.*

1. GİRİŞ

Elmas kesici diskler doğal taş endüstrisinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Kesici diskler, disk gövdesi ve elmas soketler olmak üzere iki parçadan meydana gelmektedir. Elmas soketler asıl kesme işlemini gerçekleştiren kesici takımlardır ve kesme işlemini etkileyen önemli faktörlerden birisidir. Bunlarla birlikte, kesilen kayacın minerolojik ve fiziko mekanik özellikleri de kesme işlemini etkileyen diğer bir unsurdur.

Mermer kesme işleminde disk üzerine etkiyen kuvvetler elmas soketin aşınmasına neden olmaktadır. Artan kesme derinliği ve kesme hızı elmas soket yüzeyine etki eden kuvvetleri önemli ölçüde etkilemektedir. Artan kesme parametreleriyle birim zamandaki iş hacmi artmakla birlikte soket aşınması da artmaktadır. Bu nedenle yapılan bir çok çalışmada da, soket yüzeyine etki eden kesme kuvvetleri (Tönshoff vd., 2002; Uzun vd., 2008; Xu vd., 2003), güç tüketimi (Xu, 2001) ve spesifik enerji (Ersoy ve Atıcı, 2004; Yu vd., 2004; Yu vd., 2008) konuları optimize edilmeye çalışılmıştır.

Mermer kesme işleminde değişken unsurlardan biride testere çapıdır. Endüstride genellikle 400-800-1200 mm çapında testereleler kullanılmaktadır. Bu nedenle Jennings ve Wright (1989) tarafından yapılan bir çalışmada farklı kayaç türleri, farklı çaplardaki testere ve çevresel hızlarla kesilmiştir. Çalışmada, elmas soket aşınmasına kayacın minerolojik özelliklerinin önemli rol oynadığı ve kayaç sertliğinin artmasıyla kesme işleminin zorlaştığı görülmüştür. Güç tüketimi de kayacın sertliği ile doğrudan ilişkili olduğu da elde edilen diğer bir sonuçtur. Büyüksağış ve Göktan (2005) ise yedi farklı kayacın kesilme davranışlarını bir blok kesme makinesi ile belirlemiş ve yapılan regrasyon analizleri ile karşılaştırmıştır. Çalışmada, spesifik enerji değerleri karşılaştırılmış ve sığ kesme derinliği ve düşük ilerleme hızlarında elmas kesicinin verimsiz olduğu saptanmıştır. Çalışmada, söz konusu kayaçlar için kesme derinliği ve ilerleme hızının artması ile testere performansının verimli olduğu belirlenmiştir. Liao ve Luo (1992) yaptıkları çalışmada granitin sinterlenmiş elmas soketler ile kesilmesi esnasındaki aşınma karakteristikleri deneysel olarak incelenmiştir. Kesme kuvvetlerinin ölçülmesi ile elde edilen aşınmalar arasında bağlantı sağlanmıştır. Aşınmanın artmasıyla kesme kuvvetlerinin arttığı görülmüştür. Kesme işleminde elmasların kırılması veya dökülmesi ani şok kuvvetlerin bir sonucu olarak geldiği vurgulanmıştır. Tönshoff vd. (1993) S/T blok kesme makinesinde kullanılan 900 mm çaplı bir testerenin doğal taş kesme işleminde kesme kuvvetleri ve sipesifik enerjileri elde edilmiştir.



Talaş derinliği ve kesme hızının artması ile normal ve teğetsel kuvvetlerinin arttığı görülmüştür. Ayrıca, çevresel hızın artması kesme kuvvetlerini düşürmektedir. Normal kuvvetler, teğetsel kuvvetlere göre daha büyük elde edilmiştir.

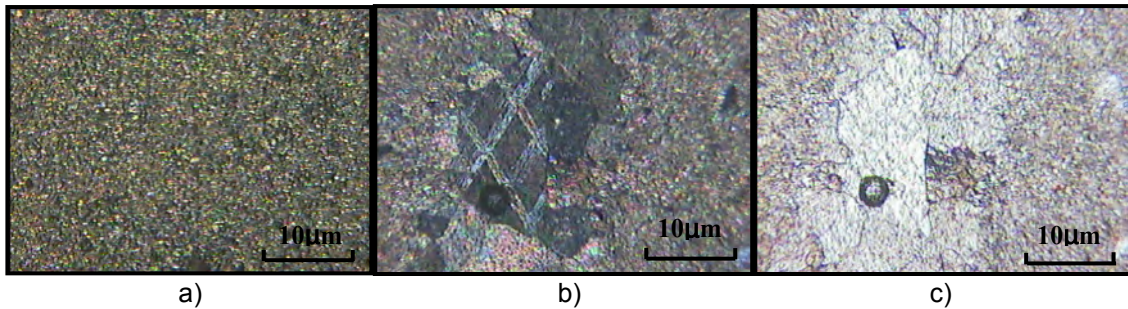
Bu çalışmada, Çankırı kahverengi mermerin kesilmesinde kullanılan soket üzerinde bazı modifikasyonlar yapılarak yeni bir soket tasarımı yapılmıştır. Daha önce kullanılan soket ile yeni tasarlanan soket aynı şartlarda kesme işlemine tabi tutulmuştur. Kesme performans deneyleri birim zamanda kesilen kayaç miktarı göz önüne alınarak yapılmıştır. Deneylerde her iki soket için kesici disk üzerinde oluşan teğetsel ve normal kuvvetler, güç, gürültü ve spesifik enerji değerleri elde edilmiştir.

2. MATERYAL VE METOT

2.1. Mermerin Minerolojik ve Fiziko-Mekanik Özellikleri

Kayaçın ince kesit incelemesine göre, kayaç 1.2 μm boyutlardaki kalsit kristallerden oluşmaktadır (Şekil 1 a). Ayrıca kayaçın büyük bir bölümünde değişik doğrultularda bir birini kesen 5-40 μm kalınlığında çatlaklar gözlenmiştir. Söz konusu çatlaklar bazı bölgelerde belirgin ikizlenme sunan sekonder kalsit dolgulardır (Şekil 1 b). Sekonder kalsit kristallerinin boyutu 20-40 μm arasında değişmektedir. Bazı bölgelerde ise, demir ve manganlı eriyikler çatlaklar boyunca kayaca yerleşerek hematit ve mangan minerallerini meydana getirmiştir (Şekil 1 c). Kayaçın kahverengimsi renk tonu, söz konusu minerallerden kaynaklanmaktadır. Kalsit minerallerinin kristal boyutunun çok küçük olmasıyla, hematit ve mangan minerallerinin varlığı kayaçın kesilebilirliğini olumsuz etkileyebileceği düşünülmektedir.

Çalışmada kullanılan Çankırı kahverengi mermer için yapılan kimyasal analiz sonuçları Çizelge 1'de verilmiştir. Ayrıca mermere ait fiziko-mekanik özellikler de Çizelge 2'de verilmektedir.



Şekil 1. a) Mikrokristalin kalsit mineralleri b) Sekonder kalsit minerallerinde ikizlenmeler, c) hematit ve mangan mineralleri.

Figure 1. a) Microcrystal calcite minerals, b) Mirrors in secondary calcite minerals, c) Hematite and manganese minerals.



Çizelge 1. Çankırı kahverengi mermerin kimyasal analiz sonuçları.

Table 1. Chemical analysis results of Çankırı brown marble.

CaO (%)	SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	MgO (%)	Kızdırma kaybı (%)
52.205	1.73	1.005	1.19	43.16

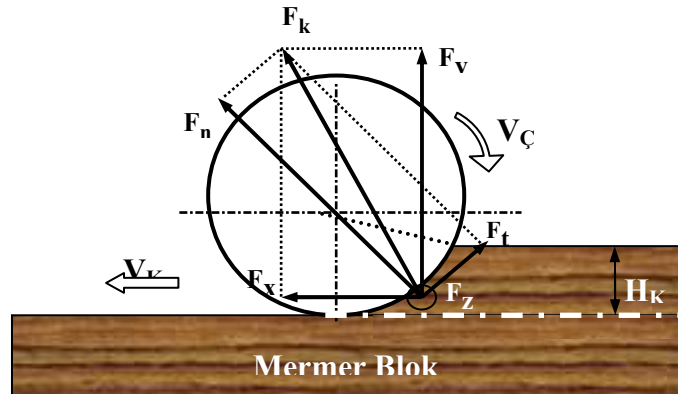
Çizelge 2. Çankırı kahverengi mermerin fiziko-mekanik özellikleri.

Table 2. Mineralogical and physical-mechanic properties of the marble.

Sertlik (Mohs)	3-4
Birim hacim ağırlık (g/cm ³)	2.71
Atm. Basıncında Su Emme (%)	0.1
Tek Eksenli Basınç Direnci (MPa)	79.13
Çekme Dayanımı (MPa)	9.8
Eğilme Direnci (MPa)	14.48
Gözeneklilik Derecesi (%)	0.9
Ortalama Aşınma Direnci (cm ³ /50 cm ²)	21.8
Schmidt Sertlik (ISRM)	68.7

2.2. Analitik Metot

Mermer kesme işleminde kayacın özelliği diskin performansı açısından belirleyici bir faktördür. Doğal olarak çıkartılan mermerin sertlik indeksleri farklılık gösterdiği için diski farklı şekillerde zorlayabilmektedir. Kesilen mermerin özelliği yanında kesme hızı, talaş derinliği, ilerleme ve soğutma sıvısının etkisi önemli kesme parametreleridir. Şekil 2’de mermer kesme esnasında diske etkiyen kesme kuvvetleri ve doğrultuları verilmiştir. Mermer kesme işleminde diske etkiyen F_x ve F_y kuvvetleri yine kesme kuvveti olarak adlandırılan F_t , F_n ve F_k kuvvetleriyle doğrudan ilişkilidir.



Şekil 2. Mermer kesme esnasında diske etkiyen kuvvet bileşenleri.

Figure 2. Force components acting on disc in the marble sawing process.



Kesme kuvvetleri deneysel olarak üç boyutlu dinamometre ile ölçülebilmektedir. Bu kuvvetler göz önüne alınarak normal (F_n), kesme (F_k) ve teğetsel (F_t) kuvvetleri hesaplanabilir. Elde edilen bileşke kuvvetlerine bağlı olarak kesme kuvveti,

$$F_k^2 = F_x^2 + F_y^2 \quad (1)$$

şeklindedir. Burada, F_x ve F_y kuvvetleri x ve y yönündeki bileşke kuvvetlerdir. Kesici disk üzerine gelen teğetsel kuvvet güç ve çevresel hıza bağlı olarak (Xu vd., 2002),

$$F_t = \frac{P}{V_c} \quad (2)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Burada, P (W) güç ve V_c (m/s) çevresel hızdır. Normal kuvvetler ise, kesme ve teğetsel kuvvetlere bağlı olarak,

$$F_n^2 = F_k^2 - F_t^2 \quad (3)$$

şeklindedir. Doğal taş endüstrisinde kesme verimliliğinin en önemli kriterlerden bir tanesi de spesifik enerji (SE) kavramıdır. Spesifik enerji (SE), kayacın birim zamanda birim hacmini kesmek için gerekli enerji miktarını ifade etmektedir. Özellikle bu sektörde, birim zamanda yüksek üretim miktarlarının düşük enerji tüketimiyle gerçekleştirilmek istenmesi spesifik enerjiyi önemli kılmaktadır. SE enerjinin hesaplanmasında değişik yöntemler kullanılsa da, genellikle birim zamanda kesilen kayaç hacmine, güce veya teğetsel kuvvete bağlı olarak hesaplanmaktadır. Buna göre spesifik enerji,

$$SE = \frac{P * t}{Q_w} \quad (4)$$

ile ifade edilir. t (sn) kesme zamanı ve Q_w (cm³/dk) ise kesilen kayacın hacmini ifade etmektedir. Denklem 4'den de görüldüğü üzere birim zamanda kesilen hacmin artması SE'nin azalmasına neden olmaktadır.

2.3. Deneysel Yöntem

Çalışmada, Çankırı kahverengi mermer için kullanılan kobalt matriksli soket B1 olarak, yeni tasarlanan bronz matriksli soket ise B2 olarak isimlendirilmiştir. Yapılan bir dizi ön deney sonrası bütün deneylerde çevresel hız 30 m/s sabit olarak alınmıştır. B1 testeresi ile geniş bir Q_w aralıkta test edilmiştir. B2 testere ile varyasyon deneyleri yapılarak geniş aralıkta ve çok sayıda deney yapmak yerine, optimal değerleri temel alarak, sadece performans analizleri yapılmıştır.



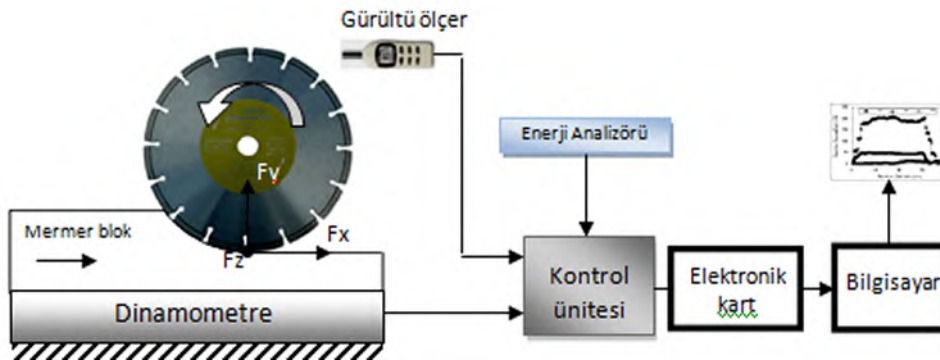
Kesme esnasında soğutma sıvının debisi 15 lt/dk olarak alınmıştır. Çalışmada kullanılan her iki elmas soketin özellikleri Çizelge 3'de verilmiştir. Yapılan varyasyon ve ön deneyler sonrasında soket matriksinin yeterince yumuşak olmadığı dolayısıyla yeterince aşınıp yüzeyini yenilemediği anlaşılmıştır. Bunun sonucu olarak ta elmas taneciklerinin yüzeye çıkması zorlaşacaktır. Bu nedenle yeni tasarlanan soketin matriksi daha yumuşak bir malzeme olan bronz seçilmiştir. Ayrıca, elmas tane büyüklüğü de bir miktar artırılmıştır. Kesici diskin çapı 400mm ve çevresinde 24 diş bulunmaktadır.

Çizelge 3. Elmas kesici disklerin özellikleri.

Table 3. Properties of the diamond saw blades.

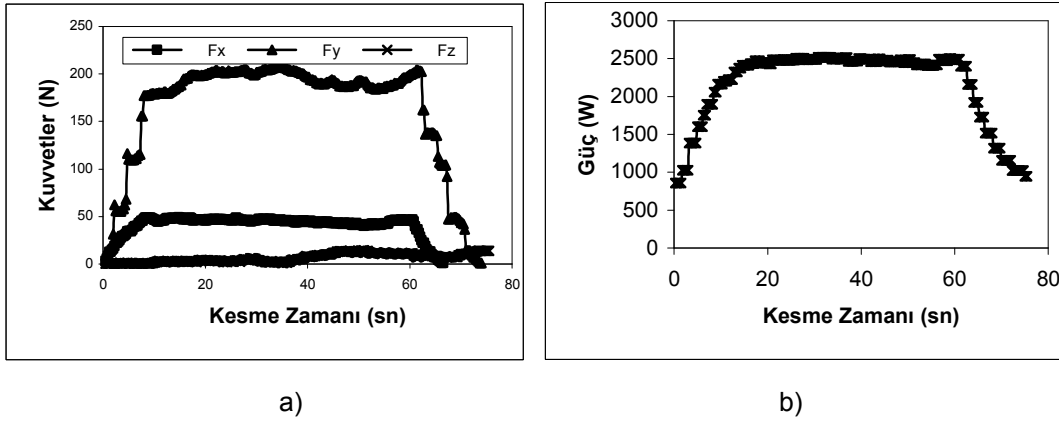
Testere tipi	Matriks	Konsantrasyon	Tane büyüklüğü (μm)
B1	Kobalt	25	40-50
B2	Bronz	25	50-60

Kesme işlemlerinde kullanılan deney düzeneğinin şematik görünümü Şekil 3'de verilmektedir. Kesme kuvvetlerinin ölçülmesinde ESIT marka üç yönlü piezoelektrik bir dinamometre kullanılmıştır. Dinamometreden elde edilen sonuçlara örnek teşkil etmesi için F_x , F_y ve F_z kuvvetlerinin kesme zamanına bağlı değişimi Şekil 4 (a) da verilmiştir. Testlerdeki güç ölçümleri, mermer kesme cihazının kontrol ünitesinde yer alan enerji analizörü kullanılarak yapılmıştır. Enerji analizörü, dairesel testereyi döndüren ana motora bağlı olup, değerlerin okunmasında bir yazılım kullanılmış ve elde edilen datalar RS-232 kablo bağlantısıyla bilgisayara aktarılmıştır. Enerji analizörü ile elde edilen gücün kesme zamanına bağlı değişimine bir örnek grafikte yine Şekil 4 (b) de verilmiştir. Deney cihazında 5.5 kW güce ve 36.7 Nm lik bir torka sahip motor kullanılmıştır. Kesme deneylerinde gürültü ölçümleri makine üzerine yerleştirilen gürültü ölçer ile sağlanmıştır.



Şekil 3. Bilgisayar kontrollü blok kesme makinesinin şematik görünümü.

Figure 3. Schematic illustration of the computer controlled block cutting machine.

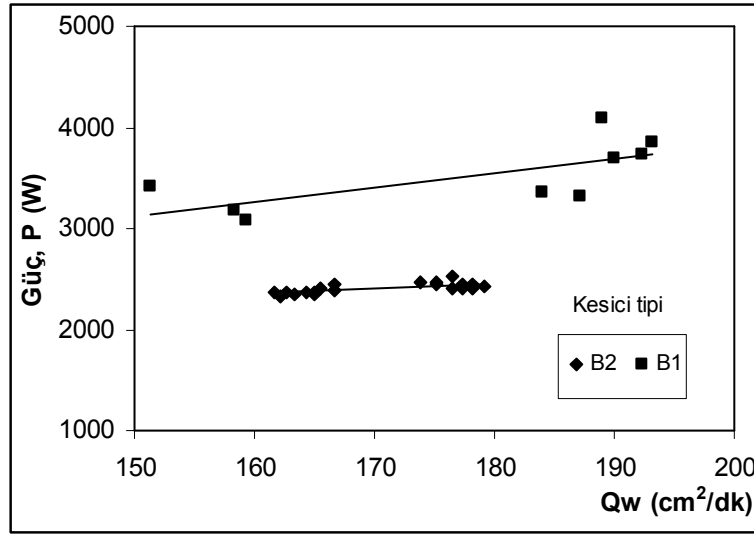


Şekil 4.a) F_x , F_y ve F_z kuvvetlerin değişimi b) Tüketilen gücün zamanla değişimi.

Figure 4. a) Variation of F_x , F_y and F_z forces b) Variation of power consumption with time.

3. DENEYSEL ÇALIŞMALAR VE TARTIŞMA

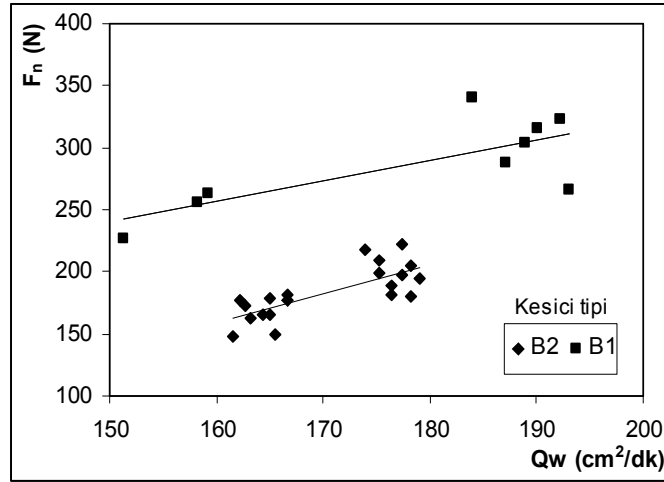
Şekil 5'de B1 ve B2 testerelerinin birim zamanda Çankırı Kahverengi mermerin kesilmesinde elde edilen güç değerleri verilmiştir. B2 testeresi B1 testereye göre daha az güç harcadığı açıkça görülmüştür. Kobalt matriks yapısına sahip olan B1 testeresinde elde edilen güç değerleri Q_w nin artmasıyla artış göstermiştir. Kobalt elementi elmas soketlerde sertlik ve aşınma dayanımını artırmaktadır. Genellikle, kobalt matriks bileşimine sahip elmas soketler sert ve dayanımı yüksek kayalarda tercih edilmektedir. Bu sayede elmas soket aşınması ile elmas tanecik aşınması arasındaki optimum aralık sağlanmaya çalışılmıştır. Mermer kesme işleminde kobalt matriksli soketin kullanılması ile diskin performansı düşmektedir. Bronz matriksli soketin ise, diğerine göre daha az güç harcadığı ve Q_w oranının artmasıyla gücün yatay bir seyir/yol izlediği görülmüştür. B2 ile yapılan kesme işleminde, B1'e göre kesme için harcanan güç'te ortalama % 35 lik bir azalma meydana gelmiştir. Güç değerinde elde edilen bu değer elektrik enerjisine de doğrudan yansiyacaktır. Dolayısıyla mermer kesme işleminde üretim maliyetini en aza indirmek, uygun kesme parametreleri seçiminin yanı sıra uygun soket kullanımıyla da yakından ilişkilidir.



Şekil 5. İki farklı testere ile birim zamanda kesilen kayaç miktarına bağlı olarak gücün değişimi.

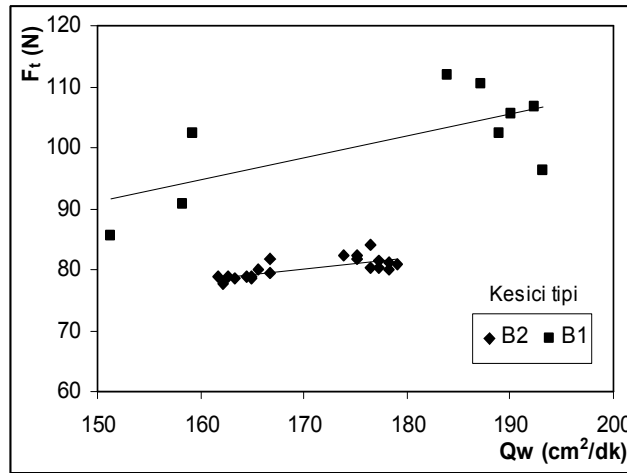
Figure 5. Variation of the power depending on specific material removal rate for both segment types.

B1 ve B2 testerelerinin harcadığı gücün yanında, kesme anında oluşan kuvvetler de önemli bir faktördür. B1 ve B2 testereleri için birim zamanda kesilen kayaca ait normal (F_n) ve teğetsel (F_t) kuvvetler Şekil 6 ve 7’de verilmiştir. Tasarlanan yeni testere (B2) ile güç değerlerinde elde edilen sonuçlara paralel olarak teğetsel ve normal kuvvetler de azalmıştır. Özellikle F_n kuvvetinin soket aşınması üzerindeki etkisi göz önüne alındığında, B2 testerelerinin daha uzun ömürlü olacağı söylenebilir. B2 testeresi ile F_n kuvvetleri ortalama %60 kadar azalırken, F_t kuvvetleri ise %20 kadar azalmıştır. Şekil 7’de dikkati çeken bir unsur ise; B1 testeresi için teğetsel kuvvet artan Qw miktarıyla artma eğilimi gösterirken, B2 testeresi için teğetsel kuvvetin daha az arttığı görülmüştür. F_t kuvveti, kesme doğrultusunu belirleyen kuvvettir. Dolayısıyla B2 testerelerinin kesme esnasında daha kararlı davrandığını söylemek mümkündür.



Şekil 6. İki farklı testere ile birim zamanda yapılan kesme işlemine karşılık F_n kuvvetinin değişimi.

Figure 6. Variation of F_n force against specific material removal rate for both segment types.



Şekil 7. İki farklı testere ile birim zamanda kesilen kayaç miktarına karşılık F_t kuvvetinin değişimi.

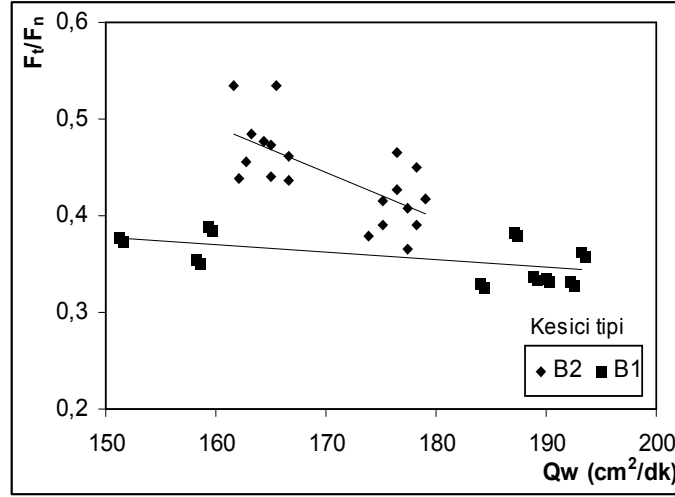
Figure 7. Variation of F_t force against specific material removal rate for both segment types.

Her iki soket için birim zamanda kesilen mermerden elde edilen F_t/F_n oranı Şekil 8'de verilmektedir. Bu kesme kuvvetleri oranının (F_t/F_n) artmasındaki asıl neden; F_n kuvvetindeki önemli düşüştür. Zira B2 testeresi B1 testeresine oranla daha kolay kesim yapmakta ve bunun sonucunda kesme derinliğini daha kolay korumakta ve kesme verimli gerçekleşmektedir. Ayrıca, B1 testeresinde F_t/F_n oranı düz bir seyir izlerken, B2 testeresinde ise Q_w nin artmasıyla azalma eğilimindedir. Bu durum kesimin değerine göre daha rahat gerçekleştiğinin de bir göstergesidir.

İki farklı testere için F_z kuvvetlerinin değişimi de araştırılmış ve elde edilen sonuçlar Şekil 9'da verilmiştir. F_z kuvvetleri, kesme esnasında testerenin zorlanmasıyla, kesme doğrultusundan

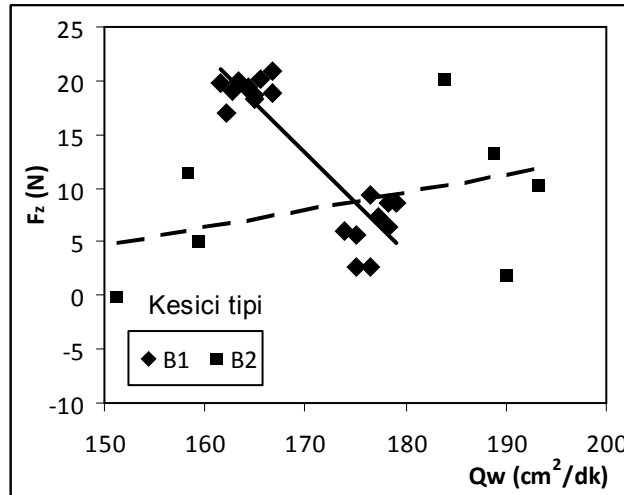


sapmasının bir sonucu olarak ortaya çıkmaktadır. Dolayısıyla rahat bir kesim gerçekleşip gerçekleşmediği elde edilen F_z kuvvetlerinin büyüklüğü ile saptamak mümkündür. Şekil 9 incelendiğinde, B1 testeresi için elde edilen F_z kuvvetleri bir bütünsellik göstermemekte, buna karşın B2 testeresi B1'e oranla daha kararlı bir davranış sergilemektedir. Q_w değerinin artmasıyla B2 testeresi için F_z kuvvetleri azalma eğilimi göstermektedir. Fakat buna karşın B1 testeresinde ise, değişken bir durum gözlenmiştir.



Şekil 8. İki farklı testere ile birim zamanda kesilen kayaç miktarına bağlı olarak F_t/F_n kuvvet oranının değişimi.

Figure 8. Variation of F_t/F_n force ratio depending specific material removal rate for both segment types.

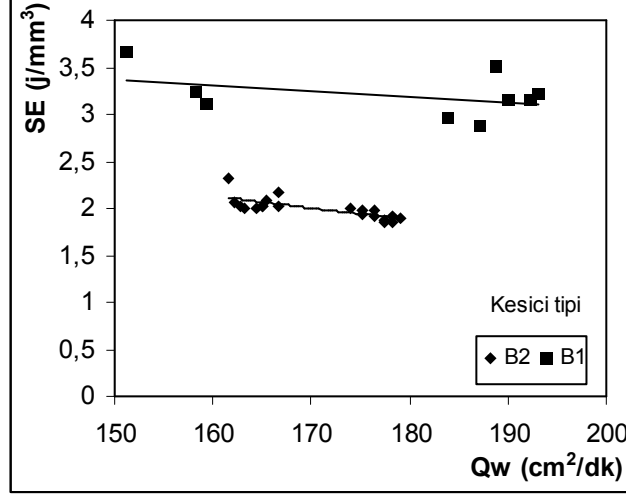


Şekil 9. İki farklı testere ile birim zamanda kesilen kayaç miktarına bağlı F_z kuvvetinin değişimi.

Figure 9. Variation of F_z force depending on specific material removal rate for both segment types.



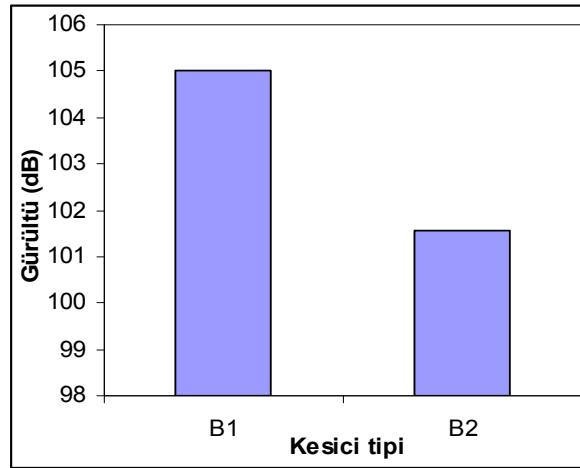
Belirli Q_w değerleri dikkate alınarak yapılan deneyler sonucunda, B1 ve B2 için Spesifik Enerji (SE) değerleri Şekil 10'da verilmiştir. SE değerleri B2 testeresi için B1'e oranla yaklaşık % 65 kadar azalma görülmüştür (Şekil 5). Burada, spesifik enerjinin düşmesi ile B2 testeresinin daha verimli kesme yaptığını söylemek mümkündür. SE nin azalması birim zamandaki üretim miktarının artmasını göstermektedir.



Şekil 10. İki farklı testere ile birim zamanda kesilen kayaç miktarına bağlı spesifik enerjinin değişimi.

Figure 10. Variation of specific energy depending on specific material removal rate for both segment types.

B2 testeresi için elde edilen diğer bir ilginç sonuç ise; gürültü seviyesindeki azalma olmuştur. Her iki testere için elde edilen gürültü değerleri Şekil 11'de verilmiştir. B1 testeresi için elde edilen 105 dB değeri B2 testerede 101.5 dB değerine gerilemiştir. Şekil 7'deki B1 ve B2 testereleri arasındaki gürültü seviyeleri arasında % 4 kadar farkın olması çokta kaydedeğer olduğu düşünülmemektedir. Gürültünün azalmasındaki temel unsurun B2 testeresinde kullanılan elmas tanecik boyutunun arttırılması olarak düşünülebilir. Çünkü artan elmas tane boyutu soketin kayaca daha iyi tutunmasını sağlamakta, kesimi kolaylaştırmakta, kesme yönünde daha tutarlı hareket edebilmektedir ve bir anlamda kesmeyi kolaylaştırmıştır. Bununla birlikte, kesme esnasında elmas tanelerinin mermerle yaptığı temas daha da artmış, matriks malzemesinin ise azalmıştır. Soket matriksinin kayaçla olan temas miktarının azalması sürtünmeyi de azaltmış ve bu nedenle ortaya çıkan gürültünün de azalmasına neden olmuştur.



Şekil 11. İki farklı testere ile kesme işlemindeki gürültünün değişimi.

Figure 11. Variation of noise in the sawing process for both segment types.

4. SONUÇ

Bu çalışmayla B1 ve B2 olarak isimlendirilen Çankırı kahverengi mermerin kesilmesinde kullanılabilecek yeni bir soket tasarımı gerçekleştirilmiştir. Yapılan kesme performans deneylerinde kesme kuvvetleri, spesifik enerji, güç tüketimi ve gürültü değerleri her iki soket içinde belirlenmiştir. B1 testeresinin kobalt matriks bileşimine sahip olması mermerin kesilmesi için optimum bir kesme ortamına oluşmasına engel olmuştur. Bu sebepten dolayı kesme kuvvetleri ve güç değerleri B2 testeresine göre daha büyük elde edilmiştir. B2 testeresi ise Çankırı kahverengi mermer için daha iyi testere olduğu görülmüştür. Bu durum F_z kuvvetlerinin dağılımından görülmektedir. B1 testeresindeki F_z kuvvetleri daha dağınık olarak görünürken, B1 testeresinde ise kuvvetlerde daha düzenlidir. Kesme esnasında B1 testeresi daha büyük enerji harcarken, B2 testeresinde ise daha az bir enerji tüketimi söz konusudur. B2 testeresinde daha düşük kesme kuvvetlerin meydana gelmesi sürtünme kuvvetlerinin de azalmasına sebep olmaktadır. Bu durum kesme işlemi esnasında ortaya çıkan gürültünün de azalmasına yol açmıştır. Gürültüdeki düşüş kayda değer olmasa da B2 testeresinde daha az gürültüyle kesme işlemi yapması önemlidir.

Mermer endüstrisinde kesilen kayaca uygun soket seçimi maalesef her zaman dikkate alınan bir husus olmamaktadır. Ayrıca bir testere/soket tipi farklı özellikteki mermerlerde de kullanılabilmektedir. Testerenin ömrü, birim zamanda üretim miktarı ve tüketilen enerji dikkate alındığında ise yanlış soket seçimi üreticileri büyük zarara uğratmaktadır. Soket üreticisi firmalarda çoğunlukla geçmiş tecrübelerden hareketle soket tavsiyesi yapmakta, deneme yanılma yoluyla soket üretilmektedir. Bu durum hem maddi kayıplara hem de zaman kaybına neden olmaktadır. Bu çalışmayla, soket üreticisi bir firma ile yapılan ortak çalışma ile uygun soket seçimine bilimsel bir yaklaşım getirilerek daha sağlıklı sonuca ulaşılmıştır. Ülkemiz doğal



taş sektörün de üretici, kullanıcı ve araştırmacı kurumlar arasında sağlıklı ve güvenli bir ortak çalışma gerekliliği bu deneysel çalışma ile tekrar vurgulanmıştır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, 106M189 nolu bir TÜBİTAK projesi kapsamında desteklenmiştir. Ayrıca, çalışmalarımızda kullandığımız elmas kesici disklerin sağlanması konusunda bize hiçbir desteğini esirgemeyen UNİMAS Ltd. Şti.' ne teşekkürlerimizi sunarız.

KAYNAKLAR

1. Büyüksağış, İ.S., Göktan, R.M., 2005. Investigation of marble machining performance using an instrumented block-cutter. Journal of Materials Processing Technology, 169, 258-262.
2. Ersoy, A., Atıcı, U., 2004. Performance characteristics of circular diamond saws in cutting different types of rocks. Diamond and Related Materials, 13, 22-37.
3. Jennings, M., Wright, D., 1989. Guidelines for sawing stone. Industrial Diamond Review, 2, 70-75.
4. Liao, Y.S., Luo, S.Y., 1992. Wear characteristics of sintered diamond composite during circular sawing. Wear, 157, 325-337.
5. Luo, S.Y., Liao Y.S., 1993. Effects of diamond grain characteristics on saw blade wear", International Journal Machine Tools Manufacturing, 33 (2), 257-266.
6. Tönshoff, H.K., Hillmann-Apmann, H., Asche, J., 2002. Diamond tools in stone and civil engineering industry: cutting principles, wear and applications. Diamond and Related Materials, 11, 736-741.
7. Tönshoff, H.K., Wobker, H.G., Przywara, R., 1993. Das arbeitsverhalten von werkzeugen zum trennschleifen von gestein. Industrial Diamond Related, 3, 12-19.
8. Uçun, İ., Çolakoğlu, M., Taşgetiren, S., 2008. Stress analysis of marble sawing disc in cutting process. Journal of Applied Sciences, 8 (5), 876-880.
9. Xu, X., Li, Y., Yu, Y., 2003. Force ratio in the circular sawing of granites with a diamond segmented blade. Journal of Materials Processing Tech., 139, 281-285.
10. Xu, X., 2001. Experimental study on temperatures and energy partition at the diamond-granite Interface in grinding. Tribology International, 34, 419-426.
11. Xu, X.P., Li, Y., Zeng, W.Y., Li, B., 2002. Quantitative analysis of the loads acting on the abrasive grits in the diamond sawing of granites. Journal of Materials Processing technology, Vol. 129, pp 50-55.
12. Yu, Y., Li, Y., Xu, X., 2008. Specific energies in sawing with diamond segments and grinding of a diamond Segment. Key Engineering Materials, 375-376, 375-379.
13. Yu, Y.Q., Li, Y., Xu, X.P., 2004. An experimental study of specific energy in grinding granite. Materials Science Forum, 471-472, 625-629.



Giresun Limanı Dalgakıranında Kullanılan Anroşmanların Dayanıklılık ve Duraylılıklarının İncelenmesi

Investigation of Strength and Durability of Armourstones Used in Giresun Port

Özgür ACIR¹, Recep KILIÇ²

¹ Ankara Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, ozguracir@tr.net

² Ankara Üniversitesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Recep.Kilic@eng.ankara.edu.tr

ÖZ

Bu çalışma kapsamında Giresun limanında 1950’li yıllardaki ilk inşaat ve 2001 yılındaki yenileme çalışmaları kapsamında anroşman olarak kullanılan Kalearkası ve Kovanlık taş ocaklarından üretilen bazaltların duraylılıkları incelenmiştir. Mühendislik özellikleri CIRIA/CUR (1991) sınıflamasına göre “Zayıf” ile “İyi” arasında değişen her iki gruba ait anroşmanın Dinamik Kaya Duraylılık İndeksi’ne göre (Fookes vd, 1988) yapılan değerlendirmede ise kaliteleri “İyi” olarak belirlenmiştir. Dalgakıran üzerinde yapılan gözlem ve incelemelerde ise özellikle Kovanlık ocağından gelen anroşmanlarda fiziksel ve kimyasal bozunmalar meydana geldiği tespit edilmiştir. Bununla birlikte Kalearkası anroşmanlarının Kovanlık anroşmanlarından daha önce kullanılmış olmasına karşın daha iyi performansa sahip olduğu gözlenmiştir.

Anahtar kelimeler: Giresun limanı, anroşman, duraylılık, Kovanlık, Kalearkası

ABSTRACT

In this study durability of Kalearkası and Kovanlık basaltic armourstones is investigated which were used in the construction of Giresun port at 1950 and 2001. Engineering properties of both armourstones were classified as “Good” according to the Dynamic Rock Durability Index (Fookes vd, 1988) whereas ratings of those rocks vary from “Poor” to “Good” based on CIRIA/CUR (1991). In the field studies performed at breakwater structure, it was observed that Kovanlık armourstones have undergone intensive physical and chemical abrasion processes. It is also noted that Kalearkası armourstones show better performance although they are older than Kovanlık stones along the breakwater structure.

Key words: Giresun port, armourstone, durability, Kovanlık, Kalearkası



1. GİRİŞ

Kıyı ve liman yapılarında doğal yapı taşlarının (anroşman) kullanılması maliyet açısından tercih edilmektedir. Ülkemizde özellikle Doğu Karadeniz sahili boyunca liman, balıkçı barınağı, çek-çek yeri ve T-mahmuz gibi tahkimatlı yapılarda anroşman kullanılmıştır (Acır vd, 2004). Bu yapılarda kullanılan anroşmanlarda aşınma etkisi yoğun olarak gözlenmektedir.

Giresun limanı bu tür etkilerin açıkça gözlemlendiği yapılardan birisidir (Acır ve Kılıç, 2006). 1953 yılında hizmete giren Giresun Limanı'nın, ana mendireği 1.080 m, tali mendireği ise 324 m uzunlukta olup, koruduğu su alanı 290.000 m² dir (Şekil 1a). Dalgakıran yapısının ilk inşaatında kullanılan bazaltlar, limanın hemen arka sahilinde yer alan “Kalearkası” taş ocağından temin edilmiştir.

20 Şubat 1999 yılında meydana gelen şiddetli fırtına hasarı nedeniyle 2001 yılında Demiryolları Limanlar Havameydanları (DLH) İnşaatı Genel Müdürlüğü tarafından limanda kapsamlı bir yenileme projesi başlatılmıştır. Yeni projeye göre, ana mendirek gövdesi boyunca hasar görmüş ve büyük çoğunluğu denize sürüklenmiş Kalearkası anroşmanları yerine, şehrin Güneyi'nde Bulancak yolu 30 ncu km'de bulunan Kovanlık ariyet ocağından getirilen ve yine bazalt olan ocak taşlarının anroşman olarak kullanılması kararlaştırılmıştır (Şekil 1b).



Şekil 1. (a) Giresun limanı güncel görünüm, Kuzey'e bakış (b) Kovanlık ve Kalearkası taş ocaklarının yerlerini gösterir jeoloji haritası (MTA, 1999)



2.GİRESUN LİMANI ANROŞMANLARININ MÜHENDİSLİK ÖZELLİKLERİ

Limanda kullanılan anroşmanların dayanaklıklarını belirlemek için 2005 - 2006 yılları arasında yapılan arazi çalışmaları sırasında her iki ocaktan sağlam bloklar alınarak incelenmek üzere Ankara'ya getirilmiştir. NX tipinde hazırlanan karot örnekleri üzerinde Ankara Üniversitesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü, DLH Genel Müdürlüğü Araştırma Dairesi, Karayolları Genel Müdürlüğü Araştırma Dairesi ve MTA Genel Müdürlüğü Maden Araştırma Dairesi Laboratuvarlarında çeşitli incelemeler yapılmıştır. Yapılan araştırmalara göre Giresun limanında farklı zamanlarda anroşman olarak kullanılan ocak taşlarının mühendislik özellikleri ve dayanıklılıkları CIRIA/CUR (1991) sınıflamasına göre belirlenmiştir (Çizelge 1).

Çizelge 1. Kalearkası ve Kovanlık ocaklarından alınan taşların mühendislik özellikleri ve kalite sınıflamaları (CIRI/CUR, 1991)

Mühendislik Özelliği	Kalearkası	CIRIA/CUR Sınıfı	Kovanlık	CIRIA/CUR Sınıfı
Yoğunluk (g/cm ³)	2,47	Zayıf	2,35	Zayıf
Kütlece su emme (%)	2,15	Orta	3,44	Orta
Tek eksenli basma dayanımı (MPa)	102,61	İyi	68,63	İyi
Gözeneklilik (%)	2,10	Orta	3,32	Orta
Schmidt sertliği (SHV)	54	İyi	44	Orta
Nokta yük dayanımı (MPa)	5,51	İyi	5,42	İyi
P dalga hızı (km/s)	4,77	Orta	3,38	Orta
LA Aşınması - 500 devir (%)	16,90	İyi	20,90	İyi
Na ₂ SO ₄ tuz aşınması (%)	16,30	Orta	20,20	Orta

Araştırma sonuçlarına göre her iki ocaktan alınan örneklerin kalite ve dayanıklılıkları genelde “Orta - İyi” sınıfında yer almakla birlikte, Kalearkası anroşmanlarının performansının Kovanlık anroşmanlarından daha yüksek olduğu da görülmektedir.



3.GİRESUN LİMANI ANROŞMANLARININ DİNAMİK DURAYLILIĞI

CIRIA/CUR sınıflaması, anroşmanların performansını bütüncül bir yaklaşıma göre değil, çeşitli mühendislik özelliklerine göre ayrı ayrı değerlendirmektedir. Bu nedenle anroşmanın kalitesi ve potansiyel performansı hakkında sağlıklı bilgi elde edebilmek için önerilen deneylerden olabildiğince fazlasını yapmak gerekmele birlikte, deney tipleri ve sayısı için belirlenmiş alt veya üst sınır da yoktur (Latham vd, 2006).

Öte yandan dalgakıranların dış kaplamasında kullanılan anroşmanların dayanıklılıklarını farklı parametrelere dayalı olarak değerlendiren ve literatürde son yıllarda yaygın şekilde kullanılan yöntemlerinden birisi de “Dinamik Kaya Duraylılık İndeksi” dir (Fookes vd 1988). Bu yöntem uluslar arası çalışmalarda olduğu kadar Ülkemizdeki kıyı ve liman yapılarını konu alan araştırmalarda da giderek daha fazla tercih edilmektedir (Topal ve Acır, 2004), (Acır ve Kılıç, 2007), (Özden ve Topal, 2007). Yöntem, anroşman olarak kullanılacak ocak taşlarının Modifiye Agregat Darbelenme Değeri (Hosking ve Tubey, 1969), su emme kapasitesi (BSI, 1975 ; TS699, 1987) ve doymuş yüzey kuru özgül ağırlık (BSI, 1975; ISRM, 1981) özelliklerinin (1) numaralı eşitliğe göre sınıflandırılması esasına dayanır (Çizelge 2).

Darbelenme Deneyi, agreganın ani şok ve çarpma etkilerine karşı dayanımının belirlenmesi için uygulanan bir yöntemdir (BS 812-112, 1990). Çapı 75 mm ve yüksekliği 50 mm olan bir metal kaba doldurulan 14 mm BS eleğinden geçip 10 mm BS eleğinde kalan agregalar üzerine 380 mm yükseklikten 15 defa 1 saniyeden daha kısa aralıklarla 13,5 kg lık ağırlık düşürülür. Bu işlemten sonra deneye tabi tutulmuş agregat kalıp içerisinde çıkarılarak bir tepsiye alınır ve 8 nolu elekten elenir. Daha sonra 8 nolu elekten geçen ve kalan malzemeler 0.1 g hassasiyetle tartılır ve ince malzeme yüzdesi hesaplanır. Üst yapıda kullanılacak agregalarının Darbelenme Değeri % 18 den az olmalıdır.

Dinamik Kaya duraylılık indeksi aşağıdaki eşitlik yardımı hesaplanır ve Çizelge.2 ye göre sınıflandırılır (Fookes vd., 1998) .



$$RDI_d = 0.1 * (MAIV + 5 * W_{ab}) / (\rho_{ssd}) \dots\dots\dots (1)$$

Bu eşitlikte;

RDI : Dinamik kaya duraylılık indeksi

MAIV : Modifiye agrega darbelenme değeri (%)

W_{ab} : Kütlece su emme (%)

ρ_{ssd} : Doygun yüzey kuru özgül ağırlık

Çizelge 2. Dinamik duraylılık sınıflaması

RDI_d	Dayanıklılık
< 0.5	Çok iyi
$0.5 - 2.0$	İyi
$2.0 - 4.0$	Orta
> 4.0	Zayıf

Taş ocaklarından alınan blok örnekler Karayolları Genel Müdürlüğü Araştırma Dairesi laboratuvarlarında agrega olarak hazırlanmış ve yapılan deneyler sonucu Modifiye Darbelenme Dayanıklılık Değeri, Kalaearkası anroşmanları için 15,6 ve Kovanlık anroşmanları için 20,9 olarak bulunmuştur (KGM, 2006).

Araştırma sonuçlarına göre Dinamik Duraylılık İndeksleri, Kalaearkası anroşmanları için 1,054 ve Kovanlık anroşmanları için 1,580 olarak hesaplanmıştır. Bu durumda Giresun limanı ana dalgakıranında kullanılan her iki ocağa ait taşların kalite ve dayanıklılıkları “İyi” olarak belirlenmiştir.

4.YERİNDE YAPILAN İNCELEME VE GÖZLEMLER

Giresun limanı ana dalgakıranı yapısı üzerinde 2004 - 2008 yılları arasında yapılan çeşitli inceleme ve gözlemlerde Kovanlık anroşmanlarının yüzeylerinin yoğun şekilde killeştiği ve genel olarak malzemenin, fiziksel aşınma sonucu ufalandığı görülmüştür. Öte yandan yapıda kalan az sayıdaki Kalearkası anroşmanının ise görece blok bütünlüklerini korudukları ve daha az aşındıkları belirlenmiştir. (Şekil 2).



Şekil 2. (a) Kovanlık anroşmanlarında killeşme ve (b) ufalanma: (c) Giresun limanının ilk yapıldığı zeminde bulunan Kalearkası otokton birimi (d) 1999 Fırtınasından sağlam kalan Kalearkası anroşmanlarının genel görünümü

5.SONUÇLAR

Bu çalışmada Giresun limanı ana dalgakıranında 1953’de ve 2001 yılında anroşman olarak kullanılan iki farklı anroşman malzemesinin mühendislik özellikleri ve dayanıklılıkları araştırılmıştır. Blok örnekler üzerinde yapılan laboratuvar incelemeleri sonuçları iki farklı sisteme göre değerlendirilmiştir. Elde edilen sonuçlar öneriler aşağıda sunulmuştur.



1. CIRIA/CUR (1991) sınıflamasına göre yapılan kalite ve dayanıklılık değerlendirmesi açısından Kalearkası anroşmanları “Orta - İyi”; Kovanlık anroşmanları ise “Zayıf - Orta” sınıfında yer almaktadır.
2. “Dinamik Kaya Duraylılık İndeksi” (Fookes vd 1988) sınıflamasına göre hem Kalearkası hem de Kovanlık anroşmanlarının performansı “İyi” olarak belirlenmiştir.
3. Arazi ve laboratuvar incelemelerine göre Kalearkası anroşmanlarının dayanıklılıkları, Kovanlık anroşmanlarıninkinden daha iyi olduğu belirlenmiştir.
4. “Dinamik Kaya Duraylılık İndeksi”, CIRIA/CUR’a göre anroşmanların performansının belirlenmesinde bütüncül bir yaklaşım önermesine karşın, bu çalışma özelinde değer aralıklarının geniş kaldığı gözlenmiştir. İncelenen anroşmanların deneysel ve gözlemsel performansları çok farklı olmasına karşın, bu sınıflama sistemine göre ikisi de “iyi” sınıfına dahil edilmektedir. Bu durum “Dinamik Kaya Duraylılık İndeksi” yaklaşımın değer aralıklarının geniş olmasından kaynaklanmaktadır.
5. Anroşmanların kalite ve dayanıklılıklarını tahmin etmek için sadece laboratuvar ortamında incelenen mühendislik özelliklerini bağlı olarak yapılan sınıflamalara bağlı kalmak, bu çalışmada gösterildiği gibi yanıltıcı olabilmektedir. Kayanın aşınma karakterini daha doğru belirleyebilmek için, yerinde uzun süreli gözlemler ile laboratuvar ortamında model deneylere dayalı araştırmalar yapılmalıdır.

6. KAYNAKÇA

ACIR, Ö., KILIÇ R., 2007, *Samsun Limanı Kuzey (Ana) Dalgakıranı anroşmanlarının duraylılıklarının incelenmesi*, 60 Türkiye Jeoloji Kurultayı, Ankara, s 301

ACIR Ö., KILIÇ R 2006, *Anroşmanların kalite ve performansının Schmidt Çekici ile belirlenmesi ,Örnek çalışma: Giresun Limanı*, Mühendislik Jeolojisinde Modern Uygulamalar Sempozyumu, Denizli



ACIR Ö., KILIÇ R., BİLYAY E., 2004, *Doğu Karadeniz limanlarında kullanılan anroşmanların mühendislik özellikleri*, 1. Kıyı ve Deniz Jeolojisi Sempozyumu Bildiriler Kitabı, İstanbul, 2004, s. 13

BS 812-112, 1990, *Testing aggregates: Method for determination of Aggregate Impact Value*

BSI, 1975. *Testing aggregates: Part 2. Methods for determining the physical properties*. British Standards Institution (BS 812) 20p.

CIRIA/CUR, 1991. *Manual on the use of rock in coastal and shoreline engineering*. Construction Industry Research and Information Association, CIRIA Special Publication 83/ CUR Report 154, 607p

FOOKES, PG; GOURLEY, CS, and OHIKERE, C, 1988. *Rock weathering in engineering time*. Quarterly Journal of Engineering Geology, 21, 33-57

HOSKING, JR and TUBEY, W, 1969. *Research on low-grade and unsound aggregates*. Road Research Laboratory Report, LR 293, Crowthorne (UK), 30p

ISRM, 1981. *Rock characterization, testing and monitoring*. International Society for Rock Mechanics, Suggested Methods, Pergamon Press, Oxford, 211p

KGM KARAYOLLARI GENEL MÜDÜRLÜĞÜ, 2006, *Darbelenme Değeri deney sonuçları raporu, #1251*

LATHAM, JP; LIENHART, D and DUPRAY, S, 2006, *Rock quality, durability and service life prediction of armourstone*, .Engineering Geology, 87, 122-140

MTA, MADEN TETKİ ARAMA ENSTİTÜSÜ, 1999, *1/100.000 Ölçekli Türkiye Jeoloji Haritası*, Ankara

TOPAL T., ACIR Ö, 2004, “*Quality assessment of armourstone for a rubble mound breakwater (Sinop, Turkey)*”, Environmental Geology, V. 46, 2004, pp 905–913

ÖZDEN T., TOPAL T, 2007, *Quality Assessment of the Armourstones for Some Black Sea Rubble Mound Breakwaters*, Proceedings of the 9th International Coastal Symposium, 190 – 194



KAYAÇLARIN GEVREKLİK VE CERCHAR AŞINMA İNDEKSİ ARASINDAKİ İLİŞKİLERİN DEĞERLENDİRİLMESİ

THE EVALUATION OF THE RELATIONSHIPS BETWEEN BRITTLENESS AND CERCHAR ABRASION INDEX OF ROCKS

Raşit ALTINDAĞ¹, Mahmut MUTLUTÜRK², Nazmi ŞENGÜN¹

¹Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Isparta

²Süleyman Demirel Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Isparta

ÖZET

Kayaçların fiziksel ve mekanik özellikleri, kazı mekaniğinde kayaçların kazılabilirlik, riparlenebilirlik, delinebilirlik, sökülebilirlik, kesilebilirlik gibi değerlendirmelerde dikkate alınmaktadır. Bazı mühendislik projelerinde gerek proje öncesi gerekse proje esnasındaki değerlendirmelerde bu kayaç özellikleri ve ilgili ampirik eşitlikler kullanılmaktadır.

Kayaç özelliklerinden gevreklik (B) ve Cerchar Aşınma İndeksi (CAI) özellikleri araştırmacılar tarafından farklı amaçlarla kullanılmaktadır. Bu çalışmada da, literatürde çeşitli amaçlar için türetilmiş deneysel veriler dikkate alınmıştır. Bu veriler istatistiksel değerlendirme ile regresyon analizlerine tabi tutulmuştur. Ele alınan kayaç özellikleri arasında farklı anlamlılık düzeylerinde ampirik eşitlikler türetilmiş ve bu eşitliklerin anlamlılık düzeyleri test edilmiştir.

Anahtar sözcükler: Gevreklik, Cerchar aşınma indeksi, kesilebilirlik.

ABSTRACT

Physical and mechanical properties of rocks are considered in evaluations such as excavability, rippability, drillability, cuttability of rocks in excavation mechanics. In some engineering projects evaluation of both before and during the project this rock properties and related empirical equations are used.

Rock properties of brittleness (B) and Cerchar abrasiveness index (CAI) are used in different aims by the researchers. In this study, the experimental data that derivated for different aims in literature are considered. These data are performed to regression analysis with statistical evaluation. The empirical equations in different significance levels are derivated for all data and the significance levels of these equations are statistical tested.

Key words: Brittleness, Cerchar abrasion index, cuttability.



1. GİRİŞ

Kayaçların gerek kaya mekaniği gerekse kazı mekaniği amaçları için kullanılabilecek kabul edilmiş standart bir gevreklik ölçme metodu bulunmadığından farklı çalışmalarda çeşitli gevreklik ölçme metodları önerilmekte ve/veya kullanılmaktadır.

Kazı mekaniğinde kazının verimliliğine etki eden veya değerlendirmelerde dikkate alınan parametrelerden birisi gevrekliktir. Kayacın gevreklik değerinin artması kolay kırılabilirliğe veya ekonomik kazılabilirliğe işaret etmektedir. Ancak gevrek kayalar aynı zamanda dayanım açısından yüksek kayaçlardır. Dayanımı yüksek kayaçlar da kazı mekaniği açısından, yüksek özgül enerji (SE) değeriyle kazılabilen kayaçlar olarak görülmektedir.

Kazının verimliliğini ifade eden unsurlardan diğeri de kesici uç tüketimidir. Kazı mekaniği açısından bakıldığında uç tüketimi düşük olan kazılar “verimli kazı” olarak tanımlanmaktadır. Kazı öncesi kayacın uç tüketiminin tahmini yaklaşımı için çeşitli aşınma indeks deneyleri önerilmekte/kullanılmaktadır. Bunlardan birisi de Cerchar aşınma indeksi (CAI)’dir (Çizelge 1).

Bu çalışmada, literatürde yeralan çeşitli çalışmalardaki ham veriler kullanılarak, basınç dayanımı ve çekme dayanımı değerlerinin dikkate alınmasıyla tanımlanan gevreklik değerleri hesaplanmış ve bu gevreklik değerleri ile CAI arasındaki ilişkiler istatistiksel olarak incelenmeye çalışılmıştır.

Çizelge 1: CAI sınıflandırması (Mathier ve Gisiger, 2003).

Table 1. Classification of CAI (Mathier ve Gisiger, 2003).

CAI Değeri	Sınıfı
<0,3	Aşındırıcı değil
0,3-0,5	Çok aşındırıcı değil
0,5-1,0	Orta aşındırıcı
1,0-2,0	Aşındırıcı
2,0-4,0	Çok yüksek aşındırıcı
4,0-6,0	Oldukça aşındırıcı
>6,0	Kuvars

2. GEVREKLİK

Kayaçların önemli parametrelerinden biri olan gevrekliğin şu ana kadar kabul edilmiş standart bir deney yöntemi veya tanımlaması bulunmamaktadır. Birçok araştırmacı kayaç gevrekliğini farklı yöntemlerle tanımlamaktadır.

Sertliğin (H), tokluğa (K_{IC}) oranı (Eşitlik 1) bir gevreklik indeksi olarak tanımlanmaktadır (Lawn ve Marshall, 1979). Quinn ve Quinn (1997) seramik malzemeler üzerine çalışmalar yapmış ve bir gevreklik indeksi (Eşitlik 2) önermişlerdir.



$$B = \frac{H}{K_{ic}} \quad [1]$$

$$B = \frac{HE}{K_{ic}^2} \quad [2]$$

B: Gevreklik, H: Sertlik, E: Young modülü ve K_{ic} : Kırılma tokluğudur.

Morley (1944) ve Hetenyi (1966), gevrekliği sünekliliğin tersi olarak tanımlamaktadırlar. Ramsey (1967), kayaçların içsel kohezyonu yenildiğinde, kayaçların gevrek olarak adlandırılabilceğini tanımlamaktadır. Düşük genleşme değerleri, çatlak yenilmesi, daha yüksek elastikiyet, daha yüksek basınç dayanımı/çekme dayanımı oranları, daha yüksek içsel sürtünme açılarının bulunması ve uç batma işleminde çatlakların oluşması gibi davranışlar, kayaçların daha yüksek gevreklik değerlerine sahip olduğuna işaret etmektedir. Evans ve Pomeroy (1966), gevreklik ile kesici ucun darbe enerjisi ile ters orantılı olduğunu göstermiştir. Singh (1986), kömürün kesilebilirlik, delinebilirlik ve Protodyakonov dayanım indeksinin, kömürün gevrekliğine bağlı olduğunu ifade etmektedir. Göktan (1991), gevreklik kavramının, kayaçların kesme spesifik enerji tüketimini temsil eden bir ölçü olamayabileceğini ifade etmektedir. Kahraman (2002), farklı çalışmalardan elde ettiği deneysel verilerin değerlendirilmesinde 3 farklı gevreklik kavramı ile delinebilirlik ve kazılabilirlik arasındaki ilişkileri istatistiksel olarak incelemiştir.

Bugüne kadar birçok yayında kullanılan ve Eşitlik 5'te ifade edilen gevreklik tanımlaması önceki tanımlamalara nazaran çok daha fazla anlamlılık içermektedir. İstatistiksel değerlendirmelerde çok daha fazla anlamlı ilişkiler verdiği görülmektedir (Kahraman ve Altındağ, 2004; Kahraman vd., 2003; Günaydın vd., 2004; Yaralı, 2007; Tiryaki, 2006).

Bu çalışmada, Eşitlik 3-6 ile verilen gevreklik tanımlamaları kullanılmıştır. Burada ilk defa, B_3 gevreklik değerinin karekök değeri $B_4 = \sqrt{B_3}$ gevreklik değeri olarak dikkate alınarak istatistiksel bir değerlendirilmeye gidilmiştir.

$$B_1 = \frac{\sigma_c}{\sigma_t} \quad [3]$$

$$B_2 = \frac{\sigma_c - \sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t} \quad [4]$$

$$B_3 = \frac{\sigma_c * \sigma_t}{2}, \text{ MPa}^2 \quad [5]$$

$$B_4 = \sqrt{\frac{\sigma_c * \sigma_t}{2}}, \text{ MPa} \quad [6]$$

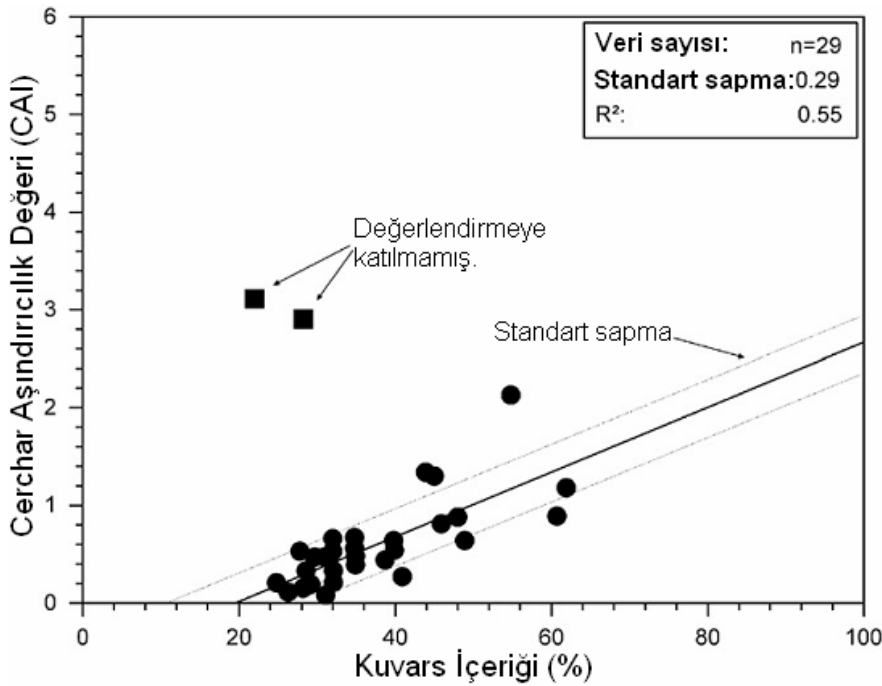
Burada; B_1 , B_2 , B_3 ve B_4 gevreklik değerleri, σ_c : basınç dayanımı, σ_t : çekme dayanımıdır.



3. CERCHAR AŞINMA İNDEKSİ

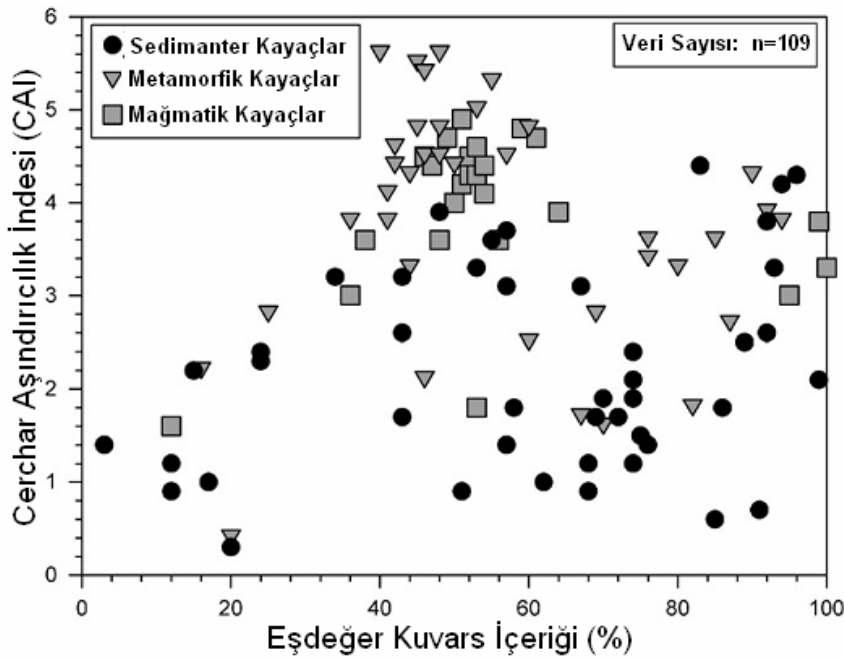
Cerchar aşınma indeksi (CAI), sert ve aşındırıcı kayaçların aşındırıcılığını belirlemek için çok yaygın olarak kullanılan bir yöntemdir. Bu deney Fransız Cerchar Enstitüsü tarafından önerilmiştir (Cerchar, 1986) ve özel şekillendirilmiş çelik bir ucun kayaç yüzeyinde 10 mm çizilmesi esasına dayandırılmaktadır. 7 kg ağırlık altındaki çelik ucun 10 mm/sn'den daha düşük bir hızla kayaç yüzeyinde 10 mm çizilmesi testi 5 kez tekrarlanmaktadır. Cerchar aşınma indeksi, 5 testin sonundaki ucun aşınma çapının ortalaması olarak dikkate alınmaktadır. Çelik uç HRC 54-56 sertliğinde ve 2000 MPa çekme dayanımına sahip, sertleştirilmiş çelikten olması gerekmektedir. Plinninger vd. (2003) kullanılacak olan bu çelik ucun 55 HRC sertliğinde ve 115 CrV4 çeliğinin kullanılmasını önermektedirler.

Plinninger vd. (2003), CAI'nin ölçümü için pürüzlü (kırılmış) yüzey, düzgün (kesilmiş) yüzey ve parlatılmış (100-400 mm korund tozuyla) yüzey üzerinde testler yapmışlardır. Pürüzlü yüzeylerin CAI değerleri, düzgün yüzeydeki CAI değerlerinden 0,5 daha fazla olduğunu görmüşlerdir. West (1989), CAI değerlerini etkileyen başlıca jeomekanik parametrelerin başında kuvars içeriğinin geldiğini ifade etmektedir. 29 farklı kayaç için yaptığı çalışmada kuvars içeriği ile CAI arasında düşük korelasyonlu artan bir ilişki elde etmiştir (Şekil 1). Käsling (2000), yaptığı bir çalışmada 109 kayaç için kuvars içeriği ile CAI arasında bir ilişki bulamamıştır (Şekil 2).



Şekil 1. CAI ile kuvars (Q) içeriği arasındaki ilişki (West, 1989).

Figure 1. The relationships between CAI and Quartz Content.

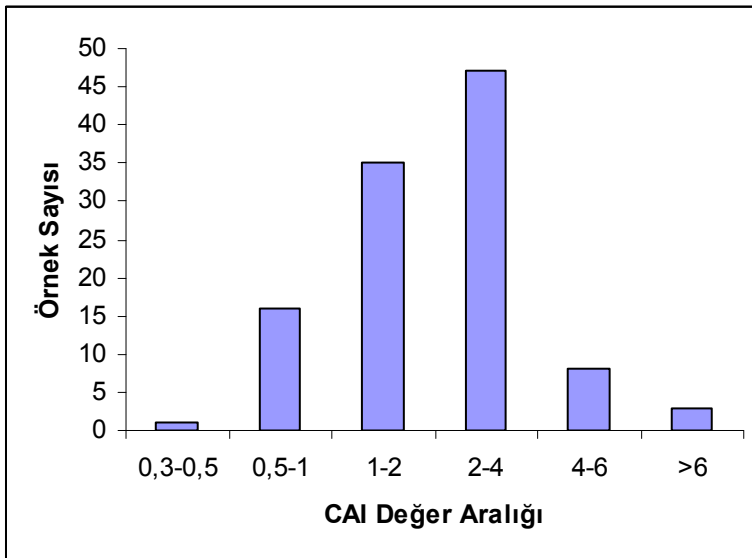


Şekil 2. CAI ile eşdeğer kuvars (Q_{eq}) içeriği arasındaki ilişki (Plinninger, 2003).

Figure 2. The relationships between CAI and Equivalent Quartz Content.

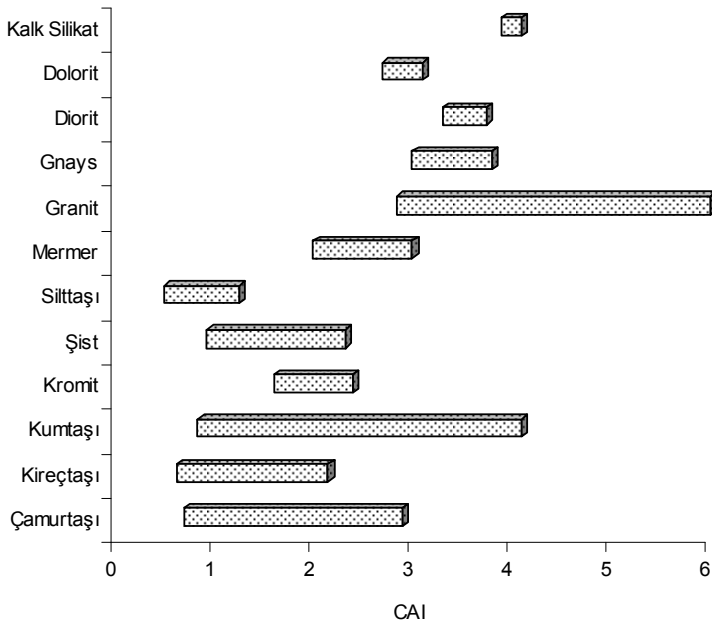
4. VERİLERİN İSTATİSTİKSEL DEĞERLENDİRİLMESİ

Bu çalışmada, farklı çalışmalardan elde edilen ham deney verileri kullanılarak kayaçların B_1 , B_2 , B_3 , ve B_4 gevreklik değerleri hesaplanmıştır (Çizelge 2). Değerlendirmede mağmatik, metamorfik ve sedimanter kökenli toplam 110 adet kayaç türü bulunmaktadır. Cerchar aşınma indeksi değerleri 0,4 – 6 aralığında geniş bir dağılım, basınç dayanımları 16,5-292 MPa ve çekme dayanımları 2,52-17 MPa aralığında bulunmaktadır (Çizelge 2). Dikkate alınan kayaçların CAI aşınma indeksi değerlerinin dağılımları Çizelge 3 ve Şekil 3-4'de verilmiştir. İncelenen 110 kayacın 82 tanesi aşındırıcı ve çok yüksek aşındırıcı sınıfında yer almaktadır. Hesaplanan gevreklik değerleri ile CAI indeksi arasındaki ilişkiler SPSS istatistik paket programı ile irdelenmiş (Şekil 4-5) ve istatistiksel anlamlılık düzeyleri Çizelge 4-6'da verilmiştir.



Şekil 3. Değerlendirmede kullanılan verilerin sayısının dağılımı.

Figure 3. The scatter of number of data used in this study.



Şekil 4. Çalışmada ele alınan çeşitli kayaçların CAI değerlerinin dağılımı.

Figure 4. The scatter of CAI values of rocks used in this study.



Çizelge 2. Çalışmada kullanılan ham veriler ve hesaplanan gevreklik değerleri.

Table 2. Raw Data and Calculated Brittleness Values Used in This Study.

Kayaç tipi	Basınç dayanımı	Çekme dayanımı	Cerchar aşınma indeksi	Gevreklik				Kaynak
	(MPa)	(MPa)	(CAI)	B1	B2	B3	B4	
Nero Zimbabwe	292	15,7	5	18,60	0,90	2292,2	47,88	Büyüksağıs, 2007
Giresun Vizon	168	7,9	6	21,27	0,91	663,60	25,76	
Aksaray Yaylak	155,9	6,2	3	25,15	0,92	483,29	21,98	
Rosa Porrino	134,1	6	3	22,35	0,91	402,30	20,06	
Santiago Red	159	5,1	6	31,18	0,94	405,45	20,14	
African Red	161,5	6,5	6	24,85	0,92	524,88	22,91	
Muğla Beyaz	53,01	3,72	2	14,25	0,87	98,60	9,93	Büyüksağıs ve Gökten, 2005
Uşak Yeşil	74,67	3,72	2	20,07	0,91	138,89	11,78	
Uşak Gri	49,88	4,11	2	12,14	0,85	102,50	10,12	
Afyon Şeker	54,29	4,7	2,5	11,55	0,84	127,58	11,30	
Manyas Beyaz	39,2	4,41	2	8,89	0,80	86,44	9,30	
Afyon Kaplanpostu	63,4	4,8	2	13,21	0,86	152,16	12,34	
Kütahya Menekşe	87,02	6,56	2,5	13,27	0,86	285,43	16,89	
Kromit (orta)	47	4,5	1,6	10,44	0,83	105,75	10,28	Balci ve Bilgin, 2007
Kromit (düşük)	46	3,7	2,4	12,43	0,85	85,10	9,22	
Harzburjlit	58	5,5	0,8	10,55	0,83	159,50	12,63	
Serpantin	38	5,7	1	6,67	0,74	108,30	10,41	
Kumtaşı-1	114	6,6	4,1	17,27	0,89	376,20	19,40	
Kumtaşı-2	174	11,6	2,4	15,00	0,88	1009,20	31,77	
Kumtaşı-4	87	8,3	1,6	10,48	0,83	361,05	19,00	
Çamurtaşı	58	5,3	2,9	10,94	0,83	153,70	12,40	
Kireçtaşı	121	7,8	1,4	15,51	0,88	471,90	21,72	
Kireçtaşı	28,17	2,86	0,63	9,85	0,82	40,28	6,35	Ersoy ve Waller, 1995
Kumtaşı	37,45	3,21	3,83	11,67	0,84	60,11	7,75	
Çamurtaşı	90,54	7,49	1,7	12,09	0,85	339,07	18,41	
Granit	106,15	8,6	3,75	12,34	0,85	456,45	21,36	
Gri Granit	166,5	8,06	3,46	20,66	0,91	671,00	25,90	Ünver, 1992
Pembe Granit	174,7	7,52	3,6	23,23	0,92	656,87	25,63	
Larvekit	192,27	8,78	3,58	21,90	0,91	844,07	29,05	
Kırmızı Granit	158,88	6,87	2,84	23,13	0,92	545,75	23,36	
Diorit	194,77	11,89	3,75	16,38	0,88	1157,91	34,03	
Gabro	211,8	12,51	3,32	16,93	0,89	1324,81	36,40	
Kırmızı Granit	190,06	10,89	3,98	17,45	0,89	1034,88	32,17	
Kumtaşı	83,68	4,52	2,12	18,51	0,90	189,12	13,75	
Pose De La Clarte	167,7	3,9	3,95	43,00	0,95	327,02	18,08	Dong ve Durucan, 1994
Celtic	148,7	7,5	4,48	19,83	0,90	557,63	23,61	
Lanhelin	198,5	9,3	5,03	21,34	0,91	923,03	30,38	
Balmoral	200,7	9,3	4,49	21,58	0,91	933,26	30,55	
Kumtaşı-1	85,54	7,93	2,45	10,79	0,83	339,17	18,42	Yaralı, 2008
Kumtaşı-2	77,45	6,29	3,05	12,31	0,85	243,58	15,61	
Kumtaşı-3	87,36	8,71	1,6	10,03	0,82	380,45	19,51	
Kumtaşı-4	77,05	6,28	1,5	12,27	0,85	241,94	15,55	
Kumtaşı-5	116,2	8,6	1,5	13,51	0,86	499,66	22,35	
Silttaşı-1	61,51	8,63	1,15	7,13	0,75	265,42	16,29	
Silttaşı-2	73,2	8,2	1	8,93	0,80	300,12	17,32	
Silttaşı-3	70,1	7,3	1,25	9,60	0,81	255,87	16,00	
Silttaşı-4	62,5	7,18	0,8	8,70	0,79	224,38	14,98	
Çamurtaşı-1	44,65	5,89	0,8	7,58	0,77	131,49	11,47	
Çamurtaşı-2	47,81	5,45	0,7	8,77	0,80	130,28	11,41	
Kumtaşı-6	72,14	6,21	1,1	11,62	0,84	223,99	14,97	
Kumtaşı-7	85,56	8,32	2,67	10,28	0,82	355,93	18,87	
Silttaşı-5	56,37	6,05	0,55	9,32	0,81	170,52	13,06	
Silttaşı-6	58,72	5,65	0,8	10,39	0,82	165,88	12,88	
Kumtaşı-8	123,21	7,42	2,4	16,61	0,89	457,11	21,38	
Kumtaşı-9	103,4	6,74	2,3	15,34	0,88	348,46	18,67	
Kumtaşı-10	89,79	9,24	1,65	9,72	0,81	414,83	20,37	
Kumtaşı-11	78,65	7,84	1,72	10,03	0,82	308,31	17,56	
Kumtaşı-12	128,4	10,6	3,1	12,11	0,85	680,52	26,09	



Çizelge 2. Devamı

Kayaç tipi	Basınç dayanımı	Çekme dayanımı	Cerchar aşınma indeksi	Gevreklik				Kaynak
	(MPa)	(MPa)	(CAI)	B1	B2	B3	B4	
Silttaşı-7	83,2	7,2	0,7	11,56	0,84	299,52	17,31	Yaralı, 2008
Kumtaşı-13	76,33	8,32	2,92	9,17	0,80	317,53	17,82	
Kumtaşı-14	56,93	5,73	2,22	9,94	0,82	163,10	12,77	
Kumtaşı-15	96,4	8,2	1,5	11,76	0,84	395,24	19,88	
Kumtaşı-16	126,6	10,8	2,6	11,72	0,84	683,64	26,15	
Kumtaşı-17	66,92	8,7	2,3	7,69	0,77	291,10	17,06	
Kumtaşı-18	98,64	9,86	2,44	10,00	0,82	486,30	22,05	
Silttaşı-8	58,31	7,03	0,5	8,29	0,78	204,96	14,32	
Silttaşı-9	64,81	6,84	1,2	9,48	0,81	221,65	14,89	Restner ve Pichler, 2007
Şist-1	93,19	8,47	0,93	11,00	0,83	394,66	19,87	
Şist-2	41,17	4,12	2,32	9,99	0,82	84,81	9,21	
Şist-3	50,82	5,08	1,22	10,00	0,82	129,08	11,36	
Şist-4	71,62	2,87	1,42	24,95	0,92	102,77	10,14	
Şist-5	31,88	6,38	1,14	5,00	0,67	101,70	10,08	Bilgin vd, 2007
Arkoz	34,1	4,2	2	8,12	0,78	71,61	8,46	
Kireçtaşı-1	65,6	7,4	1,5	8,86	0,80	242,72	15,58	
Kireçtaşı-2	119,9	7,5	1,5	15,99	0,88	449,63	21,20	
Silttaşı	82,6	5,4	1	15,30	0,88	223,02	14,93	Tunçdemir vd., 2003
Kromit-1	32,2	3,7	2,12	8,70	0,79	59,57	7,72	
Kromit-2	46,9	4,5	1,6	10,42	0,82	105,53	10,27	
Kromit-3	46,5	3,7	2,4	12,57	0,85	86,03	9,27	
Harzburjit	57,7	5,5	0,8	10,49	0,83	158,68	12,60	
Serpantin	38,1	5,7	1	6,68	0,74	108,59	10,42	Yasar, 2001
Çamurtaşı	70,65	9,28	1,53	7,61	0,77	327,82	18,11	
Kumtaşı-1	72	7,77	0,84	9,27	0,81	279,72	16,72	
Kumtaşı-2	82	8,1	1,6	10,12	0,82	332,10	18,22	
Kireçtaşı-1	39	3,5	0,65	11,14	0,84	68,25	8,26	
Kireçtaşı-2	63,22	5,9	1,15	10,72	0,83	186,50	13,66	
Arduvaz	148	17	1,39	8,71	0,79	1258,00	35,47	Alber, 2008
Jips	16,5	2,52	0,4	6,55	0,74	20,79	4,56	
Kumtaşı	49,4	3	1,03	16,47	0,89	74,10	8,61	
Gri Bazalt	107,9	8,1	0,98	13,32	0,86	437,00	20,90	
Granit	185,5	7,2	4,34	25,76	0,93	667,80	25,84	Yüksel vd., 2006
Mikaşist	115,8	9,3	4,02	12,45	0,85	538,47	23,20	
Trakya Form.	45,68	6,3	1,37	7,25	0,76	143,89	12,00	
Kartal Form.(A)	31,94	4,73	0,94	6,75	0,74	75,54	8,69	
Kartal Form. (B)	35,25	5,58	1,08	6,32	0,73	98,35	9,92	
Kurtköy Form.	51,7	7,59	1,79	6,81	0,74	196,20	14,01	Yağız, 2006
Dolayoba Form.	44,31	6,25	1,22	7,09	0,75	138,47	11,77	
Orto-Gnays-1	114	8,5	3	13,41	0,86	484,50	22,01	
Orto-Gnays-2	125	6,3	3,5	19,84	0,90	393,75	19,84	
Meta Andezit	128	8,6	3,9	14,88	0,87	550,40	23,46	
Granitik Gnays	146	12	3,7	12,17	0,85	876,00	29,60	
Para-Gnays-1	117	8,3	3,8	14,10	0,87	485,55	22,04	
Para-Gnays-2	135	4,7	3,5	28,72	0,93	317,25	17,81	Avcı, 2001
Kalk Silikat-1	201	9,7	4,1	20,72	0,91	974,85	31,22	
Kalk Silikat-2	153	7,4	3,9	20,68	0,91	566,10	23,79	
Meta Dolorit-2	92	6,1	2,7	15,08	0,88	280,60	16,75	
Silttaşı	61,51	8,63	1,1	7,13	0,75	265,42	16,29	Avcı, 2001
Kumtaşı (İri)	85,54	7,93	2,5	10,79	0,83	339,17	18,42	
Kumtaşı (İnce)	87,36	8,71	1,6	10,03	0,82	380,45	19,51	
Kireçtaşı	120,4	8,71	0,9	13,82	0,87	524,34	22,90	



Çizelge 3. Çalışmada kullanılan kayaçların CAI sınıflaması (Mathier ve Gisiger, 2003).

Table 3. CAI Classification of rocks used in this study.

CAI Değeri	Örnek Sayısı	Ölçek
<0,3	-	Aşındırıcı değil
0,3-0,5	1	Çok aşındırıcı değil
0,5-1,0	16	Orta aşındırıcı
1,0-2,0	35	Aşındırıcı
2,0-4,0	47	Çok yüksek aşındırıcı
4,0-6,0	8	Oldukça aşındırıcı
>6,0	3	Kuvars
Toplam	110	

Şekil 4'deki grafikler irdelendiğinde genellikle CAI arasında en yüksek korelasyonlu ilişkinin ($r=0,694$) B₁ gevreklik değerine ait olduğu görülmektedir (Şekil 4a). Diğer gevreklik tanımlamalarında ise nispeten daha düşük korelasyonlu ilişkiler elde edilmiştir.

Kayaçların CAI değerleri ile basınç dayanımları arasında $r=0,733$ korelasyon katsayılı lineer artan bir istatistiksel ilişki elde edilmiştir (Şekil 5a). Diğer taraftan ise, CAI ile çekme dayanımı arasında anlamlı bir ilişki bulunamamıştır (Şekil 5b).

Çizelge 4. Verilere en uygun eğrinin istatistiksel değerlendirilmeleri (Şekil 5a).

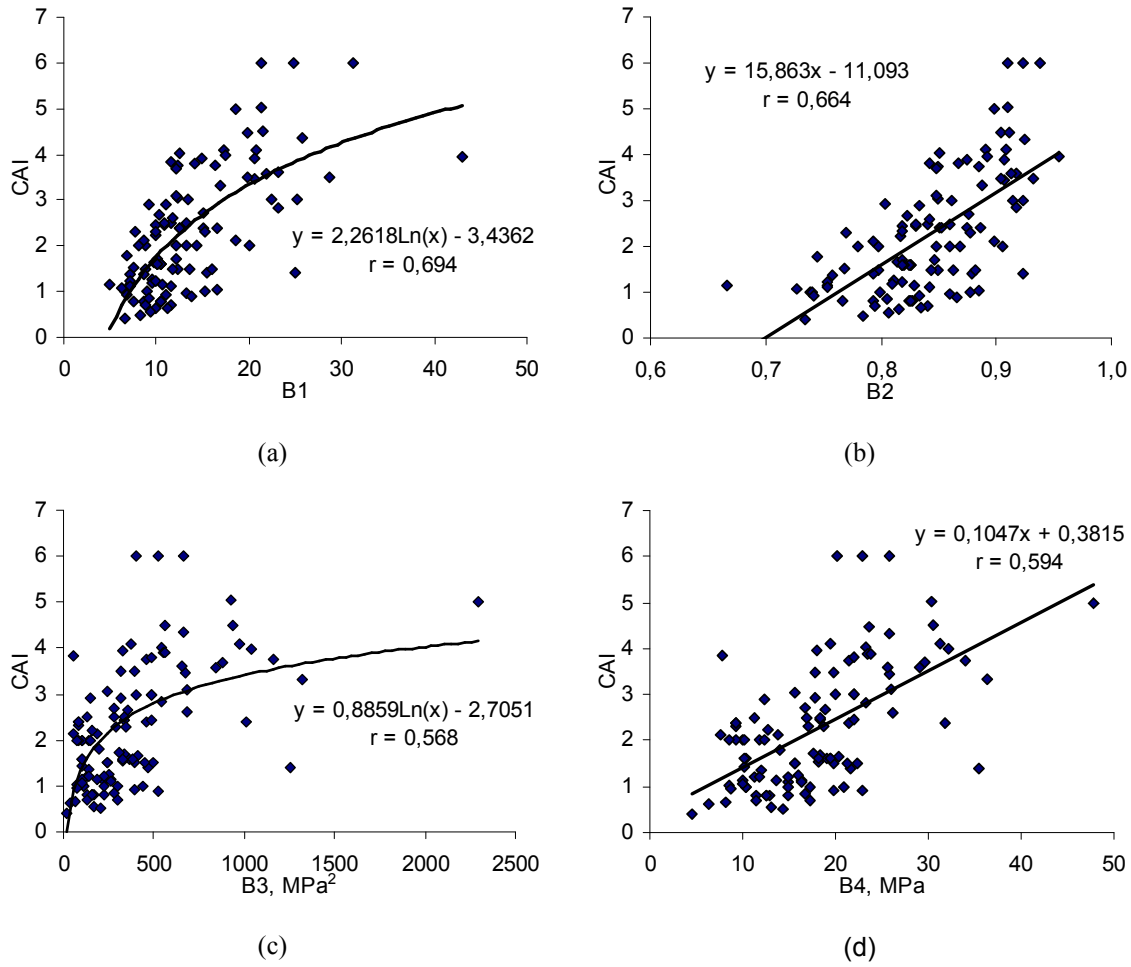
Table 4. Curve fit results for CAI and B₁ (Figure 5a).

Tüm veriler için CAI ve B1 eğri uygunluk sonuçları					
Toplam R	0,69378	Regresyon eşitliği: $CAI = 2,2618 * \ln(B1) - 3,436$			
R ²	0,48133				
Düzeltilmiş R ²	0,47653				
Standard Hata	0,94978				
Varyans Analizleri					
	DF	Kareler Toplamı	Ortalama Kareler		
Regresyon	1	90,410709	90,410709		
Residuals	108	97,424659	0,902080		
F= 100,22469 Anlamlılık F= 0,0000					
Regresyon eşitliğinde değişkenler					
Değişken	B	SE B	Beta	T	Sig T
B1	2,261767	0,225923	,693779	10,011	0,0000
(Sabit)	-3,436032	0,576180	-	-5,963	0,0000

Çizelge 5. Verilere en uygun eğrinin istatistiksel değerlendirilmeleri (Şekil 5b).

Table 5. Curve fit results for CAI and B₂ (Figure 5b).

Tüm veriler için CAI ve B2 eğri uygunluk sonuçları					
Toplam R	0,65511	Regresyon eşitliği: $CAI = 15,678 * (B2) - 10,94$			
R ²	0,42917				
Düzeltilmiş R ²	0,42388				
Standard Hata	0,99639				
Varyans Analizleri					
	DF	Kareler Toplamı	Ortalama Kareler		
Regresyon	1	80,61319	80,613189		
Residuals	108	107,22218	0,992798		
F= 81,19798 Anlamlılık F= 0,0000					
Regresyon eşitliğinde değişkenler					
Değişken	B	SE B	Beta	T	Sig T
B1	15,678070	1,739883	0,655110	9,011	0,0000
(Sabit)	-10,940390	1,468058		-7,452	0,0000



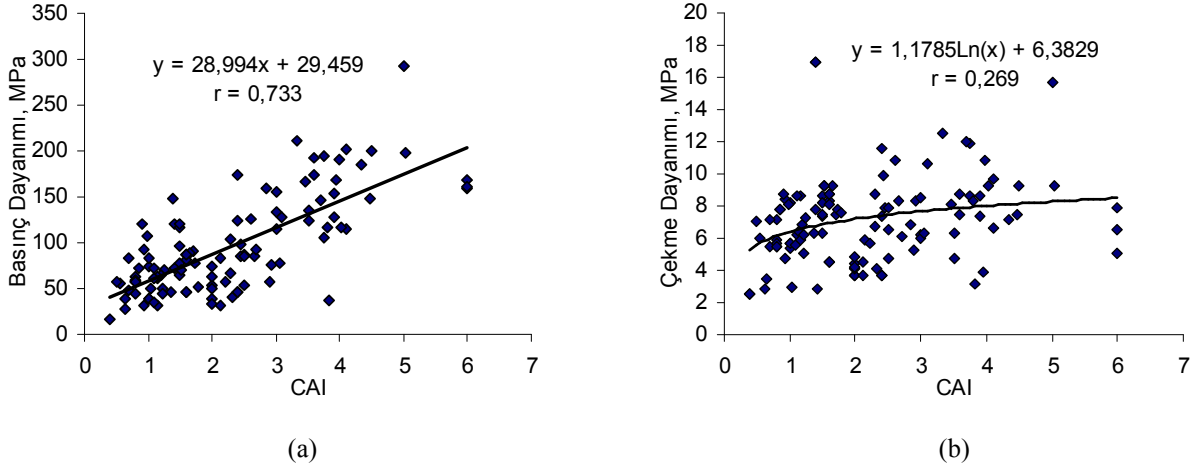
Şekil 5. Gevreklik ölçütleri ile CAI arasındaki ilişkiler.

Figure 5. The relationship between CAI and B₁, B₂, B₃ and B₄.

Çizelge 6. Verilere en uygun eğrinin istatistiksel değerlendirilmeleri (Şekil 6a).

Table 6. Curve fit results for UCS and CAI (Figure 6a).

Tüm veriler için UCS ve CAI eğri uygunluk sonuçları					
Toplam R	0,73300	Regresyon eşitliği: $UCS = 28,994 * CAI - 29,459$			
R ²	0,53728				
Düzeltilmiş R ²	0,53300				
Standard Hata	35,48511				
Varyans Analizleri					
	DF	Kareler Toplamı	Ortalama Kareler		
Regresyon	1	157908,14	157908,14		
Residuals	108	135992,83	1259,19		
F= 125,40426 Anlamlılık F= 0,0000					
Regresyon eşitliğinde değişkenler					
Değişken	B	SE B	Beta	T	Sig T
B1	28,994363	2,589151	0,732996	11,198	0,0000
(Sabit)	29,459015	6,760442		4,358	0,0000



Şekil 6. CAI ile basınç dayanımı ve çekme dayanımı arasındaki ilişkiler.

Figure 6. The relationship between UCS and CAI

5. SONUÇLAR ve TARTIŞMA

Kazı mekaniğinde kazının verimliliğine etkileyen önemli parametrelerden biri gevreklik, diğeri ise Cerchar aşınma indeksi (CAI)'dir. Bu çalışma kapsamında literatürden alınan 110 kayaç örneğinin CAI değerleri ile gevreklik (B_1 , B_2 , B_3 ve B_4) tanımları arasındaki ilişkiler istatistiksel olarak incelenmiştir. Ele alınan gevreklik değerlerinden B_1 gevreklik değeri ile CAI indeksi arasında diğeri gevreklik tanımlamalarına nazaran daha anlamlı ($r=0,694$) ilişki sergilediği görülmüştür.

CAI ile basınç dayanımları arasında $r=0,733$ korelasyonlu bir ilişki bulunmasına karşın çekme dayanımı ile CAI arasında anlamlı bir ilişki bulunamamıştır. Buradan da kayaçların mekanik dayanımlarından basınç dayanımı kesici uçların aşınma mekanizmalarında çekme dayanımlarına nazaran daha etkin olduğu anlaşılmaktadır.

Bundan sonra yapılacak çalışmalarda kayaçları jeolojik oluşum kökenlerine göre gruplandırarak, ilişkilerin irdelenmesinin daha anlamlı olabileceği düşünülmektedir.

6. KAYNAKLAR

- Alber, M., Stress Dependency Of The Cerchar Abrasivity Index (CAI) And Its Effects On Wear Of Selected Rock Cutting Tools, Tunnelling And Underground Space Tech. 2008, Vol.23, P.351-359
- Avcı, F., Ttk Asma-Dilaver İşletmesi Kömür Çevre Kayaçlarının Aşındırıcılık Özelliklerinin Belirlenmesi, YI Tezi (Yayınlanmamış), Zkü Fen Bilimleri Ens. Zonguldak, 2001, 100s.
- Balcı, C., Bilgin, N., Correlative Study Of Lineer Small And Full-Scale Rock Cutting Tests To Select Mechanized Excavation Machines, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 2007, Vol. 44, P.468-476
- Bilgin, N., Çopur, H., Balcı, C., Tumaç, D., Akgül, M., Yüksel, A., Kahrıman, A., Kadıköy-Kartal Metro Tünellerinde Kullanılacak Tünel Açma Makinelerinin (TBM) Bazı Tasarım Parametrelerinin Kesme Deneyleri İle Belirlenmesi Ve Performans Tahmini, 2. Ulaşımında Yeraltı Kazıları Semp. 2007, S.63-71, İstanbul



- Büyüksağış, I.S., Effect Of Cutting Mode On The Sawability Of Granites Using Segmented Circular Diamond Saw Blade, *Material Processing Tech*, 2007, Vol. 183, P.399-406
- Büyüksağış, I.S., Göktan, R.M., Investigation Of Marble Machining Performance Using And Instrumented Block-Cutter, *Material Processing Tech*, 2005, Vol. 169, P.258-262
- CERCHAR-Centre D' Etudes Et Recherches De Charbonnages De France. The Cerchar Abrasiveness Index, 1986, 12 S., Verneuil,
- Dong, C., Durucan, S., The Theory Of Diamond Tool Wear Mechanism And Hard Rock Sawing Optimisation, *Min. Planning And Equipment Selection*, Paşamehmetoğlu Vd. (Eds), Balkema, 1994, S.455-460
- Ersoy, A., Waller, M.D., Prediction Of Drill-Bit Performance Using Multi-Variable Linear Regression Analysis, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech Abstr.*, 1995, Vol. 32, P.279a-279a
- Evans, I. And Pomeroy, C.D. *The Strength Fracture And Workability Of Coal*. Oxford: Pergamon Press. 1966.
- Goktan, R.M. Brittleness And Micro-Scale Rock Cutting Efficiency, *Min. Sci. Technol.*, 1991, Vol.13, Pp.237-241.
- Gunaydin, O., Kahraman, S. And Fener, M. Sawability Prediction Of Carbonate Rocks From Brittleness Indexes, *J. S. Afr. Inst. Min. Metall.*, 2004, Vol.104, Pp.1-6.
- Hetenyi, M. *Handbook Of Experimental Stress Analysis*, P.15, John Wiley, New York. 1966.
- Kahraman, S. And Altindag, R. A Brittleness Index To Estimate Fracture Toughness, *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci.*, 2004, Vol.41, Pp.343-348.
- Kahraman, S. Correlation Of Tbm And Drilling Machine Performance With Rock Brittleness, *Engineering Geology*, 2002, Vol.65, Pp.269-283.
- Kahraman, S., Gunaydin, O., Fener, M. And Bilgil, A. Correlation Between Los Angeles Abrasion Loss And Uniaxial Compressive Strength, *Proceedings Of Int. Symp. On Industrial Minerals And Building Stones*, Istanbul, Türkiye, 2003, Pp.577-581.
- Käsling, H., Der Cerchar-Abrasivitätstest: Aussagekraft Und Verbesserungsmöglichkeiten Eines Indextests Zur Bestimmung Der Gesteinsabrasivität (The Cerchar Scratch Test: Value And Possibilities Of Improvement. 2000, 47 S.28 Abb., 9 Tab., 9 Anl.). Diploma Thesis Tu Munich (Unpublished)
- Lawn, B.R., Marshall, D.B., Hardness, Toughness And Brittleness: An Indentation Analysis, *J. Of The Ceramic Society*, 1979, Vol.62, No.78, Pp.347-350.
- Mathier, J.F., Gisiger, J.P., Abrasivity Of Icelandic Basalts, *Isrm-2003-Technology Road Map For Rock Mechanics*, Saimm, 2003, P.809-811
- Morley, A. *Strength Of Metaterials*, Longman. Green, London, P.35. 1944.
- Plinninger, R.J., Käsling, H., Thura, K., Spaun, G., Testing Conditions And Geomechanical Properties Influencing The Cerhar Abrasiveness Index Cai Value, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 2003, Vol. 40, P.259-263
- Quinn, J.B. And Quinn, G.D. Indentation Brittleness Of Ceramics: A Fresh Approach, *J. Of Materials Science*, 1997, Vol.32, Pp.4331-4346.
- Ramsey J. G. *Folding And Fracturing Of Rocks*, P.289. Mcgraw-Hill, London. 1967.
- Restner, U., Pichler, J., Mont Cenis Tunnel Modification Project-Lowering Of Tunnel Invert With Sandvik Tunnel Miner Mt620, 2. Ulaşımında Yeraltı Kazıları Semp., 2007, S.191-197, Istanbul
- Singh, S.P., Brittleness And The Mechanical Wining Of Coal, *Min. Sci. Technol*, 1986, Vol.3, Pp.173-180.



- Tiryaki, B., Evaluation Of The Indirect Measures Of Rock Brittleness And Fracture Toughness In Rock Cutting, *The J. Of The South Afr. Inst. Min. And Metall.*, 2006, Vol.106, July, Pp.1-18.
- Tunçdemir, H., Çopur, H., Feridunoğlu, C., Bilgin, N., Possibility Of Using Mechanical Miners In Underground Chromite Mines' Ore Productions And Two Different Examples, 18. Uluslararası Madencilik Kongresi Ve Sergisi, 2003, S.135-141, Antalya
- Ünver, B., Kayaların Testerelerle Kesilebilirliğinin Pratik Olarak Belirlenebilmesi İçin İstatistiksel Bir Yaklaşım, *Madencilik*, 1992, Vol. 31, S.17-25
- West, G., Rock Abrasiveness Testing For Tunnelling, *Int. J. Rock Mech Min Sci Geomech Abstr.*, 1989, Vol. 26(2), P.151-160
- Yağız, S., Keski Kuvveti Ve Kayaların Bazı Mühendislik Özellikleri Arasındaki İlişkinin Araştırılması, *Kayamek-2006 8. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu*, 2006, S.99-106, İstanbul
- Yaralı, O. Investigation Of The Relations Between Rock Brittleness And Drilling Rate Index, *Proceedings Of The 20th Int. Min. Congress Of Turkey*, 2007, Pp.217-224.
- Yaralı, O., Türkiye Taş Kömürü Kurumu Galeri İlerlemelerinde Kollu Galeri Açma Makinalarının Kullanımının Araştırılması, *Türkiye 16. Kömür Kongresi Ve Madencilik Sergisi*, 2008, S.77-91, Zonguldak
- Yasar, E., A New Rock Mass Classification For Coal Measures Rocks, *Eng. Geology*, 2001, Vol.62, P.293-300
- Yüksel, A., Yeşilçimen, Ö., Arıoğlu, E., Kadıköy-Kartal Raylı Toplu Taşıma Sistemi Projesinde Jeolojik Ve Jeoteknik Araştırma Çalışmaları, *Kayamek-2006 8. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu*, 2006, S.157-170, İstanbul.



LARGE-SCALE ROCK MECHANICS EXPERIMENTS FOR DEVELOPMENT OF NUCLEAR WASTE DISPOSAL FACILITIES AND IMPLICATIONS FOR PROJECTS IN TURKEY

NÜKLEER ATIK DEPOLARI TASARIMINDA BÜYÜK ÖLÇEKLİ KAYA MEKANİĞİ DENEYLERİ VE TÜRKİYE'DEKİ PROJELER AÇISINDAN DEĞERLENDİRİLMELERİ

Yusuf ATEŞ, Maden Müh. Böl., Mühendislik-Mimarlık Fakültesi, Yüzüncü Yıl Üniversitesi, VAN

ABSTRACT

In the last twenty years, several countries with nuclear energy programs have undertaken significant multi-disciplinary studies related to the disposal of nuclear waste in geological media. A large amount effort in these studies is related to undertaking of large-scale in-situ rock mechanics experiments carried out in underground research facilities which have been pre-characterized and specifically dedicated for the experiments. Because of the significance of results achieved, these experiments are important not only for the issues related to nuclear waste disposal, but also for any area where the use of basic rock mechanics is called for. In this study, some of the underground research facilities and large scale experiments undertaken in these facilities are described; some of lessons learned and their implications for potential projects in Turkey are also explored.

Key words: Large-scale experiments, rock mechanics, nuclear, waste, disposal

ÖZET

Dünyanın nükleer enerji ile ilgili belli başlı ülkelerinde, son yirmi yıl içinde nükleer atıkların jeolojik ortamda depolanması ile ilgili çok disiplinli ve kapsamlı çalışmalar yapılmaktadır. Bu çalışmaların önemli bir bölümünü bu ülkelerin tesis ettikleri yeraltı araştırma laboratuvarlarında yürütülen büyük ölçekli kaya mekaniği deneyleri oluşturmaktadır. Yapılan kaya mekaniği deneyleri, sonuçları itibarıyla yalnızca nükleer atıklar konusunu değil, kaya mekaniği bilim dalının genel olarak kullanıldığı bütün konular için önem taşımaktadır. Bu çalışmada dünyada nükleer atık depolarının tasarımı amacıyla kurulup çalıştırılan belli başlı yeraltı laboratuvarları ve oralaradaki büyük ölçekli kaya mekaniği deneylerinden genel örnekler sunulmuş ve Türkiye için önemi irdelenmiştir.

Anahtar kelimeler: Büyük-ölçekli deney, kaya mekaniği, nükleer, atık, depo.



1. INTRODUCTION

A typical design for an underground facility in rock requires the knowledge of in-situ stress and strength of rock mass. This knowledge along with the use of an appropriate failure criteria such as given by Hoek and Brown (1980, 1988), can lead to establishments of fundamentals in the design process. Large-scale in-situ experiments play an important role in refining many aspects of the design; specifically the refinement of scale-related parameters. They are also very important in demonstration aspects of the projects, and are becoming as a pre-requisite in the design, construction and implementation of nuclear waste repositories.

1.1. Purpose

The purpose of this study is to provide examples of large-scale and in-situ rock mechanics experiments which are being carried out by major nuclear waste producing countries throughout the world. Description of these experiments, lessons learned from them and their implications for some potential projects in Turkey are also discussed.

1.2. Large scale experiments

A large-scale in-situ experiment is an operation carried out under controlled conditions outside the conventional laboratory in a setting of real conditions and size. These experiments are often designed to investigate issues beyond what can be investigated in a conventional laboratory, or by analytical-numerical methods. In the field of rock mechanics, there have been many large-scale experiments carried out in conjunction with the development of designs for nuclear fuel waste disposal. Such experiments have been carried out in many countries, primarily in nuclear fuel waste producing (and generally developed) countries such as Canada, Sweden, Switzerland, Belgium, France, USA, and others.

1.3. Nuclear waste, requirement for disposal and disposal medium

Nuclear waste is produced primarily from operation of nuclear reactors. Isolation of nuclear waste is required because of its health effects. The health concerns results from ionization radiation inherent with the nuclear waste. Radiation of the nuclear waste continues over long period of time. Disposing the waste in a suitable geological media, with the option to retrieve if need be, is found to be a reasonable solution for this problem (IAEA, 2001).

Geological media is often not homogeneous compared to a man-made material, such as steel; thus, it is more difficult to prescribe a behavioral model. Therefore, geological media needs to be well characterized before its commitment as a waste facility. It is only after this initial characterization that, the behavioral changes due to the short term (construction, operation) and long term (as sealed) activities can be monitored and checked against the models developed in

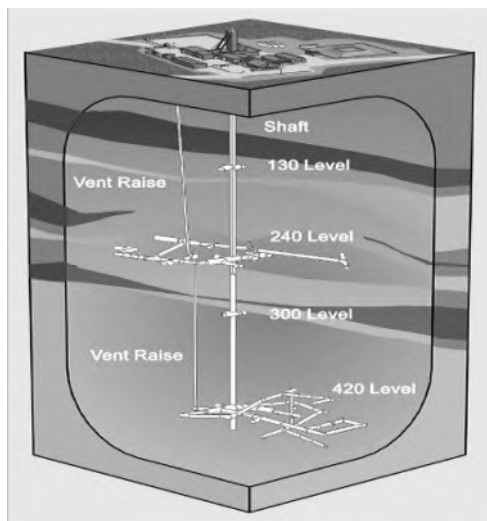
the characterization phase. Therefore, the disposal of waste requires knowledge and expertise from various scientific disciplines; primarily from the geosciences.

While general question to be answered in nuclear waste disposal is how to assure that long term safety of the environment is assured, the related sub-task in the field of the rock mechanics is to understand and predict rock behaviors under a set of conditions over a long period of time. Such conditions may include the effects of transient events such as glaciation and seismic events. If the behaviors of rock under these conditions can be understood and predicted then suitable structures can be constructed in rock to contain the nuclear waste.

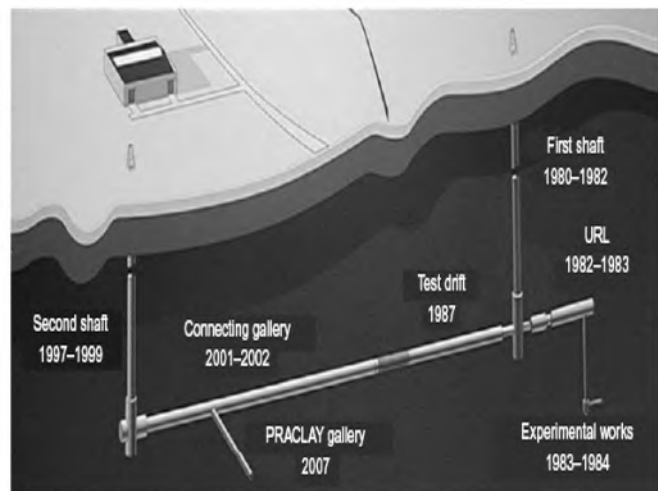
Countries choose different geological media to study as disposal media for a variety of reasons. The media which have been studied by most countries is the crystalline rock such as granite, because it is strong, relatively homogeneous, and almost impermeable. Clays and salt domes have other advantages. Among those countries choosing crystalline rock, Sweden and Canada established well known laboratories known as the Underground Research Laboratories (URLs) or Underground Research Facilities (URFs). Because 'facility' is a more broader and inclusive term than 'laboratory' it is found more applicable and is used in this study.

1.4 Large scale experiments and Underground Research Facilities (URFs)

Large scale experiments in the context of nuclear waste disposal are undertaken in URF's dedicated for the study of specific issues in this area. The purpose of URF's is to investigate different variables involved in deep disposal. The locations which the laboratories are constructed are not necessarily committed as a repository (Simmons et al., 1994) site; but only as an experimental site. Figure 1 illustrates the Canadian URF known as the Underground Research Laboratory (URL), and Belgian URF known as High-Activity Disposal Experimental Site (HADES).



A



B

Figure 1: Examples of URF's A) in Canada, B) in Belgium.



Many countries either have developed or are in the process of developing a URF's. Some, like Canada, are at the stage of decommissioning their laboratories and are preparing for the next phase which is likely to include a similar laboratory adjacent to a site selected and committed as a disposal site. Some of these research facilities are described below.

Belgium-HADES

Belgian's main facility is called HADES: High-Activity Disposal Experiment Site (Neerdall, 1996). The laboratory's main activities are about characterization of boom clay in which it is built. One aspect of this facility is that full-face tunneling machine excavation and traditional development of tunnels have been demonstrated and studied at the site. Hydro mechanical response around excavations is also studied (Bernier et al., 2007).

Canada-URL

Canada has built and operating a facility called the Underground Research Laboratory (URL) in Granite (Martin and Simmons, 1992; Allen and Simmons, 1996). There are many experiments undertaken in this laboratory since its initial start in early 1980's. The experiments are related to solute transport, materials and sealing studies, excavation damage/excavation stability studies and other multi-disciplinary studies. Most significant in terms of large-scale rock mechanics experiments are the in-situ stress study at depth (Thomson and Kozak, 1991; Thomson and Chandler, 2004), study of rock behavior thru the 'mine-by' experiment (Read et al., 1995) and the 'excavation stability' experiment (Read, 2004).

Sweden-ASPO

Sweden has built and is operating the Äspö Hard Rock Laboratory in Granite; a facility comprising of tunnels. The laboratory is best known for its equipment and process demonstration studies. The research and development focuses on the bentonite clay, the structures of the rock, water flows and transports, ground water chemistry, the chemistry of radionuclides and radioactive substances in the biosphere. There is also ongoing research focusing on the canisters in which the waste is to be placed (Nygards et al., 2003).

Switzerland- GRIMSEL

Switzerland/GRIMSEL Underground Rock Laboratory is in granite, a tunnel network was excavated in 1983 mainly using a full-face boring machine. Swiss program also includes a second laboratory in Opalinus Clay at Mont Terri with a multinational partnership (Thury and Bossart, 1999).

1.5 Studies common to most URF's

Initial reasons for the establishment of URF's are to develop and demonstrate technology for disposal, i.e, to provide a 'dress-rehearsal', and to develop expertise, and hands-on experience



on disposal at national and international level. Gradually public interest in technology and demonstration has helped further development and diversity of work carried out in the facilities. One of their outstanding role has been to build public confidence in geological disposal of waste.

The following studies have also been common to facilities:

- Geological and hydrological characterization of the media they were built-in,
- Properties and long-term behaviour of components of engineered barrier systems,
- Transport and retention of radionuclides in the engineered barrier system and the surrounding geosphere,
- Technologies for tunnel excavations and waste emplacement, and
- Providing information to public, political decision maker and authorities.

Because of common goals and interests the facilities have established cooperative agreements between themselves either bilaterally or through the International Atomic Energy Authority (IAEA, 2001).

2. AN EXAMPLE OF LARGE SCALE ROCK MECHANICS EXPERIMENTS FROM AN URF IN CANADA

This section is intended to illustrate aspects of experiment planning, design processes as well as benefits gained from a large scale underground experiment.

2.1 Background

At the Underground Research Laboratory in Canada (LacDuBonnet, Manitoba) a multi stage process of progressive brittle failure (Figure 2) observed at the roof and floor of a tunnel 3,5 diameter (46m long), circular, test tunnel at 420 m level (Figure 3). The brittle failure was observed to end after formation of a non-circular shape as shown in Figure 4. This process is described in details elsewhere (Read et al., 1995; Martin et al., 1997). Although this was a test tunnel, such would not be a desired outcome in a real case; i.e., for tunnels for placement of nuclear waste. Thus, further studies for generation of alternate and more stable designs were required.

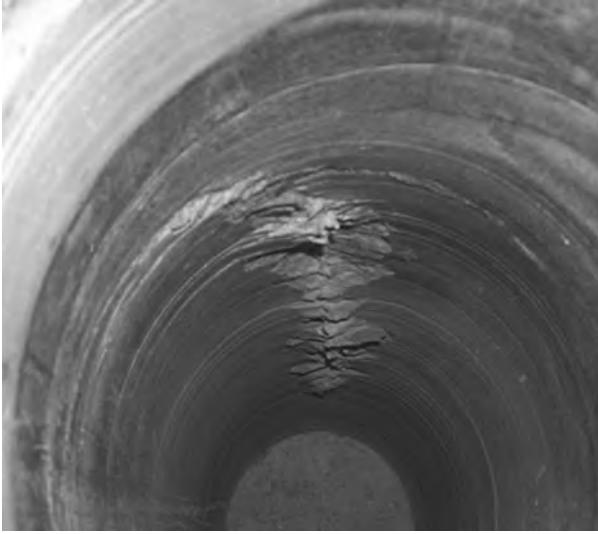


Figure 2: Brittle failure at the roof (also in the floor) of a circular test tunnel (Picture from The Underground Research Laboratory, Pinawa, Manitoba, Canada).

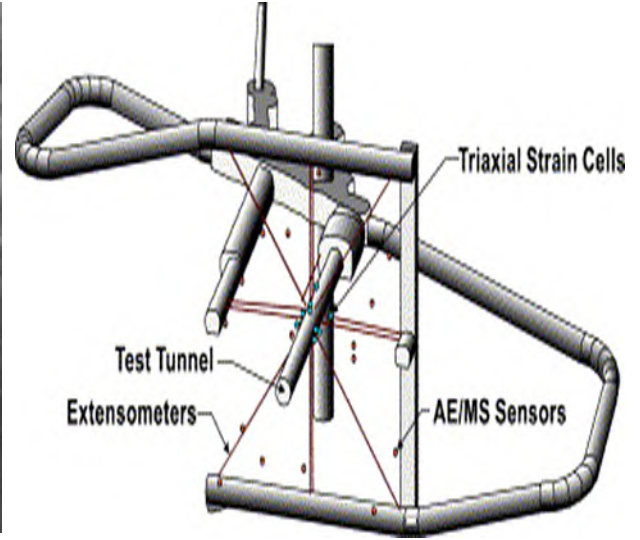


Figure 3: Test tunnel and surroundings (Read, 2004).



Figure 4: Shape of a circular test tunnel following the brittle failure (Picture from The Underground Research Laboratory, Pinawa, Manitoba, Canada).



2.2 Analytical, two dimensional-elastic, scoping studies

As part of scoping and planning studies, Ates and Baumgartner 1995 developed a method for generating stable tunnel cross-sections under given in-situ stress. Their analysis showed that to minimize stress concentration on the boundary of excavations, therefore to improve the stability, the excavation need to be elliptical in cross-section with the excavation aspect ratio (width/height) selected to match the ratio of in-situ stresses acting on the same width and height direction. For example, if in-situ principle stresses acting along the width and height of the excavation are 60.1 MPa, and 26.5 MPa; respectively, then the excavation, ideally, should be made to be elliptical in shape with width/length ratio= $60.1/26.5 = 2.27$. At this ratio stress concentration along the perimeter of the excavation was shown to be lowest for the given conditions. The tunnels can also be aligned, if possible, parallel to the maximum stress orientation to reduce the magnitude of stress concentration and improve stability; but matching aspect ratio remains critical. Tunnel stability during the excavation as well as during the heating (due to heat from the nuclear waste) stage are assessed.

The assessment process consists of a number of steps for deriving a disposal room (tunnel) geometry and a layout of rooms whereby the room perimeter is stable (i.e., strength/stress ratio > 1) under both excavation and thermal conditions. This process involves the specification of material properties and design criteria, the definition and analysis of room shapes under ambient temperature and stress conditions, distribution of heat-generating nuclear waste within each room of a repository, and analysis of the same rooms under backfilled, elevated temperature and stress conditions. The process concludes with a disposal room (tunnel) geometry and layout (Baumgartner et al., 1996) that does not exceed the set design limits as given in the following section.

2.2.1 Rock Mass and Backfill Material Properties

Elastic Properties

The rock mass is assumed to be linearly elastic and homogeneous. The rock elastic constants used in the analyses are as follows:

Thermal Conductivity (W/(m·K))	3.0
Thermal Diffusivity (m ² /a)	42.3
Density (kg/m ³)	2700
Young's Modulus (GPa)	60
Poisson's ratio	0.25
Coefficient of Thermal Expansion (10 ⁻⁶ /K)	10



Rock Mass Strength Design Limits

The rock mass properties are taken from the granitic Lac du Bonnet batholith. A typical stress-strain curve from this granite (Martin and Simmons 1992) is shown in Figure 6. The onset of stable crack formation (σ_{ci}) is 100 MPa. In comparison, the onset of unstable crack growth (σ_{usc}) is 150 MPa, and the peak unconfined compressive strength.

(σ_f) is 190 MPa (i.e., the conventional value from laboratory testing). The excavation (i.e., mechanical) strength was designed as the onset of stable crack formation (σ_{ci}), and the thermal-mechanical strength as the onset of unstable crack growth (σ_{usc}). That is the mechanical design limit is defined as:

$$\sigma_t < \sigma_\theta < \sigma_{ci}$$

and the thermal-mechanical design limit as

$$\sigma_t < \sigma_\theta < \sigma_{usc}$$

where σ_θ = tangential stress at the disposal room perimeter, and
 σ_t = tensile strength of the rock mass.

The tensile strength of the rock mass is assumed to be zero.

In-situ Stress Conditions

The in-situ stresses used in the analyses, given as a function of depth, are:

$$\sigma_3 = \sigma_v = 0.0265Z$$

$$\sigma_2 = 0.00883Z + 44.3$$

$$\sigma_1 = 0.00883Z + 51.3$$

where Z = depth (m), from 500 to 1000 m in the analyses;

σ_3 = minor principal stress (MPa);

σ_v = vertical stress (MPa);

σ_2 = intermediate principal stress (MPa); and

σ_1 = major principal stress (MPa).

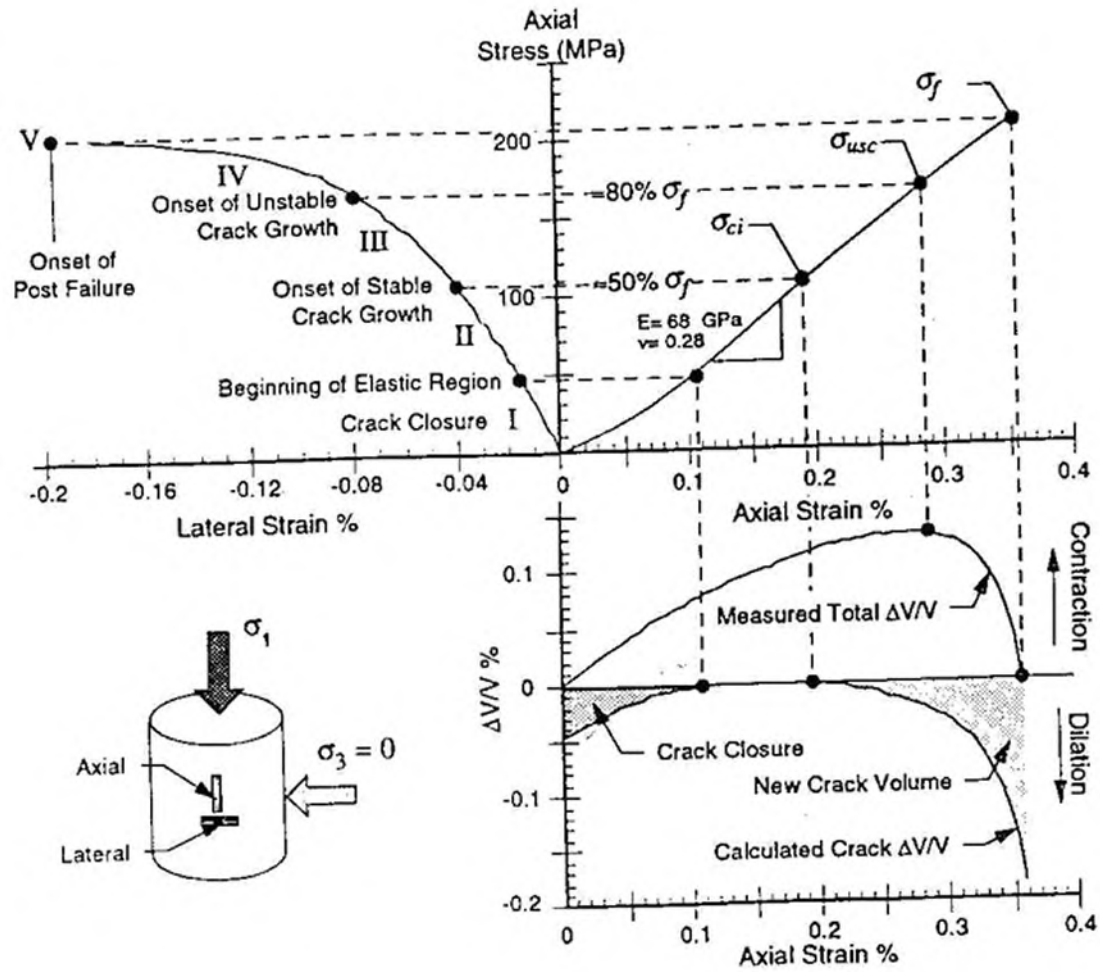


Figure 5: Typical stress/strain curve for LacDuBonnet Granite (Martin and Simmons, 1992).

2.2.2 Design Approach

Disposal Room Shape

Ates and Baumgartner (1995) examined both oval- and elliptical-shaped disposal rooms. With the major axes of the rooms oriented horizontally to accommodate the high horizontal in situ stresses, these two geometries result in better stress distributions (i.e., compared to other shapes) around the room perimeters. An oval shape is usually preferred as it provides more usable space at the outer edges of the room. Scoping analyses, using the Greenspan (1944) method, showed significant stress concentrations at the outer quadrants ('corners') of the ovals when compared to ellipses. For an elliptical shape, the stress concentrations are lowest if the room width-to-height (W/H) ratio, or room aspect ratio, is matched to the major-to-minor



principal stress ratio (σ_1/σ_3). At a depth of 1000 m, an aspect ratio of 2.27 (i.e., $\sigma_1/\sigma_3 = 60.1/26.5$) represents the 'ideal' room shape under the given stress conditions, to minimize the stress concentrations acting on the room perimeter.

For each disposal room aspect ratio, tangential stresses were calculated for different depths and compared to the mechanical design limits (i.e., $\sigma_t < \sigma_\theta < \sigma_{ci}$). Analyses were performed for room aspect ratios ranging from 1.5 to 3. The depth at which a particular strength (i.e., compressive or tensile) was exceeded for a specific aspect ratio was plotted and summarized in Figure 6. This figure outlines a design envelope in terms of depth, room aspect ratio and stability. The upper line(s) represents the strength/stress ratio = 1 for the wall. Below this line, the wall is stable under compressive loading. The near-vertical line(s) represent the strength/stress ratio = 1 for the roof (and floor). To the right of this line, the roof is stable under compressive loading. The lower line(s) represents the tensile strength of the wall. Above this line, the wall is stable. Thus, we have bounded a range of stable elliptical shapes for a disposal room. Under excavation conditions, a disposal room with an aspect ratio from about 1.9 to 2.5 is suitable for desired depth range (500-1000m).

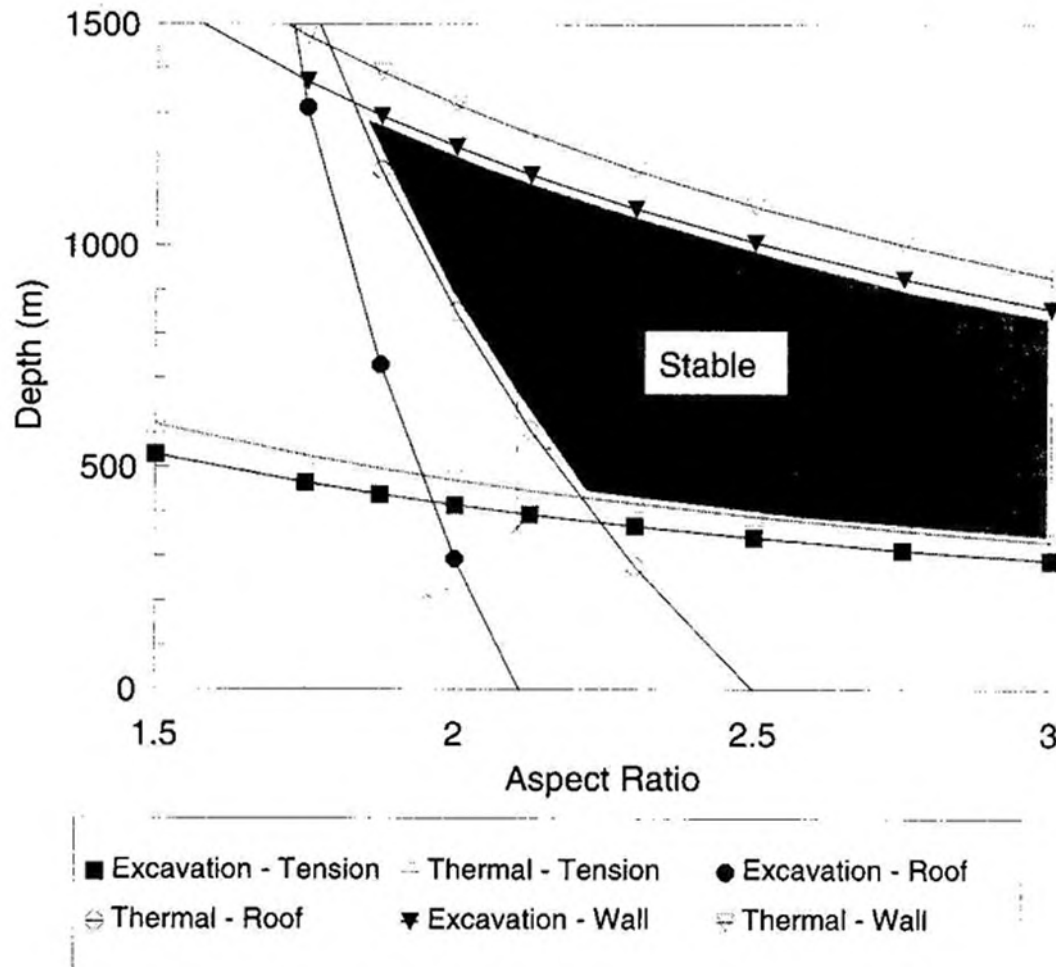


Figure 6: Disposal room (tunnel) design envelope for excavation and thermal conditions (Ates and Baumgartner, 1995).

2.2.3 Thermally-Induced Stresses

The thermal analyses indicated that the average temperature rise in the rock at the repository horizon was about 40°C. The thermally-induced stress at the repository elevation was calculated using a solution for a uniformly heated horizontal plate under plane stress conditions assuming no lateral strain (Timoshenko and Goodier 1970) as follows:



$$\Delta\sigma = \alpha E \Delta t / (1 - \nu)$$

where $\Delta\sigma$ = change in horizontal stress (MPa);
 α = coefficient of thermal expansion (K^{-1});
 E = modulus of elasticity (MPa); and
 Δt = change in temperature (K).
 ν = poisson's ratio.

2.2.4 Thermal-Mechanical Analyses

By using the principle of superposition for linear elasticity, the thermal stresses were added to the ambient in situ stresses and the analysis of disposal room stable aspect ratio was rerun for the increased in situ stresses. The results are shown as the 'thermal' values in Figure 6. Instead of crack initiation strength ($\sigma_{ci} = 100$ MPa), the strength corresponding to onset of unstable crack growth ($\sigma_{usc} = 150$ MPa) was used to evaluate the stability of the room under heating conditions. The requirement for not allowing tension to exist around the opening was also maintained. It was concluded that under the thermal-mechanical conditions, a disposal room with an aspect ratio from about 2.2 to 2.5 is suitable for the desired depth range of 500 to 1000 m (Figure 6).

2.3 In-situ experiment

The stability of excavation as function of the tunnel geometry was also tested as part of a large scale in-situ experimental study (Read, 2004). A series of in-situ tunneling experiments at 420m level were undertaken 1995 and 1997 to evaluate 'stability and the extent of excavation damage in underground openings as a function of tunnel geometry and orientation, geology, and excavation method' (Read, 2004). Tunnels (or rooms) with different shape and aspect ratio were excavated and the stability of the openings were observed. The experiments confirmed the earlier studies about the importance of the elliptical openings, and that of the selection of the optimum aspect ratio, in creating stable excavations. Tunnels that were optimized to the stress conditions (i.e., with major cross-sectional axis parallel to σ_1) were found to be inherently more stable than other non-optimized ones. The results this large-scale in-situ experiment confirmed the earlier two dimensional analyses that it is possible to construct large stable underground openings with only limited excavation damage (Figure 7); a desired outcome for many applications - specifically significant for hazardous waste repository applications.



Overall, these studies show that a combination of well designed classical and numerical analyses as well as observations from large-scale in-situ experiments can lead to important developments which are crucial in designing stable underground openings.



Figure 7: Elliptical tunnel. Note no rock failure around the perimeter (Picture from The Underground Research Laboratory, Pinawa, Manitoba, Canada).

3. LESSONS LEARNED FROM LARGE SCALE EXPERIMENTS

Large-scale in-situ experiments provide a wider perspective for designers compared to conventional laboratory experiments; i.e., they help designer to understand the scale affect inherent with the rock mass studies better. The designer is in a much able position, with this understanding, when selecting appropriate rock mass properties for design of large underground structures in rock; such as emplacement tunnels for disposal of hazardous waste. This additional design ability does not eliminate the need for conventional experiments. The



force-deformation curve is still determined from tests of intact specimens under uniaxial compression (Figure 5) and in a conventional laboratory setting. ‘..It is obviously not possible to determine this curve directly on the large scale but considerable insight can be obtained by well designed experiments in association to underground excavations’ (Fairhurst, 2004).

More specifically, large-scale experiments undertaken as part of nuclear waste facility designs have significantly contributed to the rock mechanics; including the following areas:

- Geological and hydro-geological characterization of rock formations,
- Transport and retention properties of fracture zones,
- Verification of rock mechanics models,
- Growth distribution of micro-cracks in rock,
- Development of new numerical design tools,
- Use of micro-crack and associated geophysical techniques,
- Progressive failure modes in rock,
- Stress corrosion concepts,
- Providing rock mechanics information to the public, political decision-makers and the authorities, and
- International collaboration and exchange of know-how.

To be able to make the best of large-scale in-situ experiments, well designed classical and numerical analyses should precede the implementation of these experiments. Such analyses can save time, money, and the improve quality and credibility of the experiment results.

Because large scale experiments take time to construct and operate, they often allow for observations of rock mass for a length of time. These observations and related measurements should allow back analyses about the long term strength of rock mass; another important question for the designer to know to incorporate in the design. The knowledge of long term rock mass strength is required to answer the questions about the stability of rock structures with long service life.

Deterioration of rock strength is also a major cause of most of disastrous events such as earthquakes. The development of reliable methods to predict timing of a collapse or ‘failure’ would be significantly important in rock engineering and in earthquake prediction. This aspect of large scale experiments has not been explored at a significant level; largely because of insufficient planning at earlier stages.

The decisions for establishing laboratories were taken in post-cold-war period; that is prior to 1980’s. They remain as national projects with national efforts. Counties or association of countries (e.g., EU) need to continue efforts; as the involvement of the private sector is this area, in a leadership role, is yet to develop.



4. IMPLICATION FOR PROJECTS IN TURKEY

Large scale experiments are time consuming, expensive and their conduct may have environmental concerns. Therefore, before committing to new ones, the results from existing experiments should be exhaustively examined and benefited appropriately; specifically in the countries where large expenditure cannot be undertaken because of either time consumed, or lack of expertise, or both.

Turkey, a net petroleum importing country, also has been interested in adding nuclear to their overall energy mix, and may face the situation where waste need to be disposed. Therefore, before conducting a large scale experiment, fundamental questions like: Do we need large scale experiments for this purpose? Are they applicable to fundamental understanding and broad applications or are they just applied to that particular situation? Can physical models in combination of numerical models replace large scale experiments? What other countries for example Turkey can learn from this? should be answered.

Currently, there is no accumulation of nuclear waste in Turkey; although there have been plans to include nuclear in the country's energy mix, there is no energy-generating nuclear power station in Turkey and no accumulation nuclear waste . Therefore there is no need for the large scale experiments in that specific area yet. However, the principles are applicable to, and should be considered, for the design of storage and/or disposal of other hazardous waste.

However, the international experience and knowledge gained by conducting large scale experiments in the context of research towards designing nuclear waste facilities is very useful in the study of earthquakes. Turkey, and the surrounding region, suffers from the destructiveness of the earthquakes. Indeed, one does not need to go too far back to locate a large earthquake where thousands of lives were lost. As an example, more than 18 000 people are believed to have lost their lives in the 1999 İzmit earthquake (Turkey, Mw =7.4 – Kanibir et al., 2006). The results of situ determination, failure mechanisms in rock, behavior of rock under stress for long periods of time are all relevant to the study of earthquakes in general.

Stability studies, such as illustrated by an example in this paper, are specifically relevant to areas such as mining, tunneling and dam building and dam maintenance.

Many tools developed in the process of design construction and evaluation of large scale tests are useful in understanding the fundamental processes in rock (Potyondy and Cundall, 2004).

Scientists are in Japan are in process of establishing early warning systems regarding earthquakes in a zone in Japan at six kilometers depth (Milliyet, 2008). For Turkey, cooperative



programs with countries such as Japan on construction of large scale facilities for earthquake research should be of importance. As the EU membership of Turkey is not certain, bilateral agreements with interested countries should be pursued; cultivating synergy and resources in this area.

Although, there is no URF at a scale mentioned for other countries, Turkey has a long mining tradition specifically in coal mining. There have been large-scale studies in connection to coal mining. For an example, subsidence measurements, geophysical measurements, rock test in laboratory, and data obtained from a physical model have been incorporated in numerical models to estimate boundaries of area influenced by subsidence at Soma coal fields (Aksoy et al., 2004). The study by Aksoy et al. (2004) and similar studies are indication that should the country attempt to build and operate a URF the expertise required can easily be recruited within the country.

ACKNOWLEDGEMENTS

The author acknowledges Atomic Energy of Canada Limited (AECL), Canada, owner of the Underground Research Laboratory (URL) where the author worked for many years. The referred research at URL was carried out by a multi-disciplinary team, and funded by AECL and many other organizations over the years; among those the Ontario Power Generation.

REFERENCES

- Allan C. J. ve G.R. Simmons, 1996. Canada's nuclear fuel waste management program: the environmental assessment of the disposal concept. In: Geological Problems in Radioactive Waste Isolation: The Second World Wide Review. Earth Science division Earnets Orlando Lawrence, Berkley National Laboratory, University of California Berkeley California USA. September 1996. Edited by: P.A. Witherspoon.
- Aksoy C.O., Köse, H., Onargan, T., Koca Y., Heasley K., 2004. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 41, 547-556.
- Ateş, Y. and P. Baumgartner. 1995. Preliminary excavation design under thermal-mechanical stress conditions. In: Proceedings of the Second International Workshop on Design and Construction of Final Repositories. Held in Winnipeg, Canada 1994 February 15-17. Theme: Factors influencing repository design and layout. Compiled by Gary R. Simmons. Atomic Energy of Canada Limited Report AECL - 11480.



- Ateş Y. 2002. Preliminary design requirements for repository sealing systems and the excavation damage zone around underground openings. Presented in the Excavation Damage Zone Workshop, TAC/NARMS Tunnelling Conference. Toronto July 6 2002.
- Baumgartner P., D. M. Bilinsky, Y. Ateş, R.S. Read, J.L. Crosthwaite, D.A Dixon 1996. Engineering for a Disposal Facility using the In-room Emplacement Method. Atomic Energy of Canada Limited Report AECL-11595, COG-96-223.
- Bernier, F.; Li, X.-E.; Bastiaens, W. 2007. Twenty-five years' geotechnical observation and testing in the Tertiary Boom Clay formation. *Geotechnique*, 57, 2, March, 2007, p 229-237.
- Fairhurst C. 2004. Nuclear waste disposal and rock mechanics: contributions of the Underground Research Laboratory (URL), Pinawa, Manitoba, Canada. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 41, 1221-1227.
- Greenspan M. Effect of a small hole on the stresses in a uniformly loaded plate. *Quarterly Appl Math* 1944;2(1):60–71.
- Hoek E., and Brown E.T., 1980. *Underground excavation in rock*. The Institution of Mining and Metallurgy, London.
- Hoek E., and Brown E.T., 1988. Hoek-Brown failure criterion-a 1988update. In: *Proceedings of 15th Canadian Rock Mechanics Symposium*, Toronto. Edited by J.H Curran. Department of Civil Engineering, University of Toronto, Toronto, pp. 31-38.
- IAEA, 2001. The use of scientific and technical results from underground research laboratory investigations for the geological disposal of radioactive waste IAEA, Vienna, 2001 IAEA-TECDOC-1243.
- Kanibir A Ulusay R and Aydan O,” (2006), “Assessment of liquefaction and lateral spreading on the shore of Lake Sapanca during the Kocaeli (Turkey) earthquake,” *Engineering Geology* 83.
- Martin, C.D.; Read, R.S.; Martino, J.B., 1997. Observations of brittle failure around a circular test tunnel. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 34, 1065-1073
- Martin C.D., and Simmons, G.R., 1992. The underground research laboratory; opportunity for basic rock mechanics. *ISRM News Journal*, Vol 1., No.1.
- Milliyet, 2008. Depremin merkezine yolculuk. (Journey to the centre of earthquake). *Milliyet* (Turkish daily newspaper). Miliyet.com.tr. 22.04.2008.
- Neerdael B., 1966. Geological radwaste disposal in Belgium research programme, review and objectives. In: *Geological Problems in Radioactive Waste Isolation: The Second World Wide Review*. Earth Science division Earnets Orlando Lawrence, Berkley National Laboratory, University of California Berkeley California USA. September 1996. Edited by: P.A. Witherspoon. (<http://www.esd.lbl.gov/NW/international/wvr.html>)



- Nygards P., Hedman T., Eng T., Olsson O., 2003. The Swedish program entered the site selection phase. WM'03 Conference, February 23-27, Tucson AZ.
- Potyondy D., Cundall P.A. 2004. A bonded-particle model for rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 41, 1329–1364.
- Read, R.S., 2004. 20 years of excavation response studies at AECL's Underground Research Laboratory. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 41 1251-1275.
- Read RS. Martin CD, Dzik EJ. Asymmetric borehole breakouts at the URL. In: *Proceedings of the 35th US Rock Mech Symposium, Lake Tahoe, Balkema: Rotterdam; 1995. p. 879–84.*
- Simmons G.R., P. Baumgartner ve Y. Ateş. 1994. Disposal vault alternatives in the Canadian nuclear fuel waste management program. In *Proc. WM'94, Twentieth Nuclear and Hazardous Waste Symp., 1994 Feb. 27 - Mar 3, Tucson, AZ.*
- Timoshenko, S.P., and Goodier, J.N. 1970. *Theory of elasticity*. 3rd edition, McGraw Hill.
- Thomson, P.M. and Kozak E.T. 1991. In-situ measurement of coupled hydraulic pressure/fracture dilation in stiff crystalline rock. In: *proc. of 3rd intl. symposium on field measurements in geomechanics, Oslo. Pp. 23-32.*
- Thompson P.M. and Chandler, N.A. 2004. In situ rock stress determinations in deep boreholes at the Underground Research Laboratory. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 41 (2004) 1305–1316.
- Thury M., and Bossart B., 1999. The Mont Terri rock laboratory, a new international research project in a Mesozoic shale formation, in Switzerland. *Engineering Geology* 52 (1999) 347–359.



KAYA KÜTLELERİNDE MEKANİK KAZILAR İÇİN ÖNERİLEN LABORATUAR DENEYLERİ LABORATORY TESTS SUGGESTED FOR MECHANICAL EXCAVATION IN ROCK MASS

S. YAĞIZ¹, L. ÖZDEMİR², J. ROSTAMI³

¹*Pamukkale Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Denizli 20020 TR*

²*Colorado School of Mines, Earth Mechanics Institute, Colorado 80401 USA*

³*Pennsylvania State University, Department of Mineral Engineering, Pennsylvania 16802 USA*

ÖZET

Kaya kütlelerinin delinebilirliklerinin araştırılmasında, kayaçların mühendislik özelliklerinin çalışılarak ortaya konulması çok önemlidir. Günümüzde, tünel delme makineleri (TBM) ve roadheader'lar kayaç kazı teknolojisinde sıkça kullanılmaktadırlar. Son yıllarda yeni teknoloji ve sistemlerle birlikte, bu makinelerle kazı uygulamaları artmıştır. Bir projede, TBM performans analizi ve kullanılabilirliği çalışması için, kayaçların tek eksenli basınç dayanımı (UCS), Brazilyan çekme dayanımı (BTS), kırılgenlik, aşınabilirlik, sertlik ve ilgili indislerin laboratuvar koşullarında ölçülmesi ve bilinmesi gerekir. Kaya kütle özellikleride (kayaç kütleindeki çatlak sıklığı, foliasyon, çatlakların özellikleri, homojenlik ile foliasyon ve çatlak oryantasyonu) en az sağlam kaymak özellikleri kadar önemlidir. Kayaç mühendislik özellikleri, TBM'lerin spesifik özellikleri ile birlikte kullanılarak, bir tünel projesinin tamamlanması için gerekli olan zaman ve bütçe analizi, TBM ilerleme hızı tahmin edilerek yapılabilir.

Tünel projelerinin koşullarına bağlı olarak, dünyada farklı TBM performans tahmin modelleri, araştırmacılar ve endüstri çalışanları tarafından kullanılmaktadır. Colorado School of Mines (CSM) ve NTNU (Norwegian Institute of Technology) performans modelleri en iyi bilinen ve en sık kullanılan performans tahmin ve analiz modelleridir. Bu makalede, CSM ve NTNU modellerinde girdi parametresi olarak kullanılan kayaç mühendislik özellikleri ele alınmıştır. Bu iki model birbirleriyle karşılaştırılarak, TBM performans modelleri için önerilen kayaç deney yöntemleri ve kayaç özelliklerinin model çıktılarındaki etkisi tartışılmıştır.

Anahtar kelimeler; Kayaç kazı mekaniği, Kayaç materyal ve kütle özellikleri, kayaç laboratuvar deneyleri

ABSTRACT

For evaluating boreability of a given rock mass, measurement, study, and assessment of the engineering properties of intact rock and related rock mass properties are very important. At the



present, tunnel boring machines (TBM) and roadheader are commonly used in rock excavation technology and have witnessed increased area of application in recent years, while new machines are being put into more challenging ground conditions. To study applicability of any of these machines for a project, intact rock properties including uniaxial compressive strength (UCS), tensile strength (BTS), brittleness, abrasiveness, and hardness or related indices are being measured in various laboratory tests. Equally important are the rock mass properties such as number and frequency of joints, fractures, foliations, as well as rock fracture properties, homogeneity, orientation of joints. This information is in turn used along with TBM specifications to study the feasibility of mechanical tunneling to complete the project on time and at reasonable cost.

Various prognosis or machine performance prediction models have been used by researchers and the industry around the world for predicting TBM performance in a given ground condition. Colorado School of Mines (CSM) and NTNU (Norwegian Institute of Technology) performance models are the best known and most frequently used models for performance prediction or analysis. In this paper, rock properties that are utilized as input parameters in both the CSM and NTNU models were evaluated. A comparison of the two models and related laboratory rock tests suggested for TBM performance prediction for each model and their impact on the output was discussed.

Key words; rock excavation mechanics, rock intact and mass properties; rock laboratory tests

1. GİRİŞ

Yaklaşık 150 yıllık bir süreçten sonra, tam cepheli tünel delme makineleri (TBM) teknolojisi her cins kayaç ve her türlü arazi koşullarında mekanik kazıların yapılabileceği bir konuma gelmiştir (Özdemir, 1998). Mekanik kazı teknolojisinin kullanıldığı yeraltı kazı (tünel, galeri vb.) projelerinde, bu makinelerin ilerleme hızı ve kayaçların mühendislik özellikleri arasındaki ilişkilerin bilinmesi projenin zamanında tamamlanması ve doğru kazı ekipmanının seçiminde önemlidir. Mekanik kazı yöntemi kullanılarak açılan tünel projelerinin en önemli parametrelerinden biri kazı makinesinin ilerleme hızıdır. Eğer TBM özellikleri (güç, bastırma ve döndürme kuvveti vb) ve kayaç mühendislik özelliklerinin (Tek eksenli basınç dayanımı, çekme dayanımı, kırılabilirlik değeri, kayaç kütlelerinin çatlak açıklık ve oryantasyonu vb.) fonksiyonu olarak, makinenin ilerleme hızı tahmin edilebilirse, bir tünel projesinin ne kadarlık bir süreç içerisinde tamamlanabileceği kestirilebilir. TBM ilerleme hızının kestirimi amacıyla, dünyada farklı kayaç türleri göz önünde bulundurularak, TBM özellikleri veya kayaç parametreleri kullanılarak performans modelleri geliştirilmiştir. TBM ilerleme hızı kestirimi için performans modeli geliştirilmesi, halen günümüzde en çok çalışılan kaya mekaniği ve mühendislik konulardan biridir (Özdemir, 1977; Tarkoy, 1975; Blindheim, 1979; Nelson ve O'Rourke, 1983;



Rostami, 1997; Bruland 1998; Barton, 2000; Spagni vd., 2002; Yağız ve Özdemir 2001; Çığla vd, 2001; Yağız, 2002, 2003; Benardos ve Kaliampakos, 2004; Yağız, 2006, 2006a,b, 2008; Acaroglu vd., 2008; Gong ve Zhao, 2008).

Özdemir (1977), TBM dönerkafasında yer alan her bir disk kesicinin kayacın yüzeyine uyguladığı kuvvet ile kayaçların tek eksenli basınç ve Brazilyan çekme dayanımının fonksiyonu olarak tam cepheli tünel delme makinelerinin ilerleme hızını hesaplayan CSM (Colorado School of Mines) modelini geliştirmiştir. Tarkoy (1975), toplam sertlik (Schmidt, Shore sertlik ve Taber aşınma) değerinin fonksiyonu olarak, makine ilerleme hızını tahmin etmek için formül önermiştir. Blindheim (1979), tam cepheli tünel delme makinelerinin performans analizi için kayaç kütle özellikleri, kırılgenlik ve makine özelliklerini girdi parametresi olarak kullanıp NTNU (Norveç Teknik Üniversitesi) modelini oluşturmuştur. Kayaçların tek eksenli basınç dayanımı ve dolaylı çekme dayanımı ile kayaçların delinmesi için her bir disk tarafından kayaç yüzeyine uygulanan kuvvet arasında bağıntılar sırayla Graham (1976), Farmer ve Glossop (1980), tarafından geliştirilmiştir. Sanio (1985), kayaçlarda görülen anizotropinin kayaçların disk kullanılarak delinmesindeki etkisini araştırarak; TBM ilerleme hızı ile kayaçların nokta yük dayanımları arasında bir ilişki olduğunu ve bu ilişkinin kayaçlarda görülen şistozite ve tabakalanmaya bağlı olarak değiştiğini ortaya koymuştur. Kaya kütlelerinin önemli parametrelerinden olan kayaç çatlaklarının sıklıkları ve yönelimlerinin, TBM ilerleme hızına olan etkisi farklı araştırmacılar tarafından değişik yöntemler kullanılarak incelenmiştir (Roxborough ve Phillips, 1975; Özdemir vd., 1978; Sato vd., 1991; Rostami ve Özdemir, 1993; Yağız ve Özdemir, 2001; Yağız, 2006a, 2008). Özdemir (1977), tarafından geliştirilen ve daha sonra sırayla Rostami (1997) ve Yağız (2002), tarafından modifiye edilen, veritabanı genişletildikçe Yerbilimleri Mekanik Enstitüsü (Earth Mechanic Institute; EMI) tarafından güncelleştirilen CSM performans modeli ile birlikte, Blindheim (1979), tarafından geliştirilen ve veritabanı genişletilerek Norveçli araştırmacılar (Movinkel ve Johannessen 1986; Lislerud, 1988; Bruland, 1998) tarafından güncelleştirilen NTNU modelleri, dünyada en çok kabul gören modellerdir. Bu çalışmada, CSM ve NTNU performans tahmin modellerinde girdi parametreleri olarak kabul gören kayaç mühendislik özelliklerinin elde edilmesi için uygulanan deney yöntemleri incelenerek, kayaç özelliklerinin TBM ilerleme hızının kestirimindeki önemi, iki model karşılaştırılarak ele alınmıştır.

2. GENEL BAKIŞ

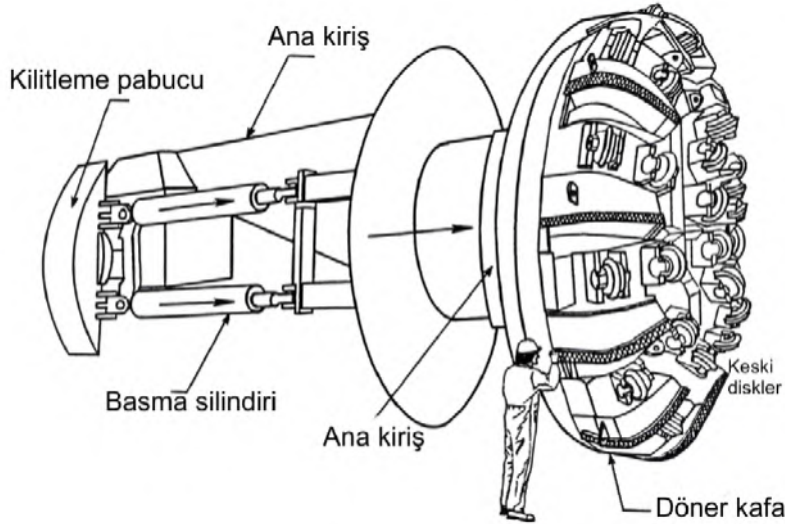
2.1. Tünel Delme Makineleri (Roadheader, TBM)

Tam cepheli tünel delme makineleri (TBM) olarak adlandırılan kazı teknoloji harikaları, farklı tiplerde ve özelliklerde olabilirler. Bir tünel projesinde kullanılması düşünülen TBM, çalışılan tünel güzergahının jeolojik, jeoteknik ve kaya kütle koşullarına bağlı olarak seçilir. Ekipman seçim aşamasından önce, delinmesi amaçlanan tünel güzergahı boyunca kayaçların sağlam



kaya ve kütle kaya özelliklerinin ortaya konulması, projeler için uygun TBM tipinin seçiminde etkili parametredir. TBM tüm tünel cephesini kapsayan bir kesme kafasına sahip olup, bu kafa üzerinde çelik alaşımlı disk keskiyer yer alır (Şekil 1). Sert kayalarda kullanılan üç önemli TBM tipi vardır ki, bunlar açık, tek şiltli ve çift şiltli makineler olarak özetlenebilir (Özdemir, 1992). Açık TBM'ler en az şilt ihtiyacına sahiptir ve daha çok az çatlaklı kayalarda kullanılırken, şiltli TBM'ler faylı ve çatlaklı kaya kütle koşullarında tercih edilirler.

Roadheader (Kollu galeri makinası köstebek) olarak adlandırılan galeri açma makineleri dünya'da yaygın olarak kullanılan diğer bir kazı teknolojisidir. Yapılan çalışmalarda, roadheader kullanılarak kayaç kütlesi kazılabilirliğini etkileyen en önemli faktörlerin yapısal özellikler (masif, süreksizlik durumları), kazı şekli, keski tipi ve kütleyle aktarılan kayaç kesme gücü olarak gösterilmiştir (Bilgin, 1994).



Şekil 1. Kaya Kütlelerinde Kullanılan Tipik TBM (Nelson, 1983'den değiştirildi)

2.2. Kayaç Mühendislik Özellikleri ve Jeolojik Koşulların TBM Performansına Etkisi

Basınç ve çekme dayanımı, kırılabilirlik, tokluk, aşınma ve sertlik gibi temel kayaç özellikleri yanında kayaçların diğer kütle özellikleri ve jeolojik faktörlerde, delinebilirlik ve kazılabilirlikte etkilidir. Kayaçların kazılabilirlik tesbitinde tek basınç dayanımı önemli faktördür. Ancak, sadece basınç dayanımına dayalı bir kazılabilirlik tayini, etkili ve doğru bir sonuç vermez. Brezilyan çekme dayanımı, kazılabilirlik tayininde diğer etkili bir parametredir ve basınç dayanımı ile birlikte kullanılır. Brezilyan çekme dayanımı, keskiyer arasındaki kayaç kısımlarının çatlaması ve kopması için oluşan çatlakların gelişiminde önemli rol oynar (Rostami ve Özdemir, 1993; Bilgin 1994; Yağız ve Özdemir, 2001; Yağız, 2002, 2006).



Kayaçların mekanik yöntemlerle kesilip delinebilme derecesine etki eden en önemli faktörlerden biride kırılgenlıktır. Kayaçların kırılgenlıklarının kazılabilirliğe etkisi farklı yöntemler kullanılarak laboratuarda araştırılmıştır. Kayaçlarda kırılgenlık arttıkça, kesilebilirlik artar ve makinenin döner kafasında bulunan keskiler arasındaki mesafede daha geniş tutulabilir. Bu durum kayaçlarda kazılabilirliği kolaylaştırır, çünkü keskilerarası mesafe arttığında kayaçtan kopan parça daha büyük boyutlu olur, gereken spesifik enerji düşer ve ilerleme hızı artar, kazılan kayaçın birim hacim maliyeti azalır. Bu durum plastik özellik gösteren kayaçlar için tam tersidir. Silt ve killi plastik keskiler arasındaki iz kolay kopmaz. Keskilerin bıraktığı izlerin derinliği giderek artar, keskiyi tutan makine kısmı buralarda sıkışır ve ilerleme tamamen durabilir. Plastik özellik gösteren kayaçlar kırılmadan önce enerjinin önemli bir kısmını emer. Kayaç kırılmaz ama ezilen bölge genişler, gerektiğinden fazla enerji harcanır ve keskilerde aşınma hızlanır. Sonuç olarak kırılgenlık, kayaçların delinebilirliğinde etkili faktörlerin başında gelir. Laboratuvar koşullarında kırılgenlık tesbiti yapılmalıdır, eğer yapılamıyorsa kayaç numunesinin basınç ve çekme dayanımı deneyleri esnasındaki davranışı ve nasıl kırıldığı (basınç altındaki kayacın, zayıf zon boyuncamı yoksa sert sağlam yüzey boyuncamı yenildiği vb.) kırılgenlık hakkında fikir verebilir; ancak kırılgenlık deneyleri kadar hassas sonuç elde edilemez (Bruland, 1999; Yağız, 2002). Gözeneklilik kayaçlarda kazılabilirliği etkileyen diğer önemli bir faktördür. Gözeneklilik keskilerin kayaca girmesini kolaylaştırır ve kayacın kırılgenlığını artırır (Özdemir, 1992; Bruland, 1998).

TBM'lerin ilerleme yönüne bağlı olarak, kaya kütleleri ve jeolojik süreksizliklerin özellikleri, kayaç kazılabilirlik açısından son derece önemlidir. Bu konuda değişik çalışmalar yapılmıştır ki, bunlardan en çok dikkat çeken CSM ve NTNU modellerinin gelişme süreçlerinde elde ettiği sonuçlardır (Rostami, 1997; Bruland, 1998; Yağız, 2002). Sahada yapılan gözlemler ve laboratuvar çalışmaları, jeolojik süreksizlik düzlemlerinin tünel eksenine dik olma durumunda kesme performansının önemli ölçüde etkileneceğini göstermiştir (Özdemir, 1995). Eğer süreksizlik düzlemleri delinen kayaç yüzeyine paralel (0°) ise bu durumda düşük ilerleme hızı elde edilirken, süreksizlik düzlemleri delinen kayaç yüzeyine dik olması halinde (90°) ilerleme hızının en yüksek olduğu Aeberli ve Wanner, (1978) ile Rostami ve Özdemir, (1993) tarafından benimsenmiştir. NTNU modeli araştırmacıları (Movinkel ve Johannessen 1986; Lislerud, 1988; Bruland, 1998) çatlaklar arasındaki mesafe ve çatlakların TBM ilerleme yönüne olan etkisini birlikte incelemişlerdir. NTNU araştırmacılarına göre, TBM ilerleme yönü ile çatlaklar arasındaki açı (α) $60-65^\circ$ civarında olması halinde TBM'den en yüksek verim elde edilir. Yağız (2002, 2008), kayaç çatlaklarının yönü ile makine ilerleme doğrultusu arasındaki açının $50-65$ derece civarında olması halinde TBM ilerleme hızının en yüksek olacağını belirtmiştir. Gong and Zhao (2008)'de TBM ilerleme yönü ile çatlaklar arasındaki açının 60° olması halinde en yüksek ilerleme hızının elde edileceğini belirterek, Yağız (2002)'de verilen sonuçları doğrulamıştır. Kaya kütlelerinde ölçülen çatlaklar arası mesafenin de önemli olduğu bir gerçektir. TBM ile geçilen tünel güzergahı boyunca çatlaklar arası mesafenin sık olması ilerleme hızını olumlu etkiler, ancak tünel stabilitesi ve tahkimat gereksinimini artırabilir. Yağız (2002)'ye göre tahkimat



gereksiniminden dolayı, çatlaklar arası mesafe 20cm'den az olması TBM ilerleme hızını olumsuz yönde etkiler; en yüksek verim çatlaklar arasındaki mesafenin 40-60cm olduğu durumda elde edilirken, çatlaklar arası mesafe artıkcça, TBM ilerleme hızı orantılı olarak azalır.

3. TBM PERFORMANS MODELLERİNDE YAYGIN OLARAK KULLANILAN LABORATUAR DENEYLERİ

Kayaç kütle ve sağlam kayaç özelliklerinin tesbiti, TBM performans analizleri için vaz geçilmezdir. Tünel çalışmalarının başlangıcından sonuna kadar, TBM'in karşılaşabileceği tüm kaya kütlelerinin özellikleri mümkün olduğunca geniş bir yelpazede bilinmelidir. Aksi durumda, makinenin ne ile karşılaşacağı bilinmez, buda ciddi ekonomik kayıplara neden olur. Bu nedenle, proje için seçilmesi düşünülen makine'den önce, kayaçlar mühendislik özellikleri hakkında saha ve laboratuar çalışmalarının tamamlanması şarttır. Dünya'da kabul gören TBM performans modelleri (CSM ve NTNU) ve denklemlerinde yaygın olarak kullanılan kayaç özellikleri ve bu özelliklerin elde edilmesi için yapılması önerilen laboratuar deneyleri verilmiştir (Çizelge 1).

Çizelge 1. TBM Performans Analizinde Kullanılan Kayaç Deneylerinin Standartları

Kayaç Deneyleri	ISRM Standartları	ASTM Standartları	Diğer Standartlar
İnce Kesit Analizi	ISRM (1978)	-	-
Sertlik	-----	-----	-----
Schmidt Çekici	ISRM (1978)	ASTM D5873-00	-
Seiver's J-değeri	-	-	NTNU
Kırılmalılık	-----	-----	-----
Uç Bastırma	-	-	CSM
S ₂₀ -Değeri	-	-	NTNU
Dayanım	-----	-----	-----
Tek Eksenli Basınç	ISRM (1979)	ASTM D2938-95	-
Brazilyan Çekme	ISRM (1978)	ASTM D3967-95	-
Nokta Yük İndeksi	ISRM (1985)	ASTM D5731-95	-
Üç Eksenli Basınç	ISRM (1983)	ASTM D4406-93	-
Aşınma	-----	-----	-----
Cherchar İndeksi	-	-	CSM
AV-AVS Değerleri	-	-	NTNU
Fiziksel Özellikler	-----	-----	-----
Elastisite Modülü	ISRM (1979a)	ASTM D3148-96	-
Sonik Hız	ISRM (1978d)	ASTM D2845-95	-
Yoğunluk	ISRM (1979b)	-	-
Gözeneklilik	ISRM (1979b)	-	-
Kesme Deneyleri	-----	-----	-----
Doğrusal Kesme	-	-	CSM
Dönerek Kesme	-	-	CSM

3.1.Kayaçlarda Dayanım Deneyleri

3.1.1.Tek eksenli basınç dayanımı deneyi (*Uniaxial compressive strength test*)

Tek eksenli basınç deneyi, kaya kütlelerinde gerçekleştirilen projelerin tasarımında kullanılan sağlam kayaç deneylerinin başında gelir. ISRM (International Society for Rock Mechanics) yada



ASTM (American Standards for Testing Materials) standartlarından biri kullanılarak, bu deney gerçekleştirilebilir. ISRM(1981) standartlarına göre hazırlanmış, ortalama 10-12cm uzunluğunda, 50-54mm çapında bir silindir kayaç numunesine, kayaç yenilinceye kadar eksenel yönde yük, saniyede 0.5-1 MPa'lık bir gerilme hızıyla uygulanır. Kayaç yenilme anındaki yük (F), silindirik numunenin kesit alanına, (A) bölünerek tek eksenli basınç dayanımı elde edilir.

3.1.2. Brazilyan çekme dayanımı deneyi (*Brasilian tensile strength test*)

Brazilyan çekme dayanımı deneyi, sağlam kayaçların çekmeye karşı göstermiş oldukları direncin ölçülmesinde, kaya ve kazı mekaniği disiplinlerinde en çok kullanılan yöntemlerden biridir. ISRM(1981) standartlarına göre hazırlanmış, ortalama 25-30mm yüksekliğinde, 50-54mm çapında bir silindir kayaç numunesine, kayaç disk eksenine dik yönde yük, 0.2-0.3 MN/saniye'lik bir hız ile kayaç yenilinceye kadar uygulanır. Kayaç yenilme anındaki yük ($F \times 0.636$), silindirik numunenin kalınlık (t) ve çapının (D) çarpımına bölünerek, Brazilyan çekme dayanımı elde edilir.

Bahis konusu olan sağlam kayaç dayanım değerleri, TBM performans analizlerinin vazgeçilmez girdi parametreleridir. Kayaçların kırılabilirlikleri tayininde, genel olarak bir sayısal fikir edinilmesinde tek eksenli basınç dayanımının Brazilyan çekme dayanımına oranı kullanılabilir. *Bu durumda, kayaçların kazılabilirliği, basma dayanımı ile çekme dayanımı oranı ile birlikte artar, ancak bu ilişkinin doğrusal olmasının esas gerekçesi Brazilyan çekme dayanımının düşük olması ile açıklanabilir, çünkü tek eksenli basınç dayanımı yüksek kayaçların kazılabilirliği, düşük dayanıma sahip kayaçlardan daha zordur.*

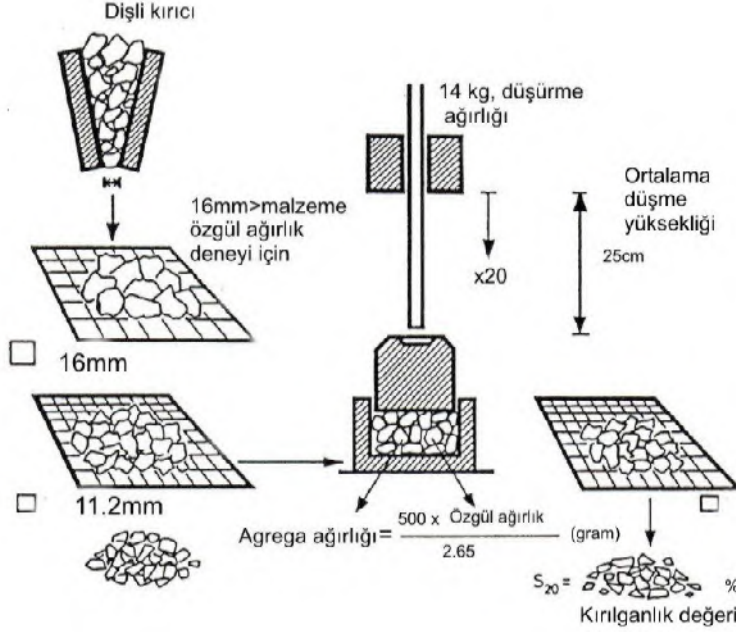
3.2. Kayaçalarda Kırılabilirlik Deneyleri

3.2.1. Kırılabilirlik deneyi (Brittleness test, (S_{20}))

Kırılabilirlik deneyi (S_{20}), bir tür kayaç agregası kırma yöntemidir. Çelik kutu içerisine konan toplam 500gr ağırlığındaki (W_0) kayaç parçaları, 25cm yükseklikten düşürülen 14kg ağırlığında bir çekiçle 20 kez tekrarlanan darbeye maruz bırakılır (Şekil 2). Darbelerle çelik bir kutu içerisinde parçalanan kayaçlar herhangi bir malzeme kaybına izin verilmeden 11.2mm lik eleklerden geçirilir. 11.2mm çaplı elekten geçen kayaç parçalarının miktarının toplam ağırlığa oranı kırılabilirlik değeri (S_{20}) olarak yüzde cinsinden hesaplanır. Her bir kayaç için 3 defa tekrarlanması önerilen deney sonucu ortalama kırılabilirlik (S_{20}) değeri, NTNU modelinde kayaçların delinebilirlik oran indeksi (DRI)'nin tesbit edilmesinde kullanılan girdi parametrelerden biridir. Çekicinin 25cm yükseklikten düşürülme sayısı kayaçların özelliklerine bağlıdır ve bu değer ince taneli kayaçlar için 20 iken, masif ve çok sert kayaçlar için 80-90'a kadar olabilir. Aslında kırılabilirlik değeri, (S_{20}) kayaca tekrarlanarak uygulanan darbelere karşısında, kayacın parçalanmaya göstermiş olduğu dirençtir. Deneyde kullanılan kayaç numunesinin ağırlığı, kayaç



numunesinin özgül ağırlığı, (Gs) 2.65 gr/cm^3 'e göre normalize edilerek, gram cinsinden hesaplanır ve elde edilen agreg ağırlığı miktarı deneyde kullanılır (Şekil 2).



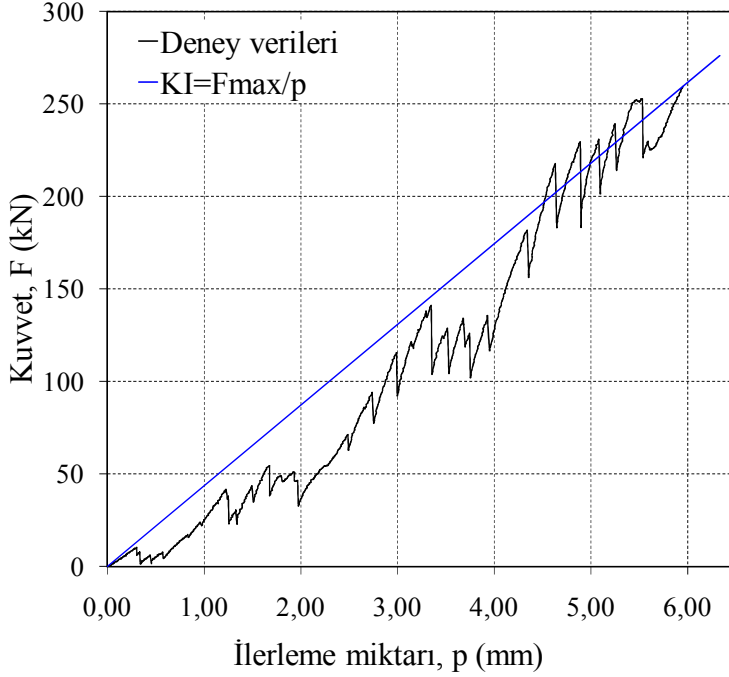
Şekil 2. Kırılmalık Deneyi (NTNU)

3.2.2. Uç bastırma deneyi (Punch penetration index test)

Uç bastırma deneyi, kayaçların kırılmaya karşı direnci (tokluk) ve kayaç kırılmalık özelliğinin tayini için yapılır. TBM'lerin kaya kütleleri içerisinde ilerleme hızı ile uç bastırma deney sonuçlarının ilişkili olduğu değişik araştırmacılar tarafından kabul edilmiştir (Bruland ve Nilsen 1995; Dollinger vd. 1999; Nilsen ve Özdemir, 1999; Yağız, 2002, 2003, 2004a, 2008). Deneyin farklı değerlendirme yöntemleri kullanılarak, kayaçların sertliklerinin tayin edilmesinde kullanılabilir olduğuda bir diğer araştırmacı tarafından belirtilmiştir (Szwedzicki, 1998). Deney NX (54mm) ölçeğinde silindirik kaya örneği üzerinde yapılır. Çapı ile boy oranı bir (1:1) olan silindirik sağlam kayaç numunesi, her iki ucundan düzgün bir şekilde kesildikten sonra, ortalama çapı 105-110 mm olan çelik halkanın ortasına konur. Kaya numunesi ile çelik halka arasında kalan boşluk, alçıdan oluşturulan harç ile doldurularak numunenin etrafında yanıl basınç (confinement) meydana getirilir. Elde edilen deney numunenin üst kısmına alçı gelmemesine, düzgün ve temiz olmasına dikkat edilir. Düzgün pürüzsüz kayaç yüzeyine tungsten-karbit den yapılmış 120 derece açılı 3.175mm çapında sivri uç, 0.0254mm/saniye lik sabit bir hız ile 300 ton yük kapasiteli makine (pres) kullanılarak batırılır. Tungsten-karbit ucun, kaya yüzeyinden derine doğru ilerleme miktarı ile kayaç yüzeyine uyguladığı kuvvet LVDT destekli bilgisayar sistemi yardımıyla sayısallaştırılır. Bu sayısal veriler yardımıyla, kuvvet-uç ilerleme ilişkisi grafiği oluşturulur. Elde edilen grafikte; maksimum kuvvet (F_{maks}) ile o yüke karşılık gelen uç ilerleme miktarı (p) arasındaki oran kırılmalık indeksi ($KI = F_{maks}/p$) olarak kabul edilir (Yağız, 2004,



2006c, 2008a,b) (Şekil 3). Bu hesaplamada kuvvet kN, ilerleme miktarı ise mm olarak alınır. Deney sonucunda, kayaç örneğinde meydana gelen çatlamlar, elde edilen grafikteki, kuvvet ile ilerleme miktarı ilişkisindeki değişimler gözlenerek, kırılgenlik indeksinin hesaplanmasında dikkate alınır.

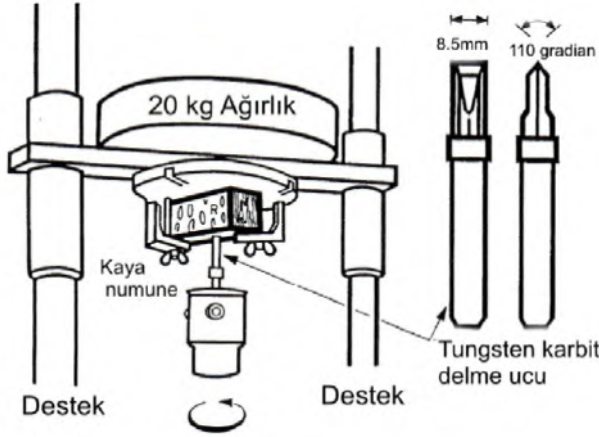


Şekil 3. Uç Bastırma Deneyinde Elde Edilen Bastırma Kuvveti- İlerleme Grafiği

3.3. Kayaçlarda Sertlik Deneyleri

3.3.1. Siever's minyatür delme deneyi (Siever's miniature drill test)

Kayaçların yüzey sertliğinin uç batırmaya karşı direncini tesbit eder. Kesilmiş düzgün yüzeyli kayaç numunesi, Siever's minyatür delme düzeneğine yerleştirilir (Şekil 4). Kayaç yüzeyinde 1/10mm derinlik açılması için 200 devir uygulanır. Kayaç yüzeyinde, 4 ile 8 delme yapılarak ortalamaları hesaplanır ve ortalama Siever's sertlik (SJ) değeri, NTNU modelinde kayaçların delinebilirlik oran indeksi (DRI)'nin tesbit edilmesinde kullanılır. SJ değeri foliasyon düzlemine paralel olarak yapılan deney sonuçlarından hesaplanır. Aslında SJ değeri delgi ile uygulanan basmaya maruz kalan kayaç yüzeyinde, kesicinin delme derinliği olarak tanımlanabilir. SJ değeri, sert kayalarda (kuvarsit) 0.5 ve daha az olurken, yumuşak kayalarda (şeyl, şist) 200'e kadar çıkabilir.



Şekil 4. Siever's Minyatür Delme Deneyi (NTNU)

3.3.2. Schmidt çekici geritepme deneyi (*Schmidt hammer rebound test*)

Schmidt çekici geritepme deneyi, kayaçların sertlik tayini için kullanılan yöntemlerden biridir. ISRM (1981) standartları kullanılarak silindirik 54mm çapındaki kayaç numune üzerinde yada bir kenarı 6cm olan blok örnek üzerinde deney yapılabilir. Deney numunesinin yüzeyleri düzgün olmalı ve herhangi bir zayıflık zonu yada çatlak içermemesine dikkat edilmelidir. Schmidt sertlik çekici deneyinde, kayaç herhangi bir çatlama veya kırılmaya maruz kalmadığından dolayı, sertlik değerinin doğrudan kayaçların kırılma yada parçalanma özelliğiyle ilişkilendirilmesi doğru olmaz; Ancak kayaçların tek eksenli basınç dayanımı ile birlikte, kayaç delinebilirlik tahminlerinde yardımcı parametre olarak kullanılabilir.

3.4. Kayaçlarda Aşınma Deneyleri

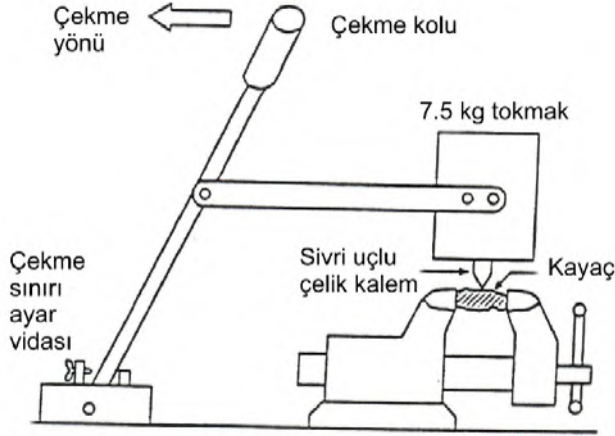
3.4.1. Cherchar aşınma indeksi (CAI) deneyi (*Cherchar abrasivness index test*)

Kayaçların aşınabilirlik özelliklerinin tesbiti amacıyla, CSM modelinde kullanılan deneylerden biridir. Herhangi bir alterasyona maruz kalmamış, taze, yeni kırılmış kayaç yüzeylerinde deney yapılır. En uygun deney numunesi olarak Brazilyan çekme deneyinde kullanılan, yük altında yenilmiş kayaç parçasının taze yüzeyi düşünülebilir. Yüzeyi yeni kırılmış alterasyon içermeyen kayaç örneği, temiz taze yüzeyi yukarı gelecek şekilde deney düzeneğine yerleştirilir (Şekil, 5). Serliği bilinen ucu 90° koni yapan sivri çelik alaşımlı kalem, 7,5 kg ağırlığındaki bir tokmakta bulunan deliğe sıkıca tutturulur. Çelik kalem taze kayaç yüzeyi boyunca sürtülerek kayaç yüzeyi en az bir cm çizilir. Kayaç üzerine sürtülmesinden dolayı çelik kalem ucunda meydana gelen aşınma miktarı (her iki yönde) mikroskop altında bakılarak milimetrenin onda (1/10) biri olarak ölçülür. Deney her bir kayaç numunesi üzerinde 4-5 defa tekrarlanarak, kayaçların, uçta meydana getirdiği aşınmaların ortalama değerleri CAI olarak verilir. Elde edilen Cerchar aşınma indeksi, kazı makinelerinin döner kafası üzerine yerleştirilmiş olan keski disklerin kullanım ömrünün (CLI) doğrusal kesme cinsinden metre olarak hesaplanması için kullanılır.



$$CLI=(2.0574 \cdot D)/(17 \cdot CAI)$$

(1)



Şekil 5. Cherchar Aşınma İndeksi Deneyi (Cerchar, 1986)

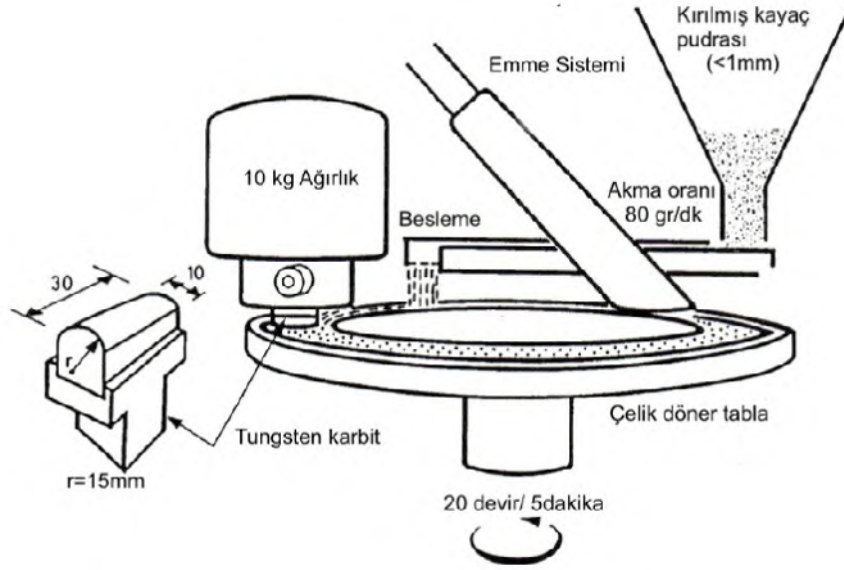
3.4.2. Aşınma indeksi deneyleri (AVS ve AV-test) (*Abrasivness index tests*)

Aşınma değeri deneyleri (AVS ve AV-test), NTNU modelinde kesici disklerin kullanım ömrünün (CLI), saat olarak, hesaplanmasında kullanılan önemli deneylerden biridir. Bir mm den daha ince tane boyutuna getirilmiş kayaç pudrası, döner çelik tabla üzerine 80 gr/dakika oranla aktarılır (Şekil 6). 10 kg ağırlıklı yükün altında çelikten yapılmış uç, kayaç pudrasıyla temas ederken bir dakikada tabla 20 devir döndürülür. 20 devir sonunda, çelik ucta meydana gelen aşınma kaybı miligram cinsinden çeliğin aşınma değerini (AVS) verir. AVS değeri yumuşak kayalarda (kireçtaşı, şeyl) sıfıra yakın değerlere kadar düşerken, granit, kuvarsit gibi aşırı aşındırıcı kayalarda 60-70 gibi değerlere ulaşır.

$$CLI=13.84.(SJ/AVS)^{0.3847}$$

(2)

Aşınma değeri (AV) tayini içinde aynı deney düzeneği kullanılır; fakat aşınma miktarını ölçmek için çelik uç yerine, tungsten-karbit uç kullanılır. Aynı yöntemin takip edildiği deneyde, tungsten-karbit uç kayaç pudrası ile temas ederken beş dakika içerisinde, döner tablanın 100 devir döndürülmesi sağlanarak, kullanılan tungsten-karbit uçta meydana gelen aşınmadan kaynaklanan kayıp miligram cinsinden aşınma değeri (AV) olarak hesaplanır.



Şekil 6. NTNU (AV-AVS) Aşınma Deneyleri Düzeneği

3.5. Kayaçlarda Fiziksel Özellik Deneyleri

3.5.1. Sonik hız deneyi (*Sonic velocity test*)

Sonik hız deneyi, kısa bir zaman sürecinde, kayaçların fiziksel karakteristikleri hakkında bilgi vermesine rağmen, TBM'ler le yapılan mekanik kazılarda performans analizleri için sık kullanılan bir yöntem değildir. Ancak, kayaçlarda yırtma (ripping) yönteminin kullanıldığı kazılarda, tek eksenli basınç dayanımı ve kayaç sertliği ile birlikte kayaç kazılabilirlik sınıflamasında kullanılabilir (Weaver, 1975). Özellikle kayaçlarda anizotropi ve mikro çatlakların tahmin edilmesi bakımında önemlidir. Deney ISRM(1978d) ve ASTM (D2845-95) standartları kullanılarak silindirik 54mm ve daha büyük çaplı karot kullanılarak yapılır. Kayaçların *elastik modülü* ölçümleri yine aynı standartlar ISRM(1979a) ve ASTM (D3148-96) standartlarından birisi kullanılarak ölçülür. Sonik hız ve Elastik modül değerleri, NTNU ve CSM modellerinde doğrudan kullanılan girdi parametreler değildir.

3.5.2. Gözeneklilik tayini (*Porosity measurement*)

Gözeneklilik tayini, ISRM(1979b) standartlarına göre yapılır. NTNU modelinde kayaç kazılabilirlik kestirimi için doğrudan kullanılan önemli kayaç parametreleridir. *Yoğunluk tayini* kazı mekaniği açısından önemli olmakla birlikte, bu konuda yoğunluk tek başına yeterli değildir. ISRM(1979b) standartları kullanılarak kayaçların yoğunluk ve dolayısıyla birim hacim ağırlık değerleri elde edilir.



3.6. Kayaçalarda Petrografik İncelemeler

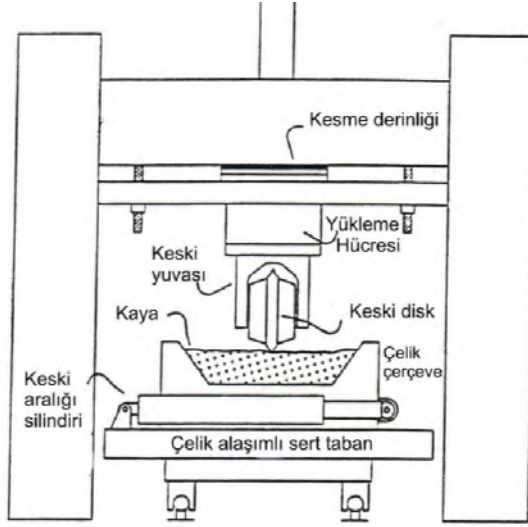
Kayaçları oluşturan minerallerin türü, tane yönelmeleri, tanelerin şekli ve boyutları, tanelerin birbirleriyle olan kontaklarının durumu, şistozite, mikro çatlaklılık ve gözeneklilik ile birlikte kayaç dokusu, kaya kütlelerinde gerçekleştirilen yeraltı ve yer üstü kazılarında önemli parametrelerdir. Bu nedenle, ince kesit analiz yöntemi ve XR-Difraktometre analizleri kayaçları oluşturan minerallerin özelliklerinin tayininde ve bu özelliklerin sayısal olarak elde edilmesinde kullanılır.

3.7. Laboratuarda Kayaç Kesme Deneyleri

3.7.1. CSM doğrusal kesme deneyi (LCM) (*CSM linear cutting tests (LCM)*)

Doğrusal kesme deneyi (LCM), bir kayacın keski disk yardımıyla kesilebilmesi için gerekli olan keskinin basma kuvveti ve spesifik enerjinin hesaplanması için laboratuvar koşullarında, 100x50x50cm ebatında blok kayaç kullanılarak yapılan bir deneydir. LCM deneyi için hazırlanan kaya bloğu, 100x150x150cm boyutunda çelik çerçeve içerisine konur. Çerçeve ile kayaç blok arasında kalan boşluk çimento-kum karışımından yapılmış harç ile doldurulur ve kayaç bloğun üzeri düzlenerek kurumaya bırakılır. Sonra çerçeve içinde sıkışmış etrafı cimentolu blok ters çevrilir ve kayacın harç ile kapatılmamış olan yüzeyi kırılarak düzgün kayaç yüzeyi oluşturulur. Düzeltilen kayaç yüzeyi, disk keski ile temas edeceğinden, çelik çerçeveye sıkıştırılmış (confinement) kayaç, dikkatli bir şekilde daha önceden kalibrasyonu yapılmış deney düzeneğinde keskinin altına yerleştirilir (Şekil 7) ve kayaç bloğu üzerinde, keski diskin sabit (82mm) aralıklarla geçişi sağlanır. Bu tekrarlı geçiş sırasında keski diskin kayaya uyguladığı kuvvetle, kayaç yüzeyinde belirli derinlikte bastırma sonucu kesilme-parçalanma ve kırılmalar meydana gelir. Keski disk altındaki kaya bloğu, sabit keski geçiş hızı, keski arası mesafe, kesme derinliği ile tekrarlı geçişlerle kırılır. Kayaçın kesilmesi için gerekli kuvvetler, yük hücresinden keski disk yardımıyla kaya yüzeyine aktarılır ve bu yükler (Linear Variable Displacement Transducer) LDVT aracılığıyla verideposuna kayıt edilir.

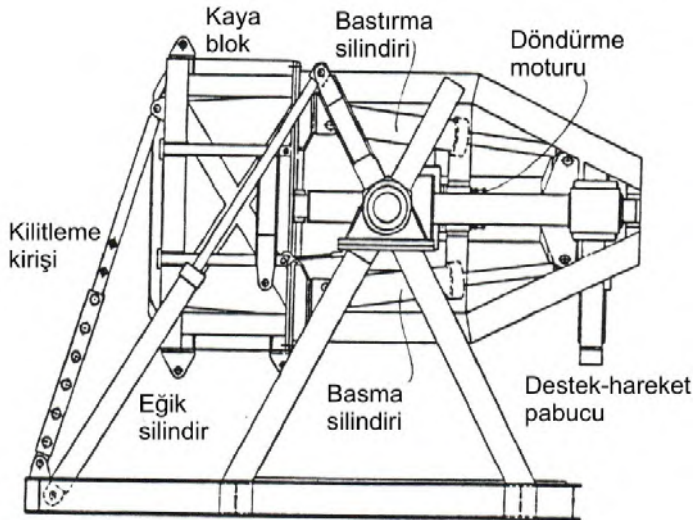
Deneyde amaç minimum spesifik enerji ve basma kuvveti kullanılarak, kaya bloktan büyük boyutlu kayaç parçası kopmasını sağlamak ve maksimum ilerleme hızını elde etmektir. LCM deneyi yardımıyla, saha koşullarında bir kaya kütlelerinin belirli bastırma kuvveti ve enerji uygulanarak kesilebilirliği, laboratuvar koşullarında simule edilebilir (Çığla vd. 2001). Nitekim, LCM deney sonuçları ile sağlam kayaçların basınç ve çekme dayanımları ilişkilendirilerek, CSM modeli geliştirilmiştir.



Şekil 7. CSM Doğrusal Kesme Makinası

3.7.2. Döner kafa kesme deneyi (*Rotary cutting test*)

Döner kafa kesme deneyi, CSM laboratuvarlarında, kayaç bloklarının TBM ile kesme hızının tayini amacıyla, 2-metre çaplı TBM döner kafası ve bilgisayar sistemi kullanılarak yapılır. Bu sistemde, Tünel delme amaçlı kullanılan TBM lerin döner kafa kısmı, laboratuvar koşullarında modellenmiştir. Bu deney sonucunda kayaçların kesilebilmesi için gerekli olan teknoloji ile kayaç ilişkileri araştırılarak, döner kafa dizaynları ve keskiler arası mesafeler kayaçların özelliklerine bağlı olarak hesaplanabilir.



Şekil 8. CSM Dönerkafa Kesme Sistemi



4. TBM PERFORMANS ANALİZİ İÇİN CSM VE NTNU MODELLERİ

1970'li yılların sonunda oluşturulmaya başlanan ve halen gelişimi devam eden CSM modeli TBM döner kafasında yer alan her bir disk keskinin temas ettiği kayacı kesmesi için harcayabileceği yükü hesap etmek temeline dayanır. Burdan yola çıkarak, bir kayacın kesilebilmesi için gerekli olan toplam bastırma, döndürme kuvvetleri ve güç, TBM döner kafasında yer alan keski sayısı göz önüne alınarak hesap edilir. Modelin genel olarak özetlersek; bu modelin toplam disk keski yükünü hesap eden esas formülü, kayaçların tek eksenli basınç ve Brazilyan çekme dayanımı, disk keski yükü, kesme derinliği, disk keski yarıçapı, disk keski-kayaç yüzeyi teması kalınlığı (tip width), ve kayaç-disk keski temas açısının fonksiyonudur. Sonuç itibarıyla, CSM modelinde TBM'in kaya kütesine uygulayabileceği basma, döndürme kuvveti, kesme derinliği ve güç esas alınarak, tünel boyunca TBM in göstereceği performans, m/saat veya mm/devir cinsinden yarı teorik ve görgül olarak tahmin edilir.

1980'lerden itibaren oluşturulmaya başlanan ve gelişimi devam eden NTNU modeli Avrupa'da yaygın kullanılan görgül bir modeldir. Modelin temeli İskandinav (Norveç, İsveç) ülkelerinde TBM kullanılarak açılan tünellerden elde edilen saha ve laboratuvar verilerine dayanır. NTNU modelinde, kayaç kütle parametreleri ve TBM özelliklerine ait veriler kullanılarak, güç ve özellikleri bilinen bir TBM ile bir tünelin ne kadarlık bir zaman içinde delinebileceği hesap edilebilir. Modelde kullanılan kayaç kırılgenlik, aşınma ve delinebilirlik parametreleri (S_{20} , DRI, Siever's J, AV, AVS vb) sadece NTNU modelinde Norveç standartları kullanılarak yapılan kayaç deney yöntemleridir. Modelde, TBM'lerin basit ilerleme hızı miktarı kayaçların tesbit edilebilir özelliklerinden faydalanılarak hesaplanır. Her iki modelin girdi ve model çalıştırıldıktan sonra elde edilen çıktı parametreleri Çizelge'2 de verilmiştir.

CSM ve NTNU modelinin geliştirilmesi ve endüstride kullanılmasında paralellik söz konusudur. Dünya'da devam eden ve bitirilmiş bir çok TBM tünel projesinde iki model birlikte kullanılarak kıyaslamalar yapılarak, sonuçların birbiriyle olan tutarlılıkları ölçülmüştür. Özellikle kaya kütlelerinde çatlak sistemlerinin etkili parametre olarak öne çıkmadığı tünel projelerinde, bu iki modelden elde edilen sonuçlar birbiriyle örtüşmektedir. Yucca Mountain ve Stanley Canyon Projesi (ABD) her iki modelinde kullanıldığı projeler arasında sayılabilir. Çizelge 3'te her iki modelin birlikte kullanıldığı bahis konusu projelerde elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır.



Çizelge 2. CSM ve NTNU Modellerinin Girdi ve Çıktı Parametrelerinin Karşılaştırılması (Rostami vd. 1996'dan değiştirilmiştir).

	CSM Modeli; Kesme kuvveti modeli	NTNU Modeli; Görgül-ampirik model
Modellerde kullanılan birim sistemi	(CSM Model girdi parametreleri ingiliz birimleri sisteminde olup, model sonuçları metrik sisteminde dönüştürülebilir)	(NTNU Model girdi parametreleri metrik birimleri sisteminde olup, model sonuçları ingiliz birim sisteminde dönüştürülebilir)
Girdi parametreleri	Disk keski yarıçapı (inches) Disk keski yüzey genişliği (tip-inches) Diskler arası mesafe (inches) RPM (dakikada dönme sayısı) TBM döner kafa çapı (ft) Döner kafadaki disk sayısı Basit ilerleme hızı (inches) Basma kuvveti (Thrust, lb) Döndürme kuvveti (Torque, lb-ft) Güç (hp) Tek eksenli basınç dayanımı (psi*) Brazilyan çekme dayanımı (psi)	Disk keski çapı (mm) Disk keski yükü (Cutter load, kN) TBM döner kafa çapı (m) Çatlaklılık, (sınıflama o-IV) Kırılabilirlik (S₂₀ sayısı) Delinebilirlik (Siever's J sayısı) Aşınabilirlik (AV sayısı) Gözeneklilik (%) Çatlaklar arası mesafe (m) Çatlak oryantasyonu
Çıktı parametreleri	Basma kuvveti Döndürme kuvveti Güç Basit ilerleme hızı (mm/devir) Penetrasyon oranı (ft/saat) Dönerkafa dengesi (kuvvet/moment) Makine özellikleri TBM kullanım yüzdesi (Utilization, %) İlerleme hızı (ft/gün) Disk kullanım ömrü (saat/disk)	Disk sayısı RPM (dakika/revir) Basma kuvveti (Thrust, Ton) Güç (kW) Basit ilerleme hızı (mm/devir) Penetrasyon oranı (m/saat) Döndürme kuvveti (torque, kN-m) TBM kullanım yüzdesi (Utilization) İlerleme hızı (m/day) Disk kullanım ömrü (saat/disk)

*psi= pound/inch²; 1 inch=2,54cm; ft=0,3048m; lb= 453,6 gram

Çizelge 3. CSM ve NTNU Modellerinin Bazı Projelerde Karşılaştırılması (Rostami vd. 1996)

	Standart TBM		Yüksek Güçte TBM	
	CSM Model	NTNU Model	CSM Model	NTNU Model
Yucca Mountain projesi <i>Welded tüf</i>				
İlerleme hızı (mm/devir)	6,09	5,94	8,88	7,89
İlerleme hızı (m/saat)	2,33	2,28	3,73	3,31
Disk keski ömrü (m/disk)	3,44	5,26	6,86	9,48
Stanley Kanyon projesi <i>Windy Point Graniti</i>		Çatlaklılık sınıfı I	Sahada Performans	
İlerleme hızı (mm/devir)	3,26	3,35-3,38		
İlerleme hızı (m/saat)	2,34	2,39-2,41	2,96	
Disk keski ömrü (m/disk)	-	1,26		(Çatlaklılık sınıfı II için 3,64 m/saat)
<i>Pikes Peak Graniti</i>				
İlerleme hızı (mm/devir)	3,16	3,19-3,25	-	
İlerleme hızı (m/saat)	2,25	2,27-2,32	2,26	
Disk keski ömrü (m/disk)	-	1,68	-	

Bruland vd., 1995; Deer vd., 1995



5. SONUÇLAR

Bu çalışmada, laboratuvar koşullarında kazı mekaniğinde en çok kullanılan kayaç deney yöntemleri ele alınarak, bunlar arasından en sık kullanılan kayaç parametreleri genel prensipleri ve deney standartları göz önünde bulundurularak açıklanmıştır. Günümüzdeki, kayaç-kazı teknolojisi ilişkisinde, kayaçların mühendislik özellikleri (basınç ve çekme dayanımları, kırılma ve tokluk özellikleri, kaya kütlelerinin arazideki konumları ve çatlaklılık özellikleri) tam cepheli tünel delme makinelerinin kullanıldığı projelerin zamanında tamamlanması ve mühendislik ekonomisi analizi açısından son derece önemlidir. TBM tünel projelerinin ön çalışmaları esnasında NTNU ve CSM modellerinden en azından birinin girdi parametreleri temin edilerek, modellerin çalıştırılması ve model sonuçlarının analizi, projenin ön safhasında ve gelişme aşamasında zaman ve bütçe planlamasında önemli veriler sağlayacaktır. Yaygın kullanım alanına sahip olan NTNU ve CSM modelleri her ne kadar kabul edilsede, her iki modelin kendine özgü avantajları ve dezavantajları mevcuttur. Bu nedenle, bilim ve endüstride kullanılan mekanik kazı teknolojisi ilerledikçe bu modellerin yenilenmesi gereklidir. Kayaç laboratuvar deney yöntemlerinin gelişmesi ve yeni yöntemlerin laboratuvar deney standartlarına kazandırılması, kazı teknolojisinde kullanılan modellerde, girdi parametreleri olan kayaç özelliklerinin yenilenmesini ya da yeni girdi parametrelerinin düşünülmesini gerektirecektir.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, bu çalışmanın IX. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu'nda sunulması için verdiği maddi destekten dolayı, Pamukkale Üniversitesi, Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi'ne (PAU BAP) teşekkür eder.

KAYNAKLAR

- Acaroglu, O., Özdemir, L., Asbury, B. 2008. A fuzzy logic model to predict specific energy requirement for TBM performance prediction. Tunneling and Underground Space Technology, Vol.23, p600-608.
- Aeberli, U., Wanner, H. 1978. On the influence of geology conditions at the application of tunnel boring machines, In Proc. 3rd Int Congress., Int Assoc. Engineering Geology, Madrid section III, V.2, pp7-14.
- ASTM, 1995. Standard practice for preparing rock core specimens and determining dimension and shape tolerances. American Society for Testing and Materials, Designation D4543.
- ASTM, 1995. Standard test method for unconfined compressive strength of intact rock core specimens. American Society for Testing and Materials, Designation D2938.
- ASTM, 1995. Standard test method for splitting tensile strength of intact rock core specimens. American Society for Testing and Materials, Designation D3967.



- Barton, N. 2000. TBM tunneling in jointed and faulted rock. p173, Balkema, Brookfield
- Benardos, A.G., Kaliampakos, D.C. 2004. Modeling TBM performance with artificial neural networks. Tunneling and Underground Space Technology. V.19, p597-605.
- Bilgin, N. 1994. Mekanik kayaç kazı prensipleri. NATO-TU Excavation Project Çerçevesinde, Tünel ve Galeri Açma Meslek İçi Semineri. Eskikaya, Ş. (Ed), , 15-17 Ekim 1994. İTÜ.
- Blindheim, O.T. 1979. Boreability predictions for tunneling. PhD thesis, Department of Geological Engineering in the Norwegian Institute of Technology, 406p.
- Bruland, A. 1998. Hard rock tunnel boring advance rate and cutter wear. Norwegian Institute of Technology, Trondheim, Norway, 183p.
- Bruland, A., Nilsen, B. 1995. Tunneling performance estimation based on drillability testing. International Congress on Rock Mechanics, pp123-126. Tokyo Japan.
- CERCHAR, 1986. Centre d' Etudes et Recherches de Charbonnages de France. The Cerchar abrasiveness index, 12 S., Verneuil France
- Çığla, M., Yağız, S., Ozdemir, L. 2001. Application of tunnel boring machines in underground mining development. 17th Int Mining Congress and Exhibition of Turkey. pp155-164. Ankara TR
- Deer, D.W., Spitzer R.H., Ozdemir L., Bilyer JB. 1995. Condition encountered in the construction of stanley canyon tunnel Colorado Spring, Co. Proc of Rapid Excavation and Tunneling Conference, Chapter 1, p20.
- Dollinger, G.L., Handewith, J.H., Breeds, C.D. 1998. Use of punch tests for estimating TBM performance. Tunneling and Underground Space Technology, Vol.13, No.14, pp403-408.
- Farmer, I.W., and Glossop, N.H. 1980. Mechanics of disc cutter penetration. Tunnels and Tunneling 12(6), 22-25
- Graham, PC. 1976. Rock exploration for machine manufacturers. In exploration for rock engineering. Proceedings of the Symposium Johannesburg, In: Bieniawski, Z.T.(Ed) Vol.1, pp173-180.
- Gong, Q.M., Zhao, J. 2008. Development of a rock mass characteristics model for TBM penetration. Int J of Rock mechanics and Mining Sciences, article in press
- ISRM, 1981. Rock characterization testing and monitoring, ISRM suggested methods. International Society for Rock Mechanics. In: Brown, E.T. (Ed.) 167s. UK
- Lislerud, A. 1988. Hard rock tunnel boring: prognosis and costs. Tunneling and Underground Space Technology, Vol.3, No.1, pp9-17
- Nelson, P.P., O'Rourke, T.D. 1983. Tunnel boring machine performance in sedimentary rocks. Civil and Environmental Engineering, Cornell University, Report No: 83-3, p438, Ithaca, NY
- Movinkel T, Johonnessen O. 1986. Geological parameters for hard rock tunnel boring. Tunnels and Tunneling. p45-48. April 1986.
- Nilson, B., Özdemir, L. 1993. Hard rock tunnel boring prediction and field performance. Chapter 52, Proceedings of Rapid Excavation and Tunneling Conference, pp833-852.



- Nilson, B., Özdemir, L. 1999. Recent developments in site investigation and testing for hard rock TBM projects. Chapter 39, Proceedings of Rapid Excavation and Tunneling Conference, pp. 715-731
- Özdemir, L. 1977. Development of theoretical equations for predicting tunnel borability. Ph.D., Thesis, T-1969, Colorado School of mines, Golden, Co
- Özdemir, L., Miller, R.J., Wang, F.D. 1978. Mechanical tunnel boring prediction and machine design. NSF APR73-07776-A03, Colorado School of Mines, Golden Co, USA
- Özdemir, L. 1992. Mechanical excavation-today and tomorrow. Proc of Geoengineering Conference, 12p. Torino Italy
- Özdemir, L. 1995. Principles of mechanical rock boring. Short course on Mechanical mining technology for hard rock. Colorado School of Mines. 15p. Co USA
- Rostami, J., Özdemir L. 1993. A New Model for Performance Prediction of Hard Rock TBM. In Bownerman and Monsees (Eds), In Proceedings of Rapid Excavation and Tunneling Conference, Boston, MA, Chapter 50: p793-809, Littleton, Co; Soc. for Mining, Metallurgy.,
- Rostami, J. Özdemir L. Nilsen B 1996. Comparison between CSM and NTNU Hard rock TBM performance model. Proc. of Annual technical meeting of the Institute of Shaft and Drilling Technology, Las Vegas.
- Rostami, J. 1997. Development of a force estimation model for rock fragmentation with disc cutters through theoretical modeling and physical measurement of crushed zone pressure. PhD Thesis, Dept. of Mining Engineering, Colorado School of Mines, 382p. Golden, Colorado, USA
- Roxborough, F.F., Phillips, H.R. 1975. Rock excavation by disc cutter. Int. J. Rock Mech. Min. Science and Geomechanics, Abstracts V.12, p361-366.
- Sanio, H.P. 1985. Prediction of the performance of disc cutters in anisotropy rocks. Int. J. of Rock Mechanics and Mining Science. Abstracts, V.22, No.3, p153-161
- Sato, K., Gong F., Itakura, K. 1991. Prediction of disc cutter performance using a circular rock cutting ring. Proceedings 1st International Mine Mechanization and Automation Symposium, June, Colorado School of Mines, Golden Colorado, USA
- Spagni, M., Berti, M., Bethaz, E., Busillo, A., Cardone, G. 2002. TBM performance estimation using rock mass classifications. Int Journal of Rock Mechanics and Mining Sci. 39, pp771-788.
- Szwedzicki, T. 1998. Draft ISRM suggested method for determining the indentation hardness index of rock materials. Int. J Rock Mech. Min Sci. Vol. 35. No.6. pp831-835.
- Tarkoy, P.J. 1975. Rock hardness index properties and geotechnical parameters for predicting TBM performance. PhD thesis, 325p. University of Illinois at Urbana Champaign
- Weaver, J.M. 1975. Geological factors significant in the assesment of rippability. The civil engineer in South Africa, Vol.17, No.12 s313-316.
- Çıgla, M., Yağız, S, Ozdemir L. 2001. Application of tunnel boring machines in underground mining development. 17th International Mining Congress & Exhibition of Turkey. IMCET 2001. (Key note paper) pp155-164. Ankara Turkey.



- Yağız, S., Özdemir, L. 2001. Geotechnical parameters influencing the TBM performance in various rocks. Program with Abstracts. p79. 44th Annual Meeting of AEG. Technical Session 10 Engineering Geology for Construction Practices. S. Louis MO USA.
- Yağız, S. 2002. Development of rock fracture & brittleness indices to quantifying the effects of rock mass features & toughness in the CSM Model basic penetration for hard rock tunneling machines. Ph.D.Thesis. T-5605. pp.289. Department of Mining and Earth Systems Engineering, Colorado School of Mines. Golden 80401, Co. USA
- Yağız, S. 2003. Sert kaya koşullarında tam cepheli tünel açma makinelerinin ilerleme hızını tahmin için bir model. Özet. s227. 56. Türkiye Jeoloji Kurultayı. MTA Genel Müdürlüğü Ankara.
- Yağız S. 2004. Seçilen kaya türlerinde tek eksenli basma dayanımı ve kaya kırılabilirliği arasındaki ilişki. Özet. s160. 57. Türkiye Jeoloji Kurultayı. Mart 8-12 2005. MTA Genel Müdürlüğü Ankara.
- Yağız S. 2004a. İntak ve kütle kaya parametreleri ile tünel açma makineleri performansı arasındaki ilişki. Özet. s175. 57. Türkiye Jeoloji Kurultayı. Mart 8-12 2005. MTA Genel Müdürlüğü Ankara.
- Yağız, S. 2006. Recent advancement in predicting TBM performance. 7th International Congress on Advances in Civil Engineering. 10p. in DVD. October 11-13 2006. Istanbul TR.
- Yağız, S. 2006a. A model for prediction of tunnel boring machine performance. Substructures and Underground Space. Paper no. 383. Engineering geology for tomorrow's cities. 10p in DVD. The 10th International Association of Engineering Geologists Congress. The Geological Society of London, Nottingham, September 6-10 2006. U.K.
- Yağız, S. 2006b. TBM performance prediction based on rock properties. EUROCK2006-Multiphysics Coupling and Long Term Behavior in Rock Mechanics. (Editors) Alain Van Cotthem, Robert Charlier, Jean-François Thimus, Jean-Pierre Tshibangu pp663-670. Taylor & Francis. 708p. May 9-12 2006. University of Liege. Belgium.
- Yağız S. 2006c. Kaya dayanımları ve kırılabilirlik arasındaki ilişkinin araştırılması. Özet. s352. 59. Türkiye Jeoloji Kurultayı. Mart 20-24 2006. MTA Genel Müdürlüğü Ankara.
- Yağız, S. 2008. Utilizing rock mass properties for predicting TBM performance in hard rock condition. Tunneling and Underground Space Technology. 23(2008) 326-339
- Yağız, S. 2008a. Assesment of brittleness using rock strength and density with punch penetration test. DOI: 10.1016/j.tust.2008.04.002, Tunneling and Underground Space Technology.
- Yağız, S. 2008b. Discussion on article "Influence of rock brittleness on TBM penetration rate in Singapore granite" by Q.M. Gong and J.Zhao, Tunnelling and Underground Space Technology, Vol. 22, pp. 317-324 and; "Response by the authors to R.M. Goktan discussion to the paper: Q.M. Gong and J. Zhao (2007). Influence of rock brittleness onTBM penetration rate in Singapore granite" by Q.M. Gong and J.Zhao, DOI: 10.1016/j.tust.2008.05.002, Tunnelling and Underground Space Technology.



A new empirical failure model for the Ankara andesites

Ankara andezitleri için yeni bir deneysel yenilme modeli

Mehmet SARI¹ and Celal KARPUZ²

¹*Dept. of Mining Engineering, Engineering Faculty, Aksaray University, 68100, Aksaray, Turkey*

²*Dept. of Mining Engineering, Middle East Technical University, 06531, Ankara, Turkey*

ABSTRACT

A new empirical criterion is proposed for the estimation of intact rock failure of Ankara andesites. The necessary data for the analysis is collected from the past laboratory experiments of a rock mechanics course. Brazilian tensile strength, unconfined compressive strength and triaxial compressive strength values at different confining pressures are plotted on minor and major principal stresses space. Besides two most commonly used empirical failure criterions, Mohr-Coulomb and Hoek-Brown, a new polynomial equation in the second order is statistically fitted on the available data. The results of goodness-of-fit tests on the three models indicate that the proposed equation represents better experimentally observed rock failure behavior of the Ankara andesites and it predicts closer the actual tensile and unconfined compressive strengths of the intact rock.

Keywords: Ankara andesite, Failure criterion, Brazilian tensile strength, Unconfined compressive strength, Triaxial compressive strength.

ÖZ

Ankara andezitleri kayaç malzemesi yenilme zarfı kestirimi için yeni bir deneysel ölçüt önerilmiştir. Çalışma için gerekli olan veriler, bir kaya mekaniği dersinde yapılan geçmiş laboratuvar deneyleri sonuçlarından derlenmiştir. Brezilyan çekme dayanımı, tek eksenli basma dayanımı ve farklı yan basınçlar altında üç eksenli basma dayanım değerleri asal gerilmeler uzayında gösterilmiştir. En yaygın kullanım alanına sahip Mohr-Coulomb ve Hoek-Brown yenilme ölçütlerine ilaveten ikinci dereceden polinom bir eşitlik mevcut veriler üzerinde istatistiksel olarak uygulanmıştır. Üç model üzerinde yapılan iyi uyum testlerinin sonucunda önerilmiş olan eşitliğin, Ankara andezitlerinin deneylerle elde edilen yenilme davranışını daha iyi temsil ettiği ve kayaç malzemesinin tek eksenli basma ve çekme dayanımını yaklaşık olarak tahmin ettiği anlaşılmıştır.

Anahtar Sözcükler: Ankara andeziti, Yenilme ölçütü, Brezilyan çekme dayanımı, Tek eksenli basma dayanımı, Üç eksenli basma dayanımı.

1. INTRODUCTION

One of the most important topics in rock mechanics is the strength determination of rock pieces. For this purpose many standard tests have been proposed for the characterization of intact rock strength in the laboratory. Like most of natural materials, rocks also tend to show significant variation in strength properties. In fact, all of these properties exhibit a distribution



about the mean, even under the most ideal conditions, and these distributions can have a significant impact upon the failure behavior. In rock mechanics literature, there exist some empirical failure models which determine the failure path of the rock samples in various degrees. Because rocks are inherently heterogeneous, the understanding of failure mechanisms is incomplete. For various rock strength characteristics there will always present some variation in failure envelope.

In the laboratory works, usually carefully prepared rock samples are used in the experiments. Brazilian tensile strength, uniaxial (unconfined) compressive strength and triaxial compressive strength values at different confining pressures are measured on those laboratory sessions. For this study, the results of a rock mechanics course laboratory experiments on different properties are collected for some periods of time as data source. This paper examines the failure characteristics of the Ankara andesites based on the composed extensive data from the past laboratory sessions. Besides two most commonly employed empirical failure criteria, a new quadratic equation is statistically fitted on the available strength data.

2. ANKARA ANDESITES

The rock type used in the experiments for the rock mechanics course taught by the authors is broadly described as Ankara andesites (Doyuran et al, 1993; Karpuz and Pasamehmetoglu, 1997; Ozcelik, 2003; Sener and Tutluoglu, 2003; Ercanoglu and Aksoy, 2004). Andesite is a fine grained igneous, volcanic (extrusive) rock, of intermediate composition, with aphanitic to porphyritic texture. Ankara andesites are widely preferred as a natural building stone due to its appearance, color and durability. Most of the municipalities in the region are using them an increasing trend as a pavement and bordering material during last two decades. Andesites, occurring in the vicinity of Ankara, have been used for constructing the city since the Roman Period or even earlier, until the present time. There are many andesite quarries, and many important historical structures were built from the rocks gathered from these quarries (Figure 1).

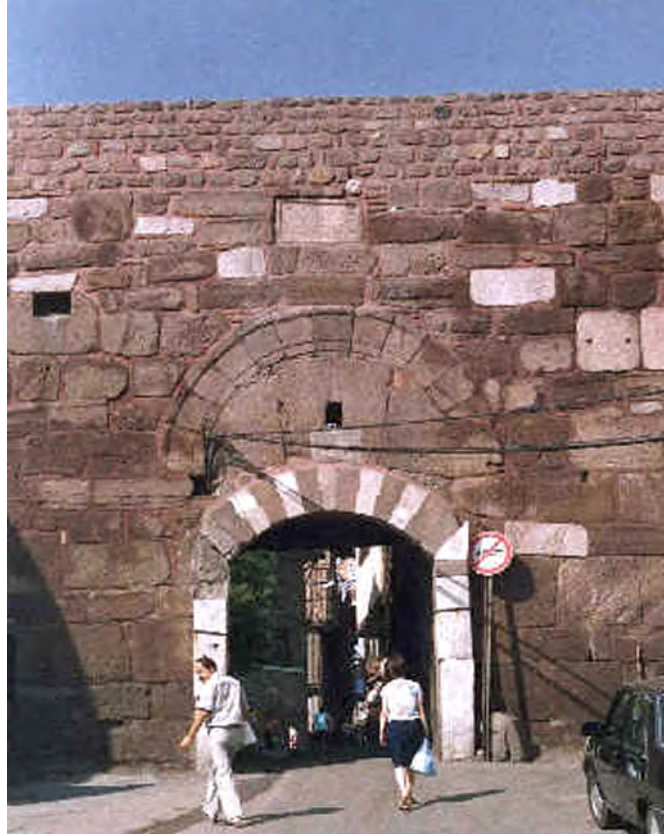


Figure 1. One of the historical structures built in Ankara andesites.

Şekil 1. Ankara andezitlerinden inşa edilmiş tarihi bir yapı.

Golbasi andesites are one of the members of the Tekke Volcanics, which are composed mostly of andesite, trachy-andesite, basalts and also in lesser amounts tuffs and agglomerates (Akyurek et al, 1984). Karpuz and Pasamehmetoglu (1997) have extensively studied the area where the rock blocks are gathered for the laboratory work. They have detailed the weathering characteristics of Ankara andesite, both from the engineering geology and rock mechanics points of view at the quarries within the vicinity of city of Ankara. For the Golbasi district, they have distinguished three types of andesite, which are (a) brownish gray-to-grayish purple, fine-grained glassy andesite; (b) pale red, fine-grained andesite; and (c) gray, fine-grained andesite. The difference in colors is attributed to the degree of weathering. Fresh andesites are dark gray and upon weathering they become pinkish (Kasapoglu, 1980). Doyuran et al (1993) have investigated the frequency distributions of aperture, persistence and spacing of discontinuities measured from the Golbasi andesites. Results of the statistical analyses have shown that the degree of weathering affects the frequency distribution of discontinuity spacing even in the same rock.



3. RESULTS AND ANALYSIS

It is widely recognized that the variability of some rock mechanical properties are difficult to measure precisely. Rock engineers utilize frequently empirical methods to estimate properties with the help of limited experimental data. To overcome this constraint a considerable amount of strength data were collected from the past laboratory sessions. Rock blocks gathered from quarries include usually fresh and sometimes slightly weathered andesites. Preparation of the cylindrical rock samples from these blocks was carried out in the laboratory without considering flow direction of andesites and a diameter of not less than NX core size, approximately, 2 1/8 in (54 mm) is used in the experiments. The length-to-diameter (L/D) ratio of 2–2.5 is applicable to the most of the specimens for compression tests and for the indirect tension tests, the thickness of samples are approximately equal to the specimen radius - in accordance with the suggestions of the ISRM (1981). The frequency distribution of results for both tests are illustrated in Figure 2.

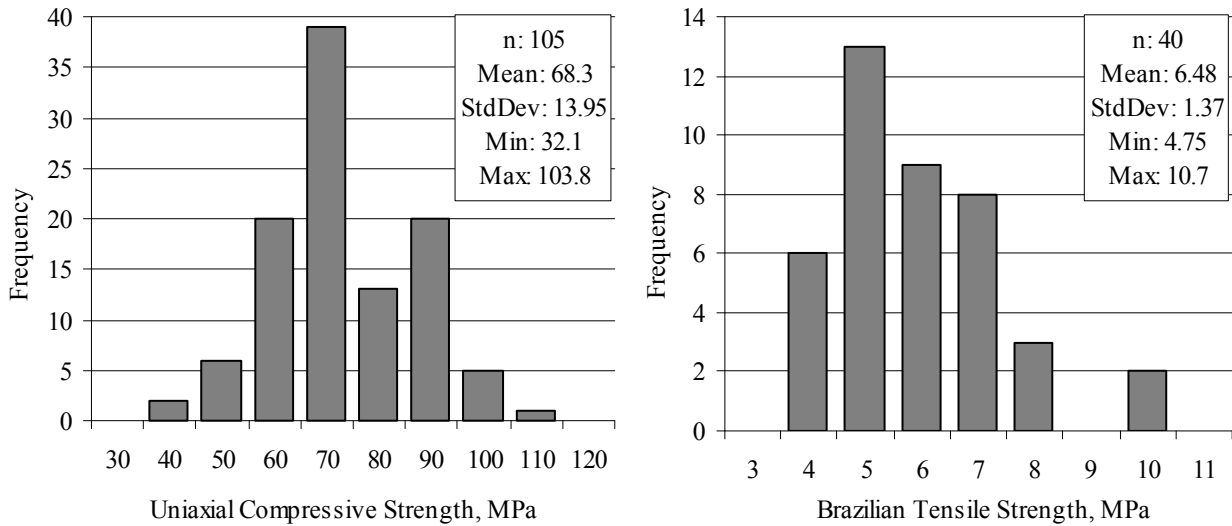


Figure 2. Frequency distribution of UCS and BTS tests values.

Şekil 2. UCS ve BTS test değerlerinin sıklık dağılımı.

A total of 105 rock specimens were subjected to the uniaxial compressive strength (UCS) test; a minimum of 32.1 MPa and a maximum of 103.8 MPa strength values have been obtained during the four-year periods of the tests. The mean value for the samples UCS is 68.30 MPa with a standard deviation of 13.95 MPa. A total of 40 specimens were subjected to Brazilian tensile strength (BTS) test resulting with a mean of 6.48 MPa and standard deviation of 1.37 MPa.



The Mohr–Coulomb (MC) failure criterion is one of the earliest and most trusted failure criteria for soils and rocks (Goodman,1989). Failure is assumed when in any (failure) plane the shear stress τ reaches the failure shear stress $\tau_{\max}$ which is given by a functional relation of the form:

$$\tau_{\max} = c + \sigma_n \tan \varphi \quad (1)$$

where c is the cohesion of the material, φ is the friction angle of the material, and σ_n is the normal stress acting on the respective failure plane. Alternatively, the MC criterion can be expressed in principal stresses. The best linear line passing through the points is fitted using the least squares technique; the regression equation of this line is characterized by its gradient (q) and its y-intercept (σ_c) as follows:

$$\sigma_1 = \sigma_c + q\sigma_3 \quad (2)$$

where, σ_1 and σ_3 are the major and minor principal stresses in MPa, respectively.

The generalized 2002 version of Hoek-Brown (HB) failure criterion (Hoek et al, 2002) is employed for determining the intact rock strength properties. The Hoek-Brown non-linear equation for intact rock materials is given as

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} (m_i \sigma_3 / \sigma_{ci} + 1)^{0.5} \quad (3)$$

where, σ_1 and σ_3 are the axial stress and confining pressure in MPa, respectively. m_i is the Hoek-Brown constant and σ_{ci} is the unconfined compressive strength of intact rock. The necessary parameters for this criterion, m_i and σ_{ci} , are statistically determined according to the methods described by Hoek and Brown (1997). In this analysis, Eq.3 is re-written in the linear form

$$y = m_i \sigma_{ci} x + \sigma_{ci}^2 \quad (4)$$

where $x = \sigma_3$ and $y = (\sigma_1 - \sigma_3)^2$

In Figure 3, the confining pressures and corresponding triaxial compressive strength values for the different specimens of the same rock are plotted with the confining pressures as abscissa and the corresponding strengths as ordinates including the UCS and Brazilian strength test results on appropriate axes. Accordingly, the uniaxial compressive strength σ_{ci} and the constant m_i are calculated from the linear line y-intercept and slope. Within this paper, compressive stress is considered positive and tensile stress is negative. Stresses are always considered to be effective values without any special indication by a prime.

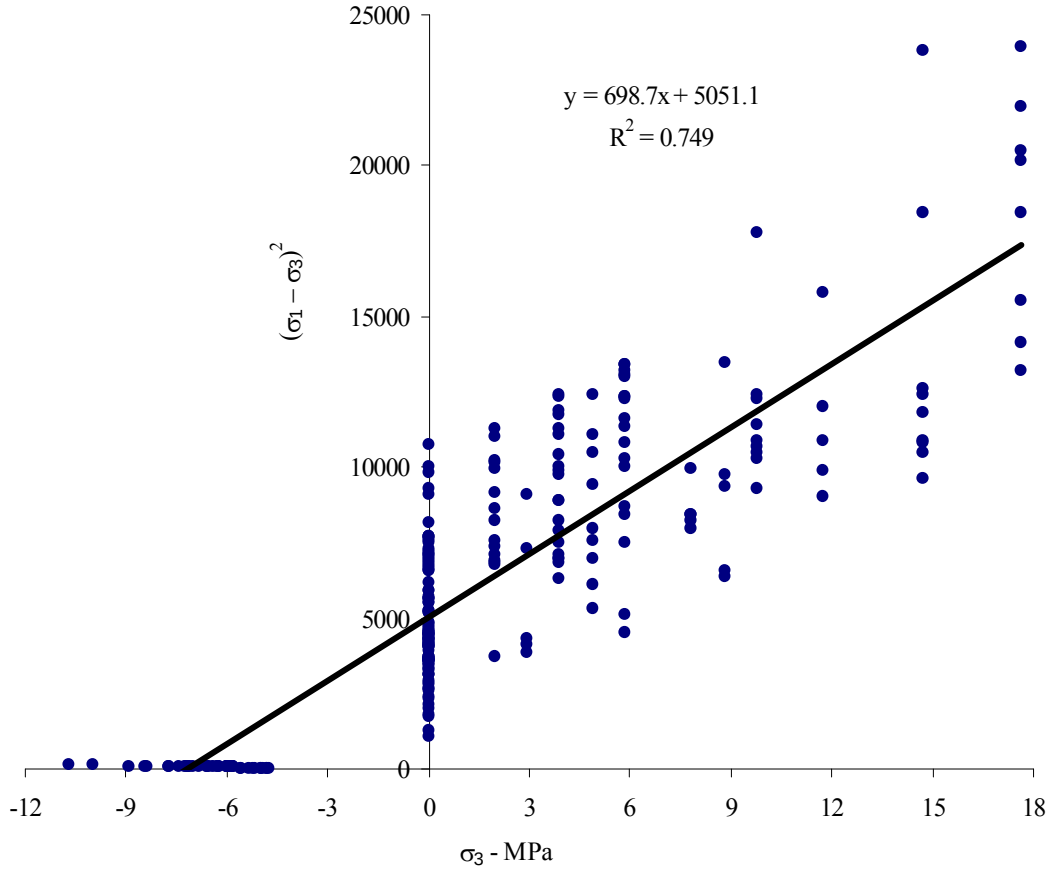


Figure 3. Estimation of Hoek-Brown failure criterion parameters, m_i and σ_{ci} .

Şekil 3. Hoek-Brown yenilme ölçütü parametre değerleri, m_i and σ_{ci} kestirimi.

The new proposed quadratic equation is characterized as follows

$$\sigma_1 = \sigma_c + k\sigma_3 + n\sigma_3^2 \quad (5)$$

where, σ_1 and σ_3 are the major and minor principal stresses in MPa, respectively. σ_c is the uniaxial compressive strength of intact rock, k and n are material constants which depend upon the characteristics of the investigated rock.

Values generated from the parameters of Hoek-Brown failure criterion in Figure 3 have been superimposed on the actual data points from Ankara andesites in Figure 4. Also, linear model of Mohr-Coulomb failure criterion and proposed quadratic equation fitted on the observed strength values are shown on Figure 5 and 6, respectively with 95% lower and upper confidence intervals of fitted models allowing one to visually assess the quality of the fits. When these three empirical failure criteria are compared graphically, it can be seen that the new failure model obviously fits better compared to two classical ones. This equation is probably the best fitting one with the highest coefficient of determination r^2 value (0.87) as it



allows for the estimation of the whole failure envelope and is, therefore, somewhat more useful than the earlier two models. The failure equations and best-fit parameters obtained from the statistical analyses are presented in Table 1 with goodness-of-fit measure, r^2 values.

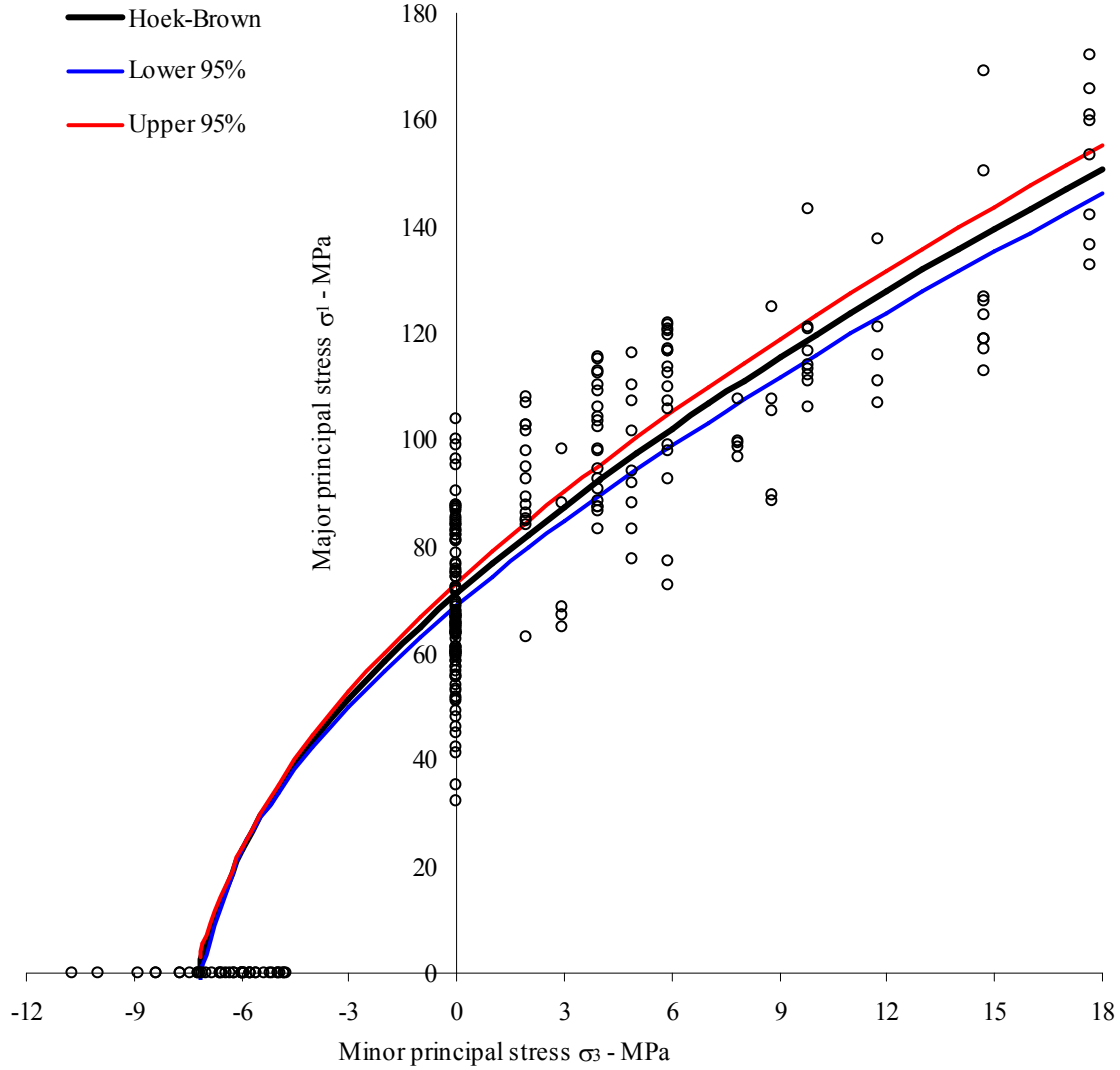


Figure 4. Hoek-Brown failure equation fitted on the Ankara andesites.

Şekil 4. Hoek-Brown yenilme eşitliğinin Ankara andezitlerine uygulanması.

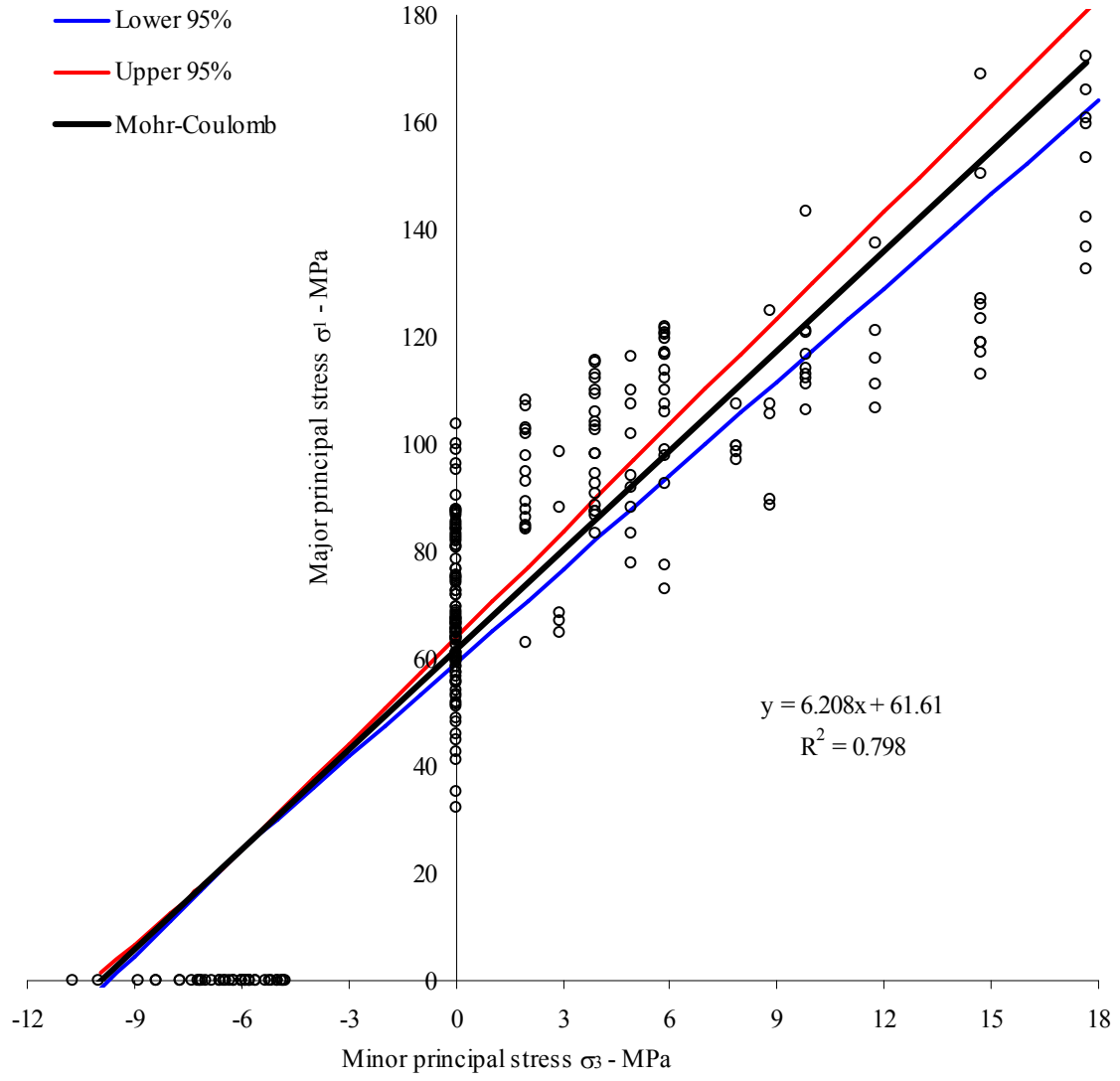


Figure 5. Mohr-Coulomb failure equation fitted on the Ankara andesites.

Şekil 5. Mohr-Coulomb yenilme eşitliğinin Ankara andezitlerine uygulanması.

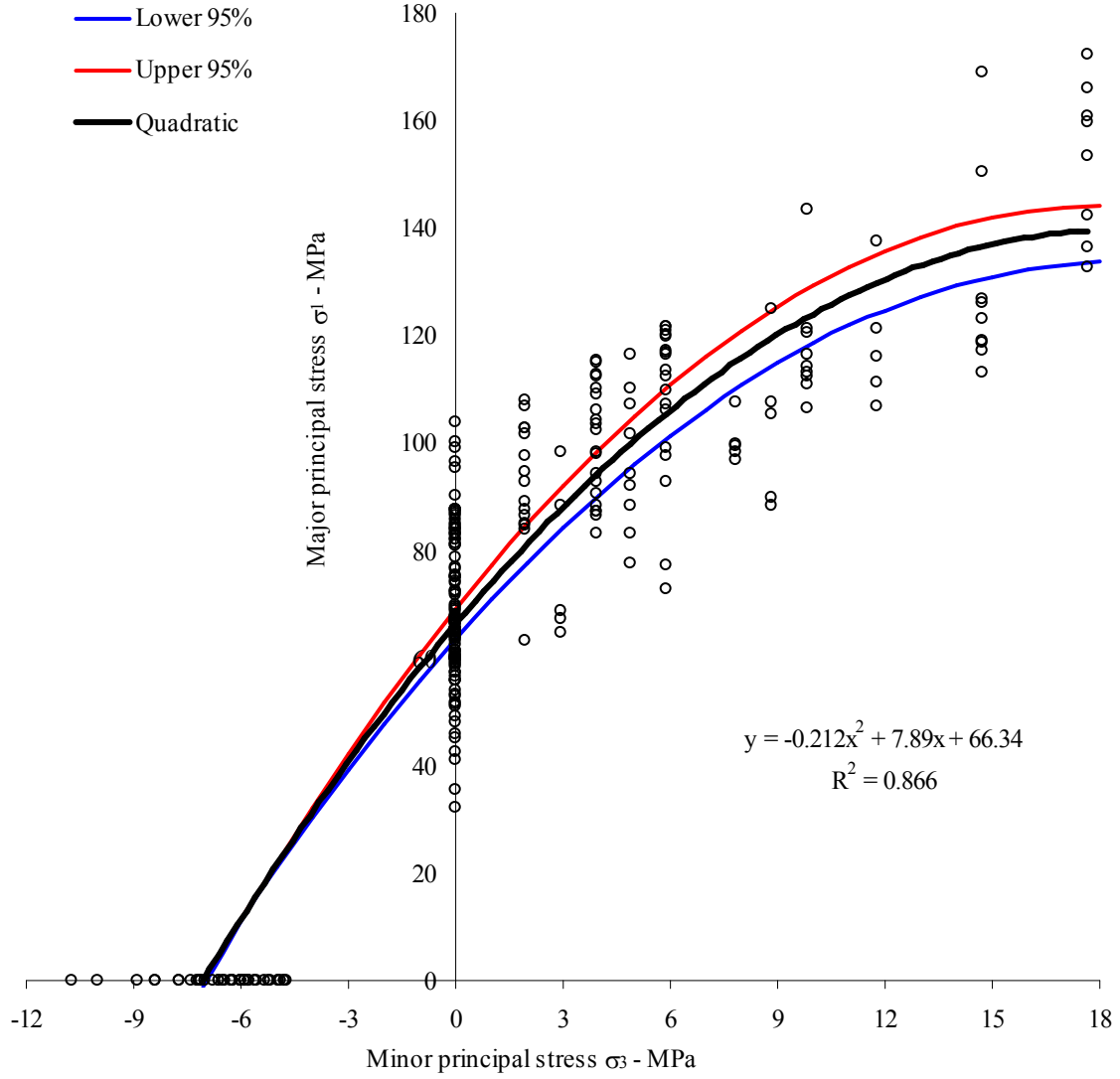


Figure 6. Proposed quadratic failure equation fitted on the Ankara andesites.

Şekil 6. İkinci dereceden polinom yenilme eşitliğinin Ankara andezitlerine uygulanması.

Table 1. The failure equations and best-fit parameters.

Çizelge 1. Yenilme ölçütleri ve en iyi uyum değerleri.

Failure Model	Equation	R ²
Mohr-Coulomb	$\sigma_1 = 6.208\sigma_3 + 61.61$	0.798
Hoek-Brown	$\sigma_1 = \sigma_3 + 71.07(9.83\sigma_3/71.07+1)^{0.5}$	0.749
Quadratic	$\sigma_1 = -0.212\sigma_3^2 + 7.89\sigma_3 + 66.34$	0.866

A detailed comparison of three failure equations evaluated in this study is given in Table 2. For the estimation of the uniaxial compressive strength and tensile strength in all three



models, it is obtained by setting $\sigma_1=0$ and $\sigma_3=\sigma_t$ into related equations and solving them yield the tensile strength and again by setting $\sigma_3=0$ and solving the equation for $\sigma_1=\sigma_c$ yield the value for uniaxial compressive strength. How precisely a failure criterion can predict rock strength is indicated by error terms that are calculated as $\%Error = (Estimated-Mean)*100/Mean$. Generally, the higher the precision of a criterion, the lower the resulting error. As can be seen in Table 2, the quadratic equation can estimate the actual mean of uniaxial compressive and tensile strengths of the Ankara andesites with the least % error. While actual average UCS of this rock is 68.30 MPa, the new failure model estimates it as 66.34 MPa with only -2.9 % error. Similarly, the calculated average Brazilian tensile strength for this rock is 6.48 MPa and the empirical failure model predicts it as 7.07 MPa with a minimum of 9.1% error.

It appears in Table 2 that while the proposed failure model correctly estimates UCS and BTS of the studied rock this is certainly a desirable consequence, its prediction capacity would be diminishing rather at higher confining pressure levels. At these levels, Hoek-Brown criterion estimates closer and predominates the other two ones. It should be noted that the range of minor principal stress (σ_3) values over which these models are carried out is critical in determining reliable values for strengths. It is not unusual that a model works only for a certain range of values. You just have to be aware of the limitations, and not try to use the model outside of its useful range. Hoek and Brown (1997) used a range of $0 < \sigma_3 < 0.25\sigma_{ci}$ and, in order to be consistent, it is essential that the same range should be used to estimate intact rock strength values.

Table 2. Comparison of empirical failure model estimations with actual strength values.

Çizelge 2. Gerçek dayanım ve deneysel yenilme modelleri değerlerinin karşılaştırılması

	Actual Mean	Mohr-Coulomb		Hoek-Brown		Quadratic	
		Estimated	%Error	Estimated	%Error	Estimated	%Error
Uniaxial Compressive Strength, MPa	68.30	61.61	-9.8	71.07	4.1	66.34	-2.9
Tensile Strength, MPa	6.48	9.92	53.1	7.16	10.5	7.07	9.1
Triaxial Compressive Strength at $\sigma_3=10$ MPa	117.6	122.5	4.2	118.9	1.1	123.3	4.9
Triaxial Compressive Strength at $\sigma_3=18$ MPa	152.9	173.5	13.5	150.8	-1.4	139.7	-8.7



4. CONCLUSIONS

Few models can describe a physical process exactly. Therefore, besides two widely used empirical equations, a new failure envelope were statistically employed on the experimentally obtained data for the Ankara andesites in this study. It was found that the proposed quadratic failure model has accurately estimated the actual strength values of intact rock. Although, it is simpler than Hoek-Brown model and require lesser set of parameters, it can still better estimates. The applicability of this failure model should also be considered for different rocks and the validity of the proposed empirical failure equation might be further evaluated in a more comprehensive study.

REFERENCES

- Akyurek, B., Bilginer, E., Akbas B., Hepsen, N., Pehlivan, S., Sunu, O., Soysal, Y., Deger, Z., Catal, E., Sozeri, B., Yildirim, H., Hakyemez, E., 1984. Basic geological characteristics of Ankara-Elmadag-Kalecik region. *Jeoloji Muhendisligi*, 20,31-46.
- Doyuran, V., Ayday, C., Karahanoglu, N., 1993. Statistical analyses of discontinuity parameters of Golbasi (Ankara) andesites, Supren (Eskisehir) marble, and Porsuk dam (Eskisehir) peridotite in Turkey. *Bull. Int. Assoc. Engng. Geol.*, 48, 15-31.
- Ercanoglu, M., Aksoy, H., 2004. Potential instability map for rock slopes at Ankara Castle and vicinity. *Yerbilimleri*, 29,97-114.
- Goodman, R.E., 1989. *Introduction to rock mechanics*, 2nd ed. Wiley, New York, 562 pp.
- Hoek, E., Brown, E.T., 1997. Practical estimates of rock mass strength. *Int. J Rock Mech. Min Sci.*, 34,1165-1186.
- Hoek, E., Carranza-Torres, C.T., Corkum, B., 2002. Hoek-Brown failure criterion-2002 edition. In: *Proceedings of the 5th North American symposium of NARMS-TAC*, Toronto.
- ISRM, 1981. *Rock characterization, testing and monitoring-ISRM suggested methods*. In: Brown ET, editor. Oxford: Pergamon Pres, 211 pp.
- Karpuz, C., Pasamehmetoglu, A.G., 1997. Field characterization of weathered Ankara andesites. *Engineering Geology*, 46,1-17.
- Kasapoglu, K.E., 1980. *Engineering geological characteristics of foundation of city of Ankara*, Hacettepe University, Geological Engineering Department, Ankara, 206pp.
- Ozcelik, Y., 2003. Multivariate statistical analysis of wearing on diamond beads in the cutting of andesitic rocks. *Key Engineering Materials*, 250,118-130.
- Sener S, Tutluoglu L., 2003. Fracture toughness analysis of Ankara andesite. In: *Proceedings of 18th International Mining Congress and Exhibition of Turkey, IMCET*, p.89-92.



Seçilmiş bazı kumtaşlarında dayanım anizotropisi davranışlarının incelenmesi ve çok değişkenli polinomal regresyon analizleri ile kestirimi

Investigation of the anisotropic strength behavior of some selected sandstones and their prediction using multivariate polynomial regression analyses

Mert GARAGON, Tolga ÇAN*

Çukurova Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü 01330 Adana, TURKEY

mert_garagon@hotmail.com, tolgacan@cukurova.edu.tr

ÖZ

Neojen yaşlı Adana Baseni'nde denizaltı yelpaze çökellerinden seçilmiş beş adet lamine kumtaşı bloğu üzerinde dayanım anizotropisi özelliklerinin incelenmesi amacıyla, tek eksenli sıkışma dayanımı (TSD) deneyleri gerçekleştirilmiştir. Mineralojik ve petrografik değerlendirmeler sonucu kumtaşları feldspatik literanit sınıfında olup, ince- orta tanelidir. Yönlü karot numuneleri, laminalanma düzlemlerine göre 0°, 30°, 45°, 60°, ve 90°'lik yönelim açılarında hazırlanmıştır. Her blok için, her bir yönelim açısından, en az üç adet olmak üzere, toplam 84 silindirik numune hazırlanmıştır. Fiziksel özelliklerden porozite değerleri % 2.4-8.9 arasında, kuru birim hacim ağırlık değerleri ise 23.72-25.41 kN/m³ arasında bulunmuştur. TSD deneylerinde en yüksek değerler, 17 ile 37 MPa arasında değişen değerlerde 90°'lik yönelim açılarında, en düşük değerler ise 30°'de elde edilmiştir. TSD deneylerine göre kumtaşlarının dayanım anizotropisi oranlarının ($R_c = \sigma_{90}/\sigma_{30}$), 1.29 ile 1.74 arasında değişen U-tipi dayanım anizotropisi davranışı gösterdiği ve düşük anizotropi derecelerine sahip oldukları belirlenmiştir. Anizotropik TSD dayanımı davranışlarının bağımsız değişkenlerden yönelim açısı – birim hacim ağırlık ve yönelim açısı – porozite veri çiftlerine bağlı olarak kestirilmesi amacıyla çoklu polinomal regresyon analizleri gerçekleştirilmiştir. Her bir regresyon modelinin performansı belirlilik katsayısı (R^2) ve ortalama karekök hata (RMSE) değerlerine göre değerlendirilmiştir. Her bir regresyon modelinde, TSD ile yönelim açısı arasında U-tipi davranışı koruyan, yüksek performans değerleri elde edilmiş olup, en küçük TSD dayanımı deneysel verilerde olduğu gibi 30°'lik yönelim açılarında elde edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Lamine kumtaşı, Anizotropi, tek eksenli sıkışma dayanımı, porozite, birim hacim ağırlık, polinomal regresyon

ABSTRACT

Uniaxial compressive strength (UCS) tests were carried out to investigate the anisotropic strength behavior of five laminated sandstones blocks, selected from submarine fan deposits in the Neogene Adana Basin. According to the mineralogical and petrographic properties, all the sandstones have been classified as feldspathic litharenite ranging from fine to medium grained sizes. The oriented core specimens were prepared at orientation angles of 0°, 30°, 45°, 60°, and 90° with respect to the planes of lamination. At least three specimens were taken from each orientation angles of each block, and 84 cylindrical specimens were evaluated. From the physical properties, the porosity values were found between 2.4% and 8.9 %, while the unit weight values ranges from 23.72 to 25.41 kN/m³. The maximum UCS values were obtained at an orientation angle of 90° ranging between 17 and 37 MPa, whereas the minimum UCS values were observed at 30°. U-type strength anisotropy with strength anisotropy ratios ($R_c = \sigma_{90}/\sigma_{30}$) varying between 1.29 to 1.74 were found, referring to a low degree of anisotropy. An attempt has been made to estimate the anisotropic UCS behavior as a function of orientation angle - unit weight and, orientation angle - porosity pairs as independent variables by multivariate polynomial regression analysis. The prediction performance



of the each regression model was evaluated by the coefficient of multiple determination (R^2) and the root mean square error (RMSE). In each regression model, high prediction performances were obtained preserving the U-shape pattern between UCS and orientation angle, and minimum values were observed at an orientation angle of 30° following the same trends as that of the experimental values.

Keywords: Laminated Sandstone, Anisotropy, uniaxial compressive strength, porosity, unit weight, polynomial regression

1. Giriş

Kayalarda anizotropi, en genel tanımı ile; kaya malzemesinin sahip olduğu yönlü fabrik ve mikroyapı ile mevcut süreksizliklerin etkisi sonucunda farklı yönlere göre değişik dayanım ve deformasyon davranışları göstermesi olarak tanımlanmaktadır. Anizotropi yaygın olarak metamorfik kayalarda, minerallerin yerleşimi ile etkilendiği tektonik gerilme ve deformasyon davranışlarına bağlı olarak görülmektedir. Metamorfik kayalardan farklı olarak ince lamine veya tabakalı sedimanter kayalar ile bazı volkanik kayalarda da ortaya çıkmaktadır (Amadei, 1996).

Kayalardaki dayanım anizotropisinin varlığını ve özelliklerini ortaya koymak için çok sayıda araştırma bulunmaktadır (McLamore ve Gray 1964; Rao vd. 1986; Ramamurthy vd. 1993; Ramamurthy vd. 2002; Singh vd. 1989; Kwasniewski 1993; Nasseri vd. 2003; Saroglou ve Tsiambos 2008). Bu çalışmalarda elde edilen verilere göre, en yüksek TSD, genellikle 0° ve 90° ’lik, en küçük TSD ise genellikle 30° ’lik yönelim açılarında gerçekleşmektedir. Buna göre, TSD (σ_c) ile yönelim açısı (β) eksenleri arasında çizilen eğrinin şekline göre, kaya kütlelerinde görülebilecek anizotropinin tipi; (i) U tipi anizotropi (ii) Omuz tipi anizotropi ve (iii) Dalgali tip anizotropi şeklinde isimlendirilmektedir (Ramamurthy 1993). Literatürde dayanım anizotropisinin kestirimine yönelik çalışmalar ise oldukça sınırlıdır (Donath 1964; Singh vd. 2001.)

Bu çalışmada Adana Baseni içerisinde Tersiyer yaşlı birimlerden, Cingöz formasyonuna ait bazı kumtaşı blokları seçilmiştir. Kumtaşlarının mineralojik ve petrografik değerlendirmeleri yapılmıştır. Daha sonra kumtaşlarının temel fiziksel özellikleri ile yönlü (0° , 30° , 45° , 60° , 90°) karot numuneleri üzerinde TSD deneyleri gerçekleştirilerek dayanım anizotropisi özellikleri ortaya konmuştur. Son olarak anizotropik TSD davranışlarının, doğrusal olmayan regresyon yaklaşımları kullanılarak, kestirimine yönelik çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

2. Petrografik ve Mineralojik Özellikler

Adana baseni içerisinde, siğ denizel Kaplankaya ve Karaisalı formasyonu üzerinde uyumlu olarak bulunan Üst Burdigaliyen-Serravaliyen yaşlı Cingöz formasyonu, kıta yamacından başlayıp derin denize kadar ulaşan bir bölgede çökelen, konik şekilli ve radyal paleoakıntı düzenine sahip, genel



olarak kumtaşı sedimanlarından oluşmaktadır. Birim doğuda ve batıda eş zamanlı, iki deniz altı yelpazesi şeklinde çökelmiştir (Nazik ve Gürbüz 1992).

Bu çalışma kapsamında, Cingöz formasyonundan alınan 5 adet kaya bloğunun mineralojik ve petrografik özelliklerini belirlemek amacıyla, herbirinden laminalanma düzlemine dik olacak şekilde ikişer adet ince kesit hazırlanmıştır. Tane boyu analizi için polarizan mikroskopu ve mikrometre yardımı ile her kesitten en az 100 adet tane boyu ölçmüştür. Tane boyu ölçümleri sonucu elde edilen tane boyları Friedman ve Sanders (1978) tane boyu ölçeğine göre sınıflandırılmıştır. Her tane boyu grubunun kümülatif yüzde ağırlığına göre her bloğun olasılık ordinatlı kümülatif eğrisi çizilmiş, tane boyu analizi ve bunlara bağlı istatistiksel parametreler hesaplanmıştır (Çizelge 1). Analizler sonucunda, grafik ortalama değerlerine göre 1-4 nolu blokların ince kum, 5 nolu bloğun ise orta kum sınıfında yer aldığı görülmüştür. Yine analizler sonucunda 1, 3 ve 4 nolu blokların orta, 2 nolu bloğun kötü, 5 nolu bloğun ise iyi derecede boylanmaya sahip oldukları belirlenmiştir.

Çizelge 1. Tane boyu dağılım analizlerine ait istatistiksel sonuçlar.

Blok No	Mod (Fi)	Medyan (Fi)	Grafik Ort. (Fi)	Boylanma (Fi)	Sivrilik	Çarpıklık
1	2,5	2,2	2,6	0,78	1,14	0,20
2	2,5	2,4	İnce Kum 2,7	Orta 1,03	Lepokurtik 1,05	İnce Çarpık 0,386
3	2,5	2,37	İnce Kum 2,42	Orta 0,72	Mesokurtik 1,03	Çok İnce Çarpık 0,217
4	2,5	2,5	İnce Kum 2,49	Orta 0,87	Mesokurtik 0,87	İnce Çarpık 0,228
5	1,5	1,8	Orta Kum 1,85	İyi 0,97	Platikurtik 0,97	İnce Çarpık 0,240
					Mesokurtik	İnce Çarpık

Mineralojik bileşimin tespiti için her bir ince kesitten 300 adet olmak üzere kuvars, feldspat ve kaya parçaları için sayım yapılmıştır (Çizelge 2). Genel olarak tüm bloklarda monokristalen kuvars (MQ) taneleri özşekli ve özşekilsiz olarak düzgün yanıp sönmeli karakter göstermekte olup en önemli bileşenlerindendir. Yeniden kristallenmiş karakterde olan bileşik taneli polikristalen kuvars (PQ) türleri daha az olup kuvvetli yanıp sönmeye gösterdikleri görülmüştür. Geniş yayılım göstermekte olan potasyumlu feldispatlarda (KF) alterasyonlar sonucu serizitleşme görülmüştür. Yine feldispat grubundan olan plajioklaslar (PL) karlspat ikizlenmesi göstermekte olup değişik tip alterasyonlara maruz kalmıştır. Bütün örneklerde en baskın bileşen olan kaya parçaları, volkanik (VO), asidik (AC), ofiyolitik (OF), metamorfik (ME) ve karbonat kaya (CR) parçalarından oluşmaktadır. Kuvars, feldispat ve kaya parçası yüzdelere göz önünde bulundurularak Folk (1974)'e göre kumtaşlarının "feldispatik litarenit" sınıfında olduğu belirlenmiştir (Garagon 2007).



Çizelge 2. Kumtaşı bloklarının içerdiği kuvars, feldspat ve kaya parçaları oranlarına göre sınıflaması.

Blok No	Kuvars %	Feldspat %	Kaya Parçası %	Kumtaşı Cinsi (Folk 1974)
1	23,64	20,10	56,26	Feldspatik Literanit
2	27,55	29,50	42,95	Feldspatik Literanit
3	33,59	27,79	38,62	Feldspatik Literanit
4	31,20	30,82	37,98	Feldspatik Literanit
5	30,44	31,14	38,42	Feldspatik Literanit

3. Numune hazırlama ve Laboratuvar Deneyleri

Kumtaşı bloklarından fiziksel ve mekanik laboratuvar deneyleri için yönlü karot alma makinası ile laminalanma düzlemi ile 0°,30°,45°,60° ve 90° olacak şekilde, 5 farklı yönelim açısında yönlü karot numuneleri alınmıştır. Bloklardan, herbir yönelim açısından en az üç adet olmak üzere 1-3 nolu bloklardan 48 adet NX boyutunda, 4 ve 5 nolu bloklardan ise 36 adet BX olmak üzere toplam 84 adet silindirik numune hazırlanmıştır (Şekil 1). Numuneler ISRM (1981)'e göre hazırlanmış ve deneylere tabi tutulmuştur.



(a)



(b)



(c)

Şekil 1. Yönlü karot alma makinası (a) ve yönlü karot örnekleri (b,c).



3.1 Fiziksel Özellikler

Toplam 84 adet karot numunesi üzerinde fiziksel özelliklerden birim hacim ağırlık ve porozite tayinleri gerçekleştirilmiştir (Çizelge 3). Deney sonuçlarına göre birim hacim ağırlık değerleri 23.84 kN/m^3 ile 25.28 kN/m^3 arasında, porozite değerleri ise % 8.61 ile %2.61 arasında değişmektedir. Genel olarak birim hacim ağırlık değerlerindeki artışa karşılık porozite değerlerinde azalma gözlenmiştir. Aynı durum birçok araştırmacı tarafından da ortaya konulmuştur (Ulusay vd.1994; Bell ve Lindsay 1999; Palchik ve Hatzor 2002; Chen ve Hu 2003).

Çizelge 3. Kumtaşlarının fiziksel özellikleri.

Blok No	Örnek Sayısı	Birim Hacim Ağırlığı (γ) (KN/m^3)	Porozite (n) (%)
1	16	$23,94 \pm 0,074$	$8,21 \pm 0,254$
2	17	$24,83 \pm 0,105$	$4,35 \pm 0,107$
3	15	$24,30 \pm 0,096$	$5,62 \pm 0,200$
4	15	$25,28 \pm 0,083$	$2,61 \pm 0,100$
5	21	$23,84 \pm 0,078$	$8,61 \pm 0,157$

3.2. Tek eksenli sıkışma deneyleri ve dayanım anizotropisi

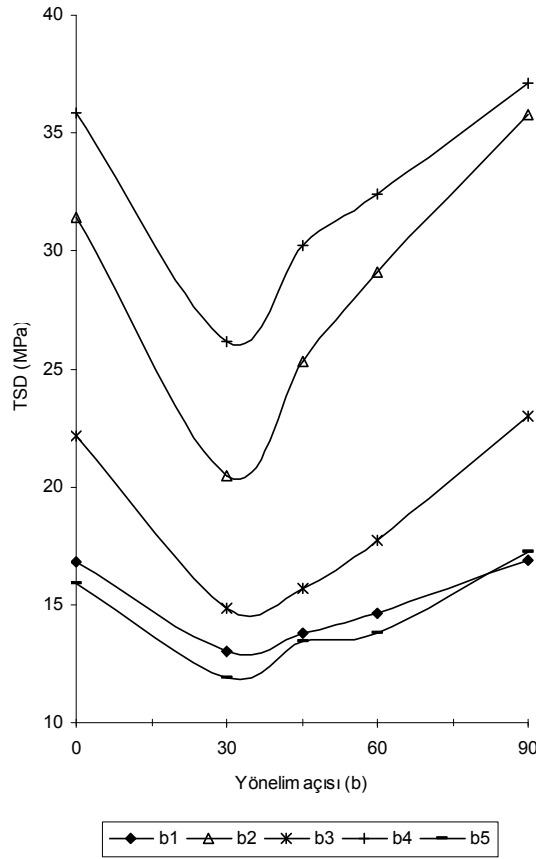
Dayanım anizotropisi genel olarak TSD ve üç eksenli sıkışma dayanımı gibi deneyler ile belirlenmektedir. En iyi dayanım anizotropisi TSD ile belirlenmektedir. Üç eksenli sıkışma deneylerinde artan yanal basınçlar altında kayaların anizotropi davranışlarında azalmalar, yanal basınçların TSD'na yaklaştığı durumlarda ise anizotropik davranış belirsizleşmektedir (Ramamurthy 1993). Bu çalışmada kumtaşlarının dayanım anizotropisi davranışları TSD ile belirlenmiştir. TSD deneyleri 1, 2 ve 3 nolu bloklarda NX (54mm), 4 ve 5 nolu bloklarda ise BX (42mm) boyutlarında numuneler üzerinde gerçekleştirilmiştir. Hoek ve Brown (1980) numunenin çapından kaynaklanan dayanım azalımını göz önünde bulundurmak amacı ile 50mm karot çapı için aşağıda verilen eşitliği önermişlerdir.

$$\sigma_{c50} = \sigma_{cölçülen} / (50/d)^{0.18} \quad (1)$$

burada σ_{c50} , 50mm çapındaki numunenin TSD, d ise deneyde kullanılan numunenin çapıdır.



Eşitlik 1'in uygulanması ile BX ve NX tipi numunelerin TSD değerlerinde sırasıyla %3'lük bir azalma ile %1.4'lük bir artış meydana gelmiştir. Buna göre ortalama TSD'lerinin yönelim açısına göre değişimi Şekil 3'te verilmiştir. Şekil 3'te görüldüğü üzere yönelim açısına bağlı olarak en yüksek TSD değerleri 90 derecede biraz daha yüksek olmak üzere 0 ve 90°'de, en düşük TSD değerleri ise 30°'de gözlenmiştir. Dayanım anizotropisi olarak isimlendirilen bu davranışın anizotropi derecesi, R_c , $\sigma_{cmax}/\sigma_{cmin}$ oranına göre belirlenmektedir (Ramamurthy 1993). R_c değerleri 1.29 ile 1.74 arasında değişmekte ve düşük anizotropi derecesine karşılık gelmektedir. 0-90° yönelim açıları arasında TSD değerleri, 0-30° arasında azalan, 30-90° arasında ise artan bir ilişki göstermektedir. Bu durum genel olarak "U" tipi anizotropi davranışı olarak sınıflandırılmaktadır.



Şekil 3. Kumtaşı bloklarına ait ortalama TSD'nin yönelim açısına göre değişimi.

4. Anizotropik dayanım davranışlarının kestirimi

Kayalar üzerinde dayanım ve deformasyon anizotropileri ile ilgili literatürde çok sayıda çalışma bulunurken, bunların kestirimine yönelik olarak çalışmalar (Donath 1964, Singh vd. 2001) oldukça sınırlıdır.



Donath (1964) U tipi anizotropi gösteren kayalarda, 0°, 30° ve 90°'lik yönelim açılarındaki TSD değerlerinin bilinmesi koşulunda, diğer β açılara karşılık gelen σ_c değerlerinin tahmin edilebileceğini vurgulamış ve bu durumu aşağıdaki eşitlik ile açıklamıştır.

$$\sigma_{cj} = A - B [\cos 2(\delta - \beta)] \quad (2)$$

burada, σ_{cj} ; 0°, 30° ve 90° dışındaki herhangi bir yönelim açısındaki öngörülen tek eksenli sıkışma dayanımını, δ ; tek eksenli sıkışma dayanımının en küçük olduğu yönelim açısı değerini (genellikle 30° olarak kabul edilmektedir), β ; basınç dayanımı değerinin bulunması istenen yönelim açısı değerini, A ve B ise, kaya örneği için belirlenebilen katsayıları ifade etmektedir.

Bu katsayılar, $\beta=0^\circ-30^\circ$ ve $\beta=30^\circ - 90^\circ$ 'deki ($0^\circ \leq \beta \leq \delta$ ve $\delta \leq \beta \leq 90^\circ$) TSD değerleri için ayrı ayrı hesaplanaktadır. Kestirim denklemlerinin hesaplanmasında 0°, 30° ve 90°'lik yönelim açılarındaki deney verileri kullanıldığından kestirim aynı noktalarda, ara yönelim açılarındaki değerlerde farklılık sunmaktadır. Yine genelleştirme yapılamaması ve sadece tek bir dayanım aralığındaki deney grubu için kullanılabildiği için aynı kökene sahip farklı dayanım aralığı sunan her bir kaya numune grubu için ayrı ayrı hesaplanması gerekmektedir.

Sing vd. (2001) şistler üzerinde TSD yanında, çekme ve nokta yük dayanımlarının kestirimine yönelik olarak kayaçların mineralojik bileşim ve dokusal özelliklerini kullanarak yapay sinir ağları ve çok değişkenli regresyon yöntemlerini uygulamışlardır. Araştırmacılar yapay sinir ağları ile anlamlı kestirim modelleri kurarken, çok değişkenli lineer regresyon modellemelerinde gerçek değerler ile uyumsuz sonuçlar elde etmişlerdir. Çok değişkenli regresyon modelinde yönelim açılarının 0 dan 90°'ye artışına paralel olarak dayanım parametrelerinde lineer olarak arttığı ve deneysel sonuçları yansıtmadığı sonucunu elde etmişlerdir.

Çoklu regresyon modelinde, tek bir bağımlı değişken ile iki veya daha çok sayıda bağımsız (açıklayıcı) değişken arasındaki ilişki araştırılır. Doğrusal regresyon analizi, parametreleri yönünden doğrusal modeller üzerinde durmaktadır. Diğer bir anlatımla çoklu doğrusal regresyon analizi bağımsız değişkenlerin ağırlıklı bir ortalaması olarak düşünülebilir. Fakat değişkenler arasındaki ilişki her zaman doğrusal olmayabilir. Uygulamalarda değişkenler arasındaki ilişkinin gerçekte doğrusal olmaması halinde bile doğrusal regresyon modelinin belli bir bölge içinde fazla hatalı olmayan sonuçlar vermesi beklebilir. Ancak doğrusal bir ilişki kabulünün gerçek durumdan çok fazla uzaklaşması halinde doğrusal modeller ile yapılacak olan tahminlerdeki hata payı oldukça büyük



olacağından doğrusal olmayan regresyon modellerini kullanmak gerekir. Doğrusal olmayan regresyonda değişkenler seçildikten sonra regresyon bağıntısının biçimine karar verilir.

$$y = f(x_1, x_2) \quad (3)$$

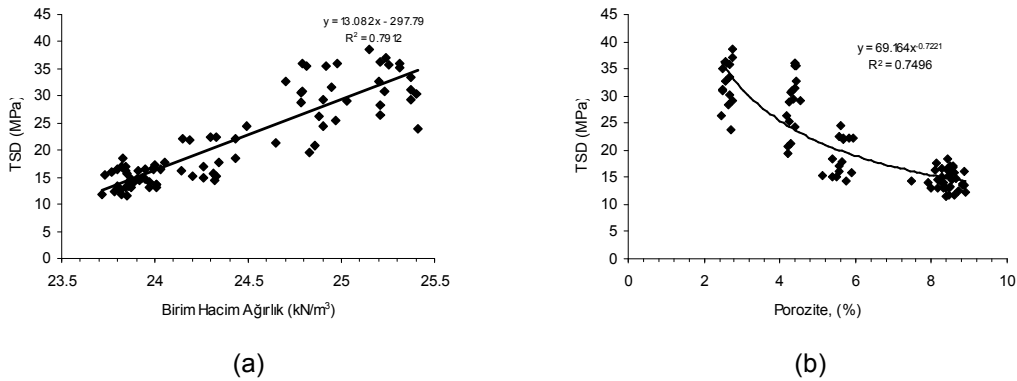
fonksiyonun parametreleri ise

$$\min \sum_{j=1}^N e_{yj}^2 = \sum_{j=1}^N (y_j - f(x_{1j}, x_{2j}, \dots))^2 \quad (4)$$

kuralını sağlayacak biçimde belirlenir.

Eşitlikte x_{ij} , bağımsız değişkenleri; y_j , bağımlı değişkeni; j , birim değerlerinin sıra numaralarını ve n , regresyon modelindeki veri sayısını göstermektedir.

Bu çalışmada DATAFIT 8.2 programı ile doğrusal olmayan regresyon analizi kullanılarak σ_c parametresini kestirmek için regresyon modelleri oluşturulmuştur. Çalışmada oluşturulan regresyon modellerinde bağımlı değişken olarak σ_c , bağımsız değişkenler olarak ise yönelim açısı (β) ve birim hacim ağırlık (γ), ile yönelim açısı (β) ve porozite (n) çiftleri seçilmiştir. TSD yönelim açısına bağlı olarak 0-30° yekadar azalan ve 30-90° kadar artan şekilde doğrusal olmayan bir ilişki sunmaktadır (bkz Şekil 3). Herbir veri seti için ayrı ayrı yapılan basit regresyon değerlendirmesinde bu iki parametre arasındaki en iyi uyum üçüncü dereceden polinom ile ifade edilmektedir. TSD'nın birim hacim ağırlık ve poroziteye bağlı olarak değişimleri ise Şekil 4'te verilmiştir. Yoğunluk ile TSD arasında doğrusal pozitif korelasyon gözlenmektedir (Şekil4 a). Porozite ile TSD arasında ise doğrusal olmayan negatif korelasyon gözlenmektedir (Şekil 4b). Yoğunluk değerlerindeki artış ve porozite değerlerindeki azalışa bağlı olarak TSD değerlerinin eğim çizgisine göre saçınımı artmaktadır. Bu durum farklı yönelim açılarındaki dayanım azalmasından kaynaklanmaktadır. Eğim çizgisinin en üstündeki noktalar 0 ve 90° yönelim açılarına karşılık gelirken, eğim çizgisinin en altındaki değerler ise 30°'lik yönelim açısına ait değerlerden oluşmaktadır.



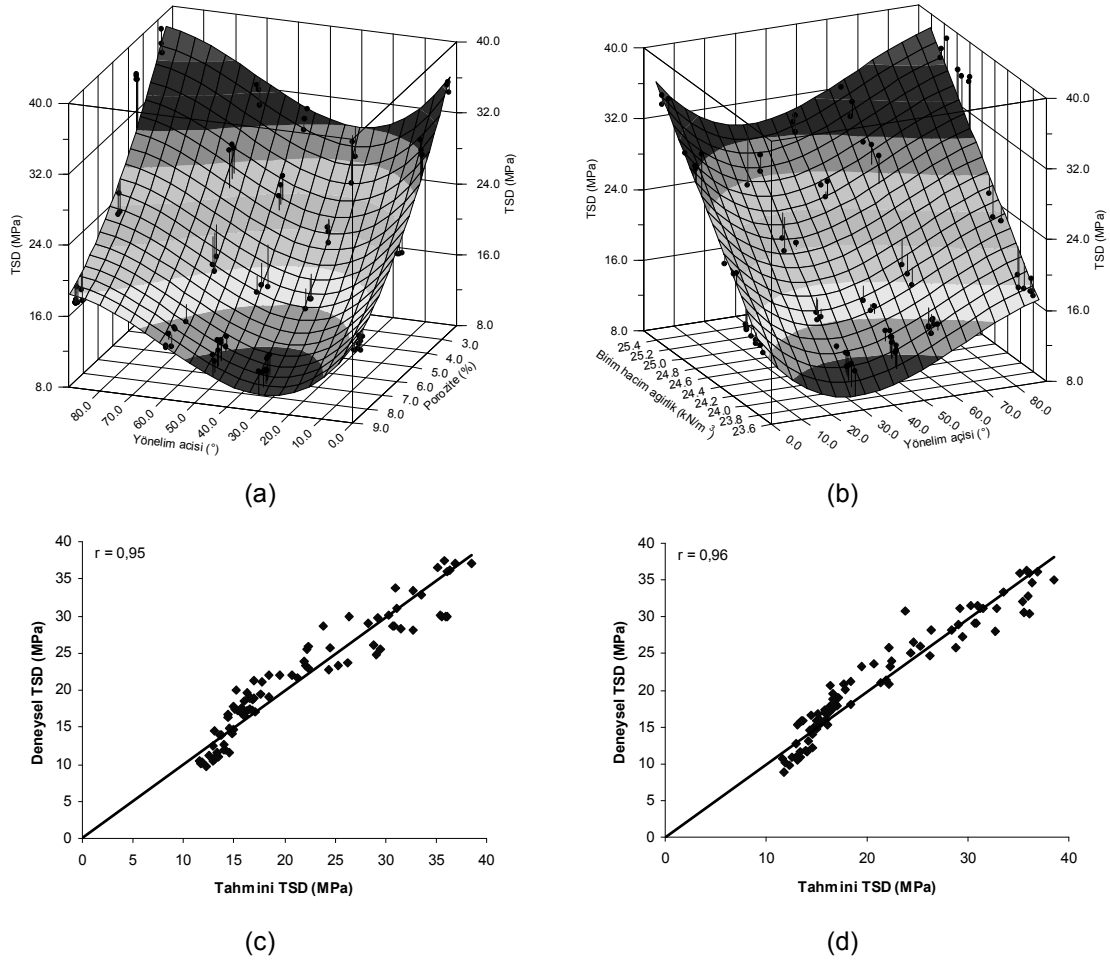
Şekil 4. TSD ile birim hacim ağırlık (a) ve porozite (b) değerleri arasındaki ilişkiler.



Regresyon analizleri %95 güven aralığında gerçekleştirilmiştir. Regresyon denklemlerinde her bir regresyon katsayısının anlamlılığı t-testi, tüm regresyon modelinin anlamlılığı ise F-testine göre değerlendirilmiştir. Buna göre bağımsız değişkenler olarak β - n ile β - γ ile yapılan analizlerde üçer adet olmak üzere toplam altı adet anlamlı regresyon modeli elde edilmiştir (Çizelge 4). Bu modellerde kendi içerisinde modelin uyum iyiliğinin değerlendirmesinde kullanılan belirlilik katsayısı (R^2) ve ortalama karekök hata (RMSE) parametreleri ile değerlendirilmiştir. Çizelge 4'te görüldüğü üzere regresyon modellerinde her bir bağımsız değişken veri çiftine göre yönelim açısı değerleri birbirine çok yakinken, porozite ve birim hacim ağırlık değerlerinde farklılık göstermektedir. Ancak R^2 ve RMSE değerlerinden de görüleceği üzere tüm modellerin birbirine yakın kestirim gücüne sahip oldukları görülmüştür. Bağımsız değişken veri çiftlerine göre σ_c - β -n ve σ_c - β - γ regresyon modellerinde en iyi ilişkiler, Çizelge 4'teki, sırası ile R1 ve R4 'te belirtilen modellerden elde edilmişlerdir (Şekil 5). Regresyon modellerine ait 3 boyutlu yüzey grafiklerinden de görüleceği üzere tahmin edilen σ_c - β ilişkileri deneysel verilerde olduğu gibi minimum 30°'de, maksimum ise 90° gözlenmektedir (Şekil 5ab). Şekil 5c ve d'de görüldüğü üzere tahmin edilen ve deneysel TSD değerlerinde oldukça yüksek korelasyon katsayıları elde edilmiştir. Böylece aynı çökme ortamına ait, farklı dayanım aralıklarına sahip kumtaşlarının dayanım anizotropisi davranışları tek bir regresyon modeli ile kestirilmiştir.

Çizelge 4. TSD kestirimine yönelik elde edilen çok değişkenli polinomial regresyon modelleri.

Bağımsız değişkenler	Regresyon modeli	RMSE	R^2	Eşitlik no
β (°), n (%)	$\sigma_c = 50.38 - 0.53\beta + 0.012\beta^2 - 0.000065\beta^3 - 6.25n + 0.276n^2$	2.59	0.91	(R1)
	$\sigma_c = 51.48 - 0.53\beta + 0.012\beta^2 - 0.00006\beta^3 - 15.98\log(n)$	2.68	0.90	(R2)
	$\sigma_c = 42.49 - 0.53\beta + 0.012\beta^2 - 0.000065\beta^3 - 3.03n$	2.77	0.89	(R3)
β (°), γ (kN/m ³) Birim hacim ağırlık	$\sigma_c = -290.73 - 0.46\beta + 0.0098\beta^2 - 0.00005\beta^3 + 12.9\gamma$	2.27	0.93	(R4)
	$\sigma_c = -986.73 - 0.46\beta + 0.0098\beta^2 - 0.00005\beta^3 + 316.45\log(\gamma)$	2.28	0.93	(R5)
	$\sigma_c = 342.2 - 0.46\beta + 0.0097\beta^2 - 0.00005\beta^3 + 7757.36/\gamma$	2.28	0.93	(R6)



Şekil 5. R1 (a) ve R4 (b)'e göre regresyon modellerinin, deneysel veriler ile birlikte, 3 boyutlu yüzey grafiği ve R1 (c) ve R4 (d)'e göre deneysel ve tahmini TSD'na ait çapraz korelasyon grafikleri.

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada Adana Baseni Tersiyer yaşlı birimlerinden Cingöz formasyonuna ait 5 adet laminalı kumtaşı bloğu üzerinde anizotropik dayanım özellikleri araştırılmıştır. Dayanım anizotropisi davranışları TSD baz alınarak, laminalanma düzlemine göre $0^{\circ}, 30^{\circ}, 45^{\circ}, 60^{\circ}$ ve 90° 'lık 5 farklı yönelim açısına göre değerlendirilmiştir. TSD'na göre en yüksek değerler 90° 'de, en düşük değerler ise 30° 'de elde edilmiştir. Kumtaşlarının anizotropi dereceleri R_c , 1.29 ile 1.74 arasında değişmekte ve düşük anizotropi sınıfına karşılık gelmektedir. TSD ile fiziksel özelliklerde porozite ve birim hacim ağırlık değerleri arasında anlamlı ilişkiler gözlenmiştir. Genel olarak porozite değerlerindeki azalmaya ve birim hacim ağırlık değerleri artışa bağlı olarak TSD artış gözlenmiştir. TSD kestirimi doğrusal olmayan regresyon yöntemleri ile araştırılmış ve yüksek belirlilik katsayılarına sahip polinomal regresyon eşitlikleri elde edilmiştir. Böylece aynı çökelme ortamına ait farklı dayanım



özellikleri gösteren kaya grupları tek bir regresyon denklemi ile oldukça yüksek performansta kestirilmektedir. Anizotropi ile ilgili çalışmalarda çok sayıda yönlü karot numunesine gereksinim olduğundan, bu çalışmadaki yaklaşımların uygulanması, özellikle mühendislik projelerinin öntasarım aşamalarında hem ekonomi hem de zaman kazanma açısından önemli katkı sağlayacağı düşünülmektedir.

5. KATKI BELİRTME

Yazarlar bu çalışmaya (Proje no: MMF2007YL5) verdiği destekten dolayı, Çukurova Üniversitesi, Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi'ne teşekkür eder.

6. KAYNAKLAR

- Amadei, B., 1996. Importance of Anisotropy When Estimating and Measuring In Situ Stresses In Rock, *Int J Rock Mech Min Sci & Geomech Abstr* 33, 293-325.
- Bell, F.G., Lindsay, P., 1999. The petrographic and geomechanical properties of some sandstones from the Newspaper Member of the Natal Group near Durban, South Africa. *Eng Geo* 53: 57–81.
- Chen, H. Hu, Z.-Y., 2003. Some factors affecting the uniaxial strength of weak sandstones. *Bull Eng Geol Env* 62: 323–332.
- Donath, F.A., 1964. Strength variation and deformational behavior in anisotropic rock. In: Judd WR, editor. *State of stress in the Earth's crust*. New York: Elsevier, p. 281–98.
- Folk, R.L., 1974. *Petrology of Sedimentary Rocks*. Hemphill Publishing Co., Austin, TX, 182 p.
- Friedman, G.M., and Sanders, J.E., 1978, *Principles of sedimentology*: New York, John Wiley & Sons, 792 p.
- Garagon, M., 2007. Adana Baseni Tersiyer Birimlerinden seçilmiş kumtaşlarının yönlerle bağlı dayanım ve deformasyon özelliklerinin araştırılması. Yüksek lisans tezi. Çukurova Univ. Fen Bil. Enst. 115s.
- Hoek, E., Brown, E.T., 1980. *Underground excavations in rock*. Institution of Mining and Metallurgy, E&FN SPON. 527p.
- ISRM 1981. *Rock Characterization, Testing and Monitoring* — In: Brown, E.T. (Ed.), *ISRM Suggested Methods*. Pergamon, Oxford.
- Jeng, F.S., Weng, M.C., Lin, M.L, Huang. T.H., 2004. Influence of petrographic parameters on geotechnical properties of tertiary sandstones from Taiwan. *Eng Geo* 73: 71–91.
- Kwasniewski, M.A., 1993. Mechanical behavior of anisotropic rocks. In: Hudson JA, editor. *Comprehensive rock engineering*, Oxford: Pergamon Press, pp. 285–311.



- McLamore, R., Gray. K.E., 1967. The mechanical behaviour of anisotropic sedimentary rocks. *J Eng Ind*, 89: 62–76.
- Nasseri, M.H., Rao, K.S., Ramamurthy, T., 2003. Anisotropic Strength And Deformational Behaviour Of Himalayan Schists, *Rock Mech&Min. Sci.* 40, 23.
- Nazik A., Gürbüz K., 1992. Karaisalı-Çatalhan-Eğner Yöresi (KB Adana) Alt-Orta Miyosen Yaşlı Denizaltı Yelpezelerinin Planktonik Foraminifer Biyostratigrafisi. *TJK. Bült. C.35*, no.1, s.67-80.
- Palchik, V., Hatzor, Y.H., 2002. Crack damage as a composite function of porosity and elastic matrix stiffness in dolomites and limestones. *Eng Geo* 63, 233–245.
- Ramamurthy, T., 1993. Strength and modulus responses of anisotropic rocks. In: Hudson JA, editor. *Comprehensive rock engineering*, Oxford: Pergamon Press, pp 313–329.
- Ramamurthy, T., Rao, V.G., Singh J., 2002. Strength And Deformational Behaviour Of A Jointed Rock Mass, *Rock Mechanics and Rock Engineering.* 35 (1), 45-64.
- Rao, K.S., Rao, G.V., Ramamurthy, T., 1986. Strength Criterion For Anisotropic Rocks, *Ind. Geotech J.* 16(4), 317-333.
- Saroglou, H., Tsiambaos, G., 2008. A modified Hoek-Brown failure criterion for anisotropic intact rock. *Int J Rock Mech Min Sci*, 45: 223-234.
- Singh J., Ramamurthy T., Rao G.V., 1989. Strength Anisotropies In Rocks. *Indian Geotech J* 19, 147-166.
- Singh, V.K., Singh, D., Singh, T.N., 2001. Prediction of strength properties of some schistose rocks from petrographic properties using artificial neural networks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci*, 38: 269-284.
- Ulusay, R., Tureli, K., Ider, M.H., 1994. Prediction of engineering properties of a selected litharenite sandstone from its petrographic characteristics using correlation and multivariate statistical techniques. *Eng. Geo.* 37: 135–157.



YÜZEYLERİ İŞLENMİŞ DOĞALTAŞLARIN KAYMA AÇISINI ETKİLEYEN PARAMETRELERİN ANALİZİ

SARIIŞIK A¹, SARIIŞIK G²

¹Afyon Kocatepe Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği,
sariisik@aku.edu.tr

²Afyon Kocatepe Üniversitesi, İncehisar Meslek Yüksekokulu, gsariisik@aku.edu.tr,

Özet

Çalışma, çıplak ayakla yürünen yüzeylerde kullanılan doğaltaşların, kayma açısının yüksek olması istenilen alanlarda, yayaların emniyetini artırıcı uygun yüzey işlemlerin belirlenmesi için yapılan bir araştırmadır. Yüzeyleri işlenmiş doğaltaşların, zemin kaplama malzemesi olarak kullanılmasında önemli bir parametre olan kayma açısı, DIN 51097 “Çıplak ayakla Gezilen Islak Bölgelerin Kaymayı Önleme Özelliğinin Belirlenmesi” standardı kullanılarak analiz edilmiştir. Çalışmada oluşumlarına göre sınıflandırılmış doğaltaşların, farklı boyutlarda ve farklı yüzey işleme tekniklerinde, eğik düzlem yöntemiyle kayma açıları hesaplanmıştır. Doğaltaşların kayma açısı değerlerini etkileyen parametrelerin, yüzey işleme teknikleri, abrasiflerin tane boyutları, yüzey pürüzlülüğü ve plaka boyutları olduğu tespit edilmiştir. Doğaltaşların belirlenen kayma açısına bağlı olarak DIN 51097 standardı dikkate alınmış, emniyetli kullanım yerlerine göre sınıflandırılmıştır.

Anahtar sözcükler: Doğaltaş, Kayma açısı, DIN 51097, Yüzey Pürüzlülük, Yüzey İşleme.

ANALYSIS OF THE PARAMETERS AFFECTING THE SLIP ANGLE OF SURFACE- PROCESSED NATURAL STONES

Abstract

This study determines the appropriate enhanced safety, surface-processing methods for natural stones used on barefoot wandered surfaces on which the slip angle is expected to be wide. Slip angle, which is an important parameter for the use of surface-processed natural stones as surface-covering material, was analyzed by applying the standard DIN 51097, “Determination of characteristics of barefoot wandered wet places that prevent slipping.” This study uses the inclined plane method to calculate, according to different sizes and surface-processing techniques, the slip angles of natural stones classified by their formations. The parameters affecting the slip angle values of natural stones were determined to be surface-processing techniques, particle size of abrasives, surface roughness and plaque sizes. Natural stones were taken into consideration depending on DIN 51097 Standard and were categorized in accordance with safe field of use.

Key Words: Natural Stone, Slip Angle, DIN 51097, Surface Roughness, Surface-Processing



1.Giriş

Günümüz mimarisinde doğaltaşlar, zemin kaplama malzemesi olarak yaygın kullanım alanına sahiptir. Doğaltaşların zemin kaplama kullanımının da, dikkat edilecek unsurlardan en önemlisi kayma direncidir. Son yıllarda özellikle zemin kaplama tasarımlarında, kayma direnci önem verilmesi gereken bir konudur (Grönqvist, 1995; Rowland et al., 1996; Kim, 1996c; Chang, 1999; Manning et al., 1998). Kayma direnci, çıplak ayak tabanı ile zemin kaplama malzemesi yüzeyinin etkileşiminden kaynaklanmaktadır. Bu yüzden insanların çıplak ayakla emniyetli hareket edebilmesi için, zemin kaplama malzemesi olarak kullanılacak doğaltaşların ıslak ve kuru zeminler de kayma emniyetinin belirlenmesi gerekmektedir. Doğaltaşların kayma emniyetinin belirlenmesi için yüzeyleri işlenmiş doğaltaş plakalarının kayma açısının laboratuvar ortamında test edilmesi zorunludur. Kayma açısının belirlenmesinde değişik yöntemler kullanılmaktadır. Bu çalışmada çıplak ayakla kayma emniyetinin belirlenmesi için, eğik düzlem test (DIN 51097, 1992) standardı kullanılarak yapılmıştır.

Kayganlık, yüzey ve yüzeyle etkileşen nesnenin çekme ya da sürtünmesinden oluşan etki olarak tanımlanabilir. Yayaların, kayma kazalarının artmasıyla kaymayı önleme çalışmalarının önemi belirgin olarak artırmıştır (Adams, 1997). Kayma direncini etkileyen en önemli faktörün yüzey pürüzlülüğü olduğu incelenen literatürler de belirtilmiştir. (Chang, 1998). Buna göre zemin kaplamalarında yüzey pürüzlülüğü de sürtünmeyi etkilemektedir. Yüzey kaplamasının pürüzlülük özelliğinin artması, kaymayı önemli bir şekilde azaltmaktadır (Chang, 1999; Chang et al., 2001a; Chang, 2003; Chang et al., 2004a; Manning et al., 1998; Manning and Jones, 2001). Çalışmada özellikle ıslak ve nemli ortamlarda oluşumlarına göre sınıflandırılmış, CaO (53,1-55,5%) içeren 15 adet mermer, kireçtaşı ve traverten olarak tanımladığımız doğaltaşlar seçilmiştir. Yapılan çalışmada doğaltaşların fiziksel ve mekanik özellikleri belirlenerek, bunların kayma açısına olan etkileri incelenmiştir. Fiziksel özelliklerden su emme, porozite, permeabilite ve basınç dayanımının kayma açısı ile olan bağlantısı incelenmiştir.

Doğaltaşlar de estetik görünüm sağlamak ve yürüme ortamlarında yayaların kaymasından kaynaklanan kazaları önlemek için, yüzey işleme teknikleri uygulanır. Doğaltaşlarda yüzey işleme tekniği yapılmasıyla kullanım işlevi ve bazı teknik özellikleri (dayanım, çevre koşulları ya da kaymazlık) etkilenmektedir (Sariisik, et al., 2003). Yüzey işleme teknikleri uygulanarak doğaltaşların yüzey pürüzlülüğü artırılmıştır. Yüzey işlemleri doğaltaşlarda yürüme ortamların da yayaların kaymasından kaynaklanan kazaları önlemek için uygulanmıştır. Son yıllarda inşaat sektöründe daha çok cilalı, honlu ve eskitilmiş doğal taşlar iç ve dış mekânlarda kullanılmaktadır.

Çıplak ayakla kayma güvenliliğinin analiz edildiği ortamlar özellikle, nem ile sık etkileşen iç mekânların (mutfak, yemek hazırlama alanları, çamaşırhane, WC ve kuruluğu değişen alanlar) kayma ihtimali yüksek, sabun artıkları, mutfak yağları ve gıda maddesi gibi diğer kirleticilerle



temas ettiği alanlarda risk fazladır. Genellikle havuzlarda kullanılan doğaltaşlardaki yüzey kirlenmeleri; havuz tuzlarından, şampuan artıklarından ve vücut yağlarından dolayı havuz etrafında düşmelere neden olmaktadır (Gürcan, 2006).

Eğik düzlem yöntemiyle elde ettiğimiz veriler sonucu kayma açısı düşük olan doğaltaşların honlama ve eskitme gibi yüzey işlemlerinin daha dikkatli ve standartlara göre yapılarak yayaların çıplak ayakla kullandıkları alanlarda kayma riskini en aza indirmek hedeflenmiştir. Bu yöntemle ıslak alanlarda, çıplak ayakla yürünen yerlerde kullanılan zemin kaplamalarının kayma açısını etkileyen parametrelerin analizinin yapılması ve değerlendirilmesi amaçlanmıştır. Özellikle kullanılan doğaltaşların doğal desenleri sanatsal ve görsel özelliklerinin insanlara sunulabilmesi için kayma açısı analizi belirlenerek, analiz sonuçlarının inşaat sektöründe uygulanabildiği takdirde bu çalışma hedefine ulaşacaktır.

2. Materyal ve Metot

2.1. Fiziko ve Mekanik Özellikleri

Bu çalışmada numune olarak mermer, kireçtaşı ve traverten türü doğaltaşlar seçilmiştir. Doğaltaşların iyi cila alma ve yüzey işlemlerin de tane yapısının etkisi, taneler arası bağların farklılığı gibi etkenlerin etkili olduğu belirtilmiştir (Sariisik et al., 2003). Bu yüzden kayma açısında da mineralojik özelliklerin etkisinin olacağı düşünülmüştür. Mermerlerde tane boyutu çok önemli bir özelliktir. Mermerlerin tane boyutu dayanım, kullanım yeri, parlaklık, cila alma ve kaymazlık özelliklerine direkt olarak etki etmektedir (Sariisik, et al., 2003). Doğaltaşların fiziko-mekanik deneyleri Teknoloji Uygulama ve Araştırma Merkezi (TUAM) Doğaltaş laboratuvarında DIN Standartları dikkate alınarak yapılmıştır. (DIN EN 1936, DIN EN 13755, DIN EN 1926, DIN 18130-1). Test edilen doğaltaşların fiziko mekanik özellikleri Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo 1: Doğaltaşların fiziksel ve mekanik özellikleri

Table 1: Physico-mechanic properties of the tested natural stone

Doğaltaş Numuneler		Özgül Kütle (kg/m3)	Su Emme (%)	Porozite (%)	Permeabilite (mD)	Başınc Dayanımı (MPa)
Mermer	Salome	2780	1,64	2,86	1,31x10 ⁻²	70,04
	Özer Beyaz	2780	1,84	3,24	1,52 x10 ⁻²	71,41
	Dazkırı Siyahı	2790	1,79	3,58	1,63 x10 ⁻²	75,30
	Afyon Şeker	2750	0,24	0,70	0,54 x10 ⁻²	67,70
	Afyon Grili Şeker	2740	0,21	0,73	0,58 x10 ⁻²	68,16
Kireçtaşı	Rose Anatolia	2780	0,20	0,53	2,30 x10 ⁻²	85,66
	Crema Temmer	2780	0,24	0,64	2,70 x10 ⁻²	85,88
	Rosalia Pink	2790	0,26	0,69	2,90 x10 ⁻²	85,48
	Rosalia Light	2750	0,20	0,65	2,80 x10 ⁻²	86,07
	Emperador	2740	1,23	1,49	6,70 x10 ⁻²	79,68
Traverten	Sarı Traverten	2746	5,59	7,64	0,58 x10 ⁻²	40,60
	Gümüş Traverten	2650	6,83	8,47	0,71 x10 ⁻²	41,67
	Denizli Traverten	2456	11,98	12,66	1,35 x10 ⁻²	22,89
	Afyon Traverten	2600	6,00	6,80	0,65 x10 ⁻²	45,81
	Limra	2720	6,69	7,60	0,69 x10 ⁻²	48,72



2.2. Kaymazlık Test Yöntemleri

1950 sonlarında, kayma direnci ile ilgili geliştirilen çok farklı araç ve cihazlar görülmektedir. Bu araç ve cihazlar pürüzsüz yüzey yada kayma direnci, dinamik veya statik sürtünme katsayısının ölçümleri için tasarlanmışlardır. Bu yüzden, uygulamalar için doğru testi seçmek önemli olmaktadır. Bu kaymazlık testi için geliştirmiş; Horizontal Drag Slip Meter, Horizontal Dynamometer, Pull-Meter Method, James Machine, Sigler Pendulum Teste ve Rampa-eğimli platform cihazları bulunmaktadır.

2.2.1. Çıplak Ayakla Eğik Düzlem Yöntemi (DIN 51097) ve Cihazı

Islak ve çıplak ayakla yürünen alanlardaki yer döşemede kullanılan doğaltaşların, kaymayı önleyici özelliklerinin saptanması ve değerlendirilmesi amacıyla DIN 51097 standardı dikkate alınmıştır. Buna göre, çıplak ayakla yürünen ıslak alanlar olarak; havuzlar, banyolar, soyunma odaları, sağlık merkezleri ve tuvalet gibi mekânlarda kullanılacak kaplama malzemelerinin kayma özellikleri belirlenir.

DIN 51097 “Çıplak Ayakla Gezilen ıslak Bölgelerin Kaymayı Önleme Özelliğinin Belirlenmesi” standardına göre, kayma açıları dikkate alınarak; A, B ve C şeklinde isimlendirme yapılmış ve buna göre kullanım alanları Tablo 2’de verilmiştir.

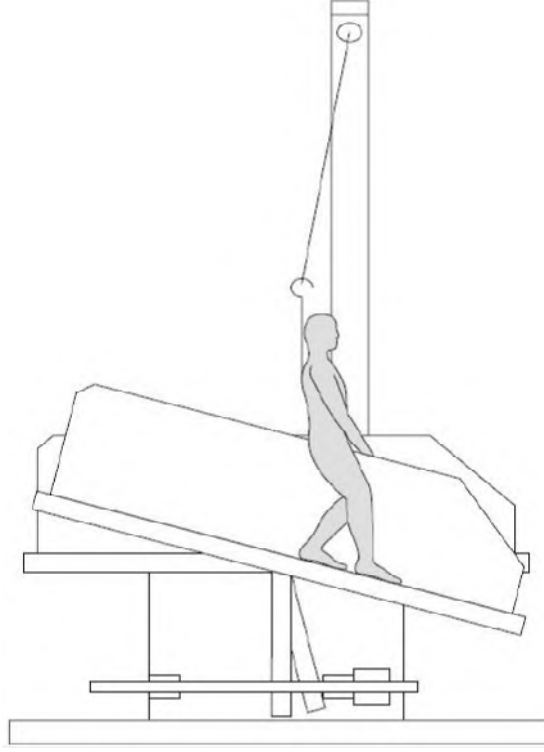
Tablo 2. Çıplak ayakla gezilen ıslak bölgelerin kaymayı önleme özelliğinin belirlenme testi sonuçlarının sınıflandırılması (DIN 51097, 1992).

Table 2. The classification of the test results determining the slipperiness prevention characteristics of barefoot wandered wet places. (DIN 51097, 1992).

Sınıflandırma	Uygulama Alanı	Açı Değeri
A	 - Genellikle kuru iken yalınayak kullanılan koridorlar, - Tek yada grup soyunma odaları (sporcular için), - Tüm yüzme havuzlarında, derinliği 80 cm olmayan sığ yüzme havuzlarında - A sınıflandırması içinde belirtilen alanlar dışındaki yalınayak kullanılan koridorlar, - Dezenfektan spreyleri için oluşturulan alanlar,	$\geq 12^\circ$
B	 - Yüzme havuzu çevresindeki alanlar, - Platformlar, - Çocuk havuzları, - Yağmurlu alanlardaki merdivenler, - Yüzme havuzu dışındaki merdiven basamakları.	$\geq 18^\circ$
C	 - Havuzların kıyı eğimlerinde, - B sınıflandırmasında yer almayan su içindeki merdivenler.	$\geq 24^\circ$



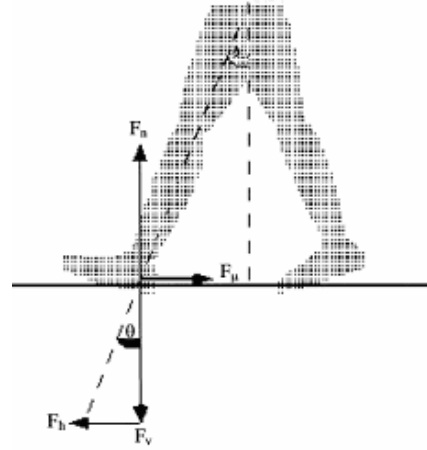
Eğimli Platform test cihazı yüzeylerin kaymazlık özelliklerini DIN 51130, DIN 51097 ve ISO 10545-17 standartlarına uygun olarak tasarlanmıştır (Şekil 1). Kaymazlık Test Cihazı, GABBRIELLI Marka, C-03463 Model, kaygan yüzeylerin dinamik sürtünme katsayılarının tayininde kullanılan bir cihazdır (Sariisik et al, 2007).



Şekil 1. Eğik düzlem test cihazı

Şekil 1. Ramp test meter

Çıplak ayakla kayma emniyetinin belirlenmesi için, Eğik Düzlem Yöntemi DIN 51097 standardı (DIN EN 51097,1992) kullanılarak yapılmıştır. Bu yöntemle ıslak alanlarda, çıplak ayakla yürünen yerlerde kullanılan zemin kaplamalarının kaymayı önleyici özelliklerinin belirlenmesi ve değerlendirilmesi amaçlanmıştır. Testin uygulanması esnasında, doğaltaşlar üzerine su (6 ± 1 litre/dakika) uygulanarak yapılmıştır. Eğik düzlem cihazı; yüzeylerin pürüzlülüğünü dikkate alarak kayma direnci, dinamik ve statik sürtünme katsayısının ölçümleri için tasarlanmıştır. Eğik düzlem test cihazında elde edilen kayma açısının tanjantı (Şekil 1), çıplak ayak ile kaplama malzemesi yüzeyi arasındaki sürtünme katsayısını verir (Bowman, 1997; Miller B. C., 1999).

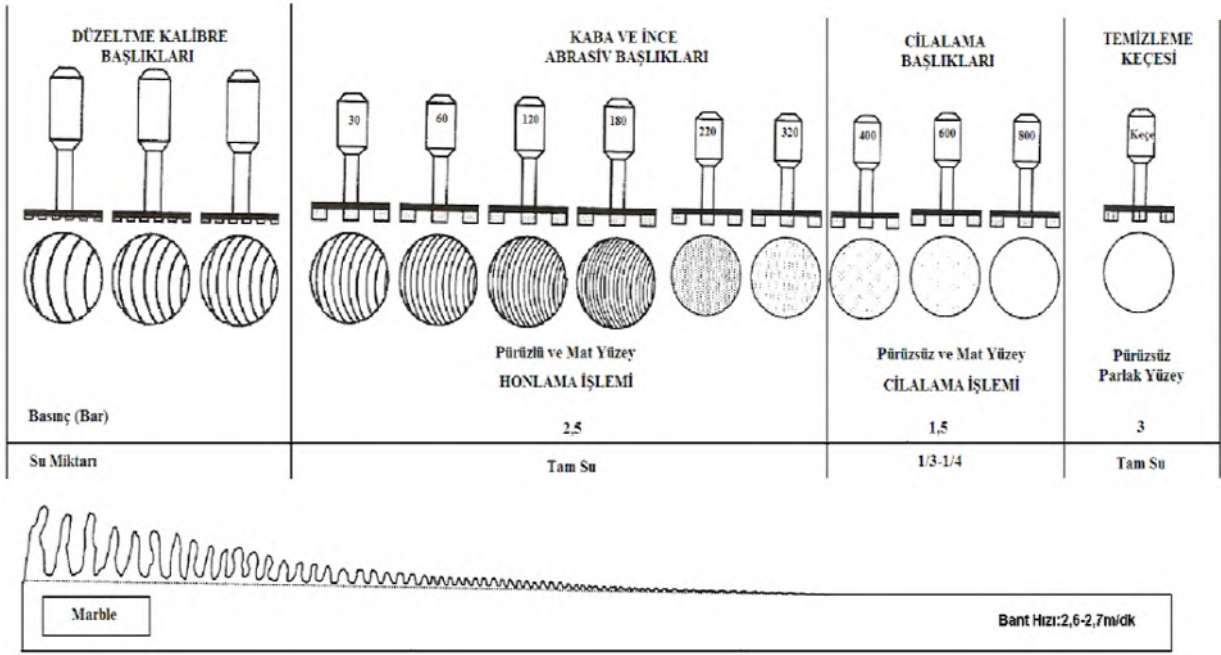


Şekil 2. Çıplak ayak ile kaplama malzemesi yüzeyi arasındaki sürtünme katsayısı ($\tan \theta = F_h/F_v$)
Fig.2. Coefficient of friction (COF) between a barefoot and floor interface ($\tan \theta = F_h/F_v$)

2.3. Yüzey İşleme Yöntemleri

Doğaltaşların cilalanmış yüzeydeki kayma açısının üç farklı plaka boyutuna göre değişimi gösterilmektedir. Çalışmada zemin kaplamalarında çok tercih edilen 30,5x30,5x1 cm, 40x40x2 cm ve 60x60x2 cm boyutlarının kayma açılarına etkileri analiz edilmiştir. Islak ortamlarda yoğun olarak kullanılan doğaltaşlarda en çok kullanılan yüzey işleme tekniklerinden cilalama, honlama ve eskitme yapılarak kullanılmıştır. Çalışmada kullanılan mermer plakaların yüzeylerinin işlenmesi için tesis boyutunda cilalama ve honlama işleminde kullanılan kalibre ve abrasif başlıkları, su miktarı, bant hızı, basınç oranı ve mermer yüzeyinin durumu Şekil 2'de verilmiştir. Cilalama işlemi temelde kontrollü bir aşındırma işlemidir. Cilalama işleminde, silim hattı ve cila hattı adı verilen makineler kullanılır (Şekil 3). Yoğun insan sirkülasyonunun olduğu yerlerde cilalı yüzeylerde yeterli bakım yapılmazsa, parlaklık yavaş yavaş kaybolmaktadır. Parlaklığın ve yüzey özelliğinin kaybolması kaymayı önlemede önemli bir etkidir.

Honlama işlemi, yüzeyde tane boyutu küçük olan (30-320 grit) abrasif kullanılarak oluşturulur. Honlama işlemi için istenilen matlık talebine göre 220, 240, 320 veya en son ¼ tane abrasifle silim yapılır ve ardından 1 veya 2 kafa honlama keçesi veya plastik honlama fırçaları ile abrasif izleri silinir (Acar, 2004). Honlama işlemi sonucunda düz, cilalıya nispeten pürüzlü ve mat bir yüzey elde edilir. Cilalama tekniği uygulanmış yüzeylerin istenmediği alanlarda, honlanmış yüzey tercih edilir. Yüzey cilasız olduğu için kaymayı önleyici ve emniyetli bir yürüyüş imkânına sahiptir.



Şekil 3. Doğaltaş silme ve cilalama makinelerinin şematik gösterimi (Şentürk et al., 1996; Engin et al., 2007)

Fig.3. The schematic representation of honing and polishing processes of the marble plaques used in tests. (Senturk et al., 1996; Engin et al., 2007).

Eskitilmiş yüzey, belli bir zaman diliminde abrasif kullanılarak yapılan aşındırma işlemidir. Doğaltaş parçaları su ve abrasiflerle (60 Grit) beraber eskitme teknesinin içine konulur. Makinenin çeşitli mekanik hareketleri sonucunda abrasifli sulu karışımla karışarak aşınır. Doğaltaş parçaları titreşim, salınım, çalkalama hareketleri yapan teknenin içinde değişik formlarda abrasiflerle birlikte işleme tabi tutulur (Engin, 2007). Bu çalışmada kullanılan doğaltaşlar tank tipi makinelerde 15-20 dakika eskitme yapılmıştır.

2.4. Yüzey pürüzlülük ölçümü

Bu çalışmada; yüzeyleri farklı islenmiş doğaltaşların yüzey pürüzlülüğünü ölçmek için Perthometer M2 marka Yüzey pürüzlülük cihazı kullanılmıştır. DIN EN ISO 4287 standardına göre çalışan bu cihazda, 59 tarama aralığı 1.75, 5.6 ve 17.5 mm'lik iğne uçlarla yapılmaktadır. Bu çalışmada, yüzey pürüzlülüğünün belirlenmesinde en büyük tarama ucu olan 17.5 mm'lik tarama ucu kullanılmıştır.



3. Sonuçlar

3.1. Doğaltaşların kayma açısı analizi

Deneyde kullanılan cilalanmış, honlanmış ve eskitilmiş doğaltaşların zemin kaplamalarında çokça tercih edilen 30.5x30.5x2cm, 40x40x2 cm ve 60x60x2 cm boyutlarındaki kayma açısı değerleri istatistiksel olarak analiz yapılmıştır. Doğaltaşlarda kayma açısı bakımından % 5 anlamlılık düzeyinde tüm boyutlar ve yüzey işlemler arasında istatistiksel olarak anlamlı fark vardır. Buna göre doğaltaş plakalarının zemin kaplamalarında kullanımında plaka boyutları ve yüzey işlemleri etkili olduğu görülmüştür. Ayrıca varyans analizi (ANOVA) tablosunda modele ilişkin Significance değeri (0,000) 0,05'den küçük olduğu için kurulan modelin istatistiksel olarak % 5 anlamlılık düzeyindedir (Tablo 3).

Tablo 3. Doğaltaşların kayma açısı istatistiksel analizi

Table 3. Slip angle of natural stones statistical test

Doğaltaşlar			Mermer		Kireçtaşı		Traverten		ANOVA
Cinsi	Plaka Boyut	Yüzey İşleme	Aritmetik Ortalama	Standart Sapma	Aritmetik Ortalama	Standart Sapma	Aritmetik Ortalama	Standart Sapma	Sig.
1	P1	Cilalı	13,9200	,71149	12,6000	,75865	14,4900	1,18270	,000
		Honlu	14,2700	1,18514	15,1900	1,19949	17,6850	,79793	,000
		Eskitme	15,6200	,55136	15,6200	,74207	22,4070	1,07685	,000
	P2	Cilalı	13,3400	,33400	12,4500	,34721	13,4000	,30551	,000
		Honlu	14,0500	,25055	14,3200	,33267	17,4100	,38137	,000
		Eskitme	15,5500	,37491	14,0400	,25473	18,5600	,82489	,000
	P3	Cilalı	12,6800	1,00200	13,4500	1,05541	15,4400	1,22402	,000
		Honlu	13,9800	1,00089	13,4900	,85563	18,1200	,44672	,000
		Eskitme	15,4400	,29136	13,3300	,31640	18,4900	,46536	,000
	P1	Cilalı	14,9100	,94921	12,7100	,98596	16,2970	,81136	,000
		Honlu	15,2500	1,45850	14,1100	,28067	18,4830	1,22311	,000
		Eskitme	17,2100	,76077	15,5900	,43830	24,3300	,53344	,000
2	P1	Cilalı	13,5200	,42374	12,3100	,77667	13,4000	1,10050	,000
		Honlu	14,7100	,57822	13,8900	,37550	17,4100	,71095	,000
		Eskitme	16,5600	,50155	14,2700	,50783	21,7200	,36454	,000
	P2	Cilalı	12,8200	1,47859	12,6700	,99448	16,7400	1,32262	,000
		Honlu	14,6500	,67700	13,9600	,68183	18,0400	,93950	,000
		Eskitme	15,9000	,42426	14,3900	,44083	16,8100	1,06087	,000
	P3	Cilalı	15,3700	1,43917	12,6600	,87838	14,6500	,95290	,000
		Honlu	20,3200	1,90776	14,2400	,34705	18,4300	1,37360	,000
		Eskitme	20,6300	,38887	15,8600	,22211	29,7200	,91506	,000
	P1	Cilalı	13,9800	,47796	12,5100	,37550	13,5400	,46236	,000
		Honlu	16,8700	,47152	12,1800	,64944	20,8400	1,12071	,000
		Eskitme	17,8000	,43205	14,1100	,39847	24,0200	,88669	,000
3	P1	Cilalı	12,4800	1,13803	12,3800	,62858	19,5100	1,57653	,000
		Honlu	14,9500	,52967	12,4900	,58205	19,6100	,64885	,000
		Eskitme	16,1300	,44485	14,0800	,32249	22,2700	,52715	,000
	P2	Cilalı	10,0400	,63281	12,8000	,43716	15,9000	2,84124	,000
		Honlu	12,3500	,31710	14,3200	,39944	19,6267	1,45174	,000
		Eskitme	21,1100	,97917	15,5800	,39384	25,3367	3,32509	,000
	P3	Cilalı	9,8500	,66039	11,0300	,21108	15,5000	,93095	,000
		Honlu	12,0200	,42374	13,7800	,38528	17,7800	1,15547	,000
		Eskitme	18,5400	,31340	14,8600	,41150	21,1510	1,22919	,000
	P1	Cilalı	9,2500	,24152	10,6800	,56725	12,9200	1,31386	,000
		Honlu	12,0000	,98995	12,2900	,50870	14,1000	,91530	,000
		Eskitme	15,7600	,65524	14,4800	,43919	17,7400	1,14911	,000
5	P1	Cilalı	10,7200	,50288	14,6500	1,43624	15,6800	1,14387	,000
		Honlu	14,4000	,36209	16,0400	1,61878	15,8600	,51683	,000



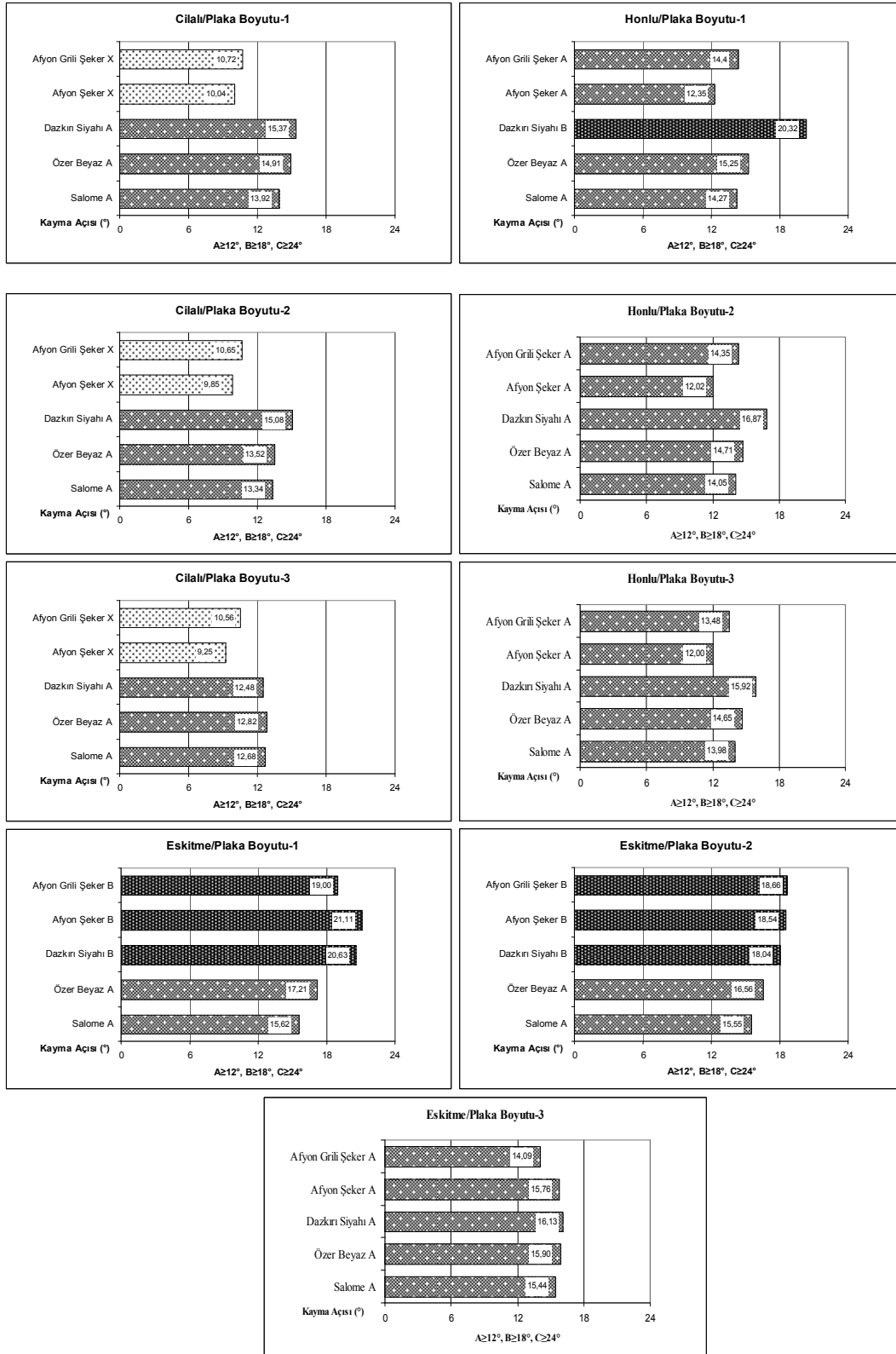
	Eskitme	19,0000	1,03923	16,6800	,34254	18,6500	,88475	,000
	Cıvalı	10,6500	,32404	14,4600	,39215	16,5100	,77237	,000
P2	Honlu	14,3500	,28382	15,7400	,34705	16,8400	1,01456	,000
	Eskitme	18,6600	,38930	16,1300	,53344	18,0700	,43729	,000
	Cıvalı	10,5600	,32728	13,1600	,92640	15,3800	,41580	,000
P3	Honlu	13,4800	,44171	15,5300	1,08120	16,6100	,33483	,000
	Eskitme	14,0900	,98708	16,4200	,39665	16,6800	,28597	,000

3.1.1. Mermer grubu kayma açısı analizi

Mermer grubu içinde cilalanmış yüzeyler de kayma açısının plaka boyutlarına göre değişimi gösterilmektedir. Şekil 4’de incelendiğinde, tüm boyutlarda Afyon Şeker ve Afyon Grili Şeker mermerinin kayma açıları en düşük değer olduğu görülmektedir. Bu mermerlerin aritmetik ortalama değerleri 10,04 ve 10,72 iken, standart sapması 0,63 ve 0,50’dir. Buna göre kayma emniyetleri en düşük değerdedir. Buna karşın 30,5x30,5x1 cm, 40x40x2 cm plaka boyutlarında Dazkırı Siyahı, Özer Beyaz ile Salome’nin kayma açısı kayma emniyeti sınıflandırmasında emniyetli durumdadır. 30,5x30,5x1 cm boyutunda 15,57 aritmetik ortalama ve 1,44 standart sapma değeri ile en yüksek kayma açısına Dazkırı Siyahı sahiptir. Cilalı yüzeylerde tüm plaka boyutunda Dazkırı Siyahı, Özer Beyaz ile Salome mermerleri en yüksek kayma açısına sahip olduğu için bu üç mermer türü tercih edilebilir.

Yüzeyleri honlanmış mermer grubunun kayma açısı, tüm plakalarda emniyetli durumdadır. Dazkırı Siyahı ise özellikle 30,5x30,5x1 cm’de diğer mermerlerden farklı olarak 20,32 aritmetik ortalama ve 1,9 standart sapma değeri ile en yüksek kayma açısına sahiptir. Çıplak ayakla emniyetli kullanılabilecek mermer yüzeyi, honlu yüzeyler olabilir. Plakaların kullanımı esnasında derz aralıkları kayma açısını yükselttiğinden dolayı çıplak ayakla insanların yürüyebileceği emniyetli zeminler oluşturduğu sonucuna varılmıştır. Özellikle 30,5x30,5x1 cm ve 40x40x2 cm boyutlarındaki kayma açısı, 60x60x2 cm plaka boyutundaki kayma açılarından yüksektir.

Mermer grubunda eskitilmiş yüzeylerde 30,5x30,5x1 cm plaka boyutunda kayma açısı en yüksek değerlere ulaştığı görülmüştür. Özellikle Afyon Şeker mermeri 30,5x30,5x1 cm plaka boyutlarında 21,33 aritmetik ortalama ve 0,97 standart sapma ile en yüksek değeri almıştır. Çalışmanın bu bölümündeki sonuçlar mermer yüzeylerinin 60 grit abrasifler ile eskitilerek, kayma açısı değerini artırdığını, buna bağlı olarak da kayma emniyetinin arttığı görülmektedir. Eskitilmiş yüzeylerde 60x60x2 cm plaka boyutlarında kayma açısı değerleri azalmış, gruptaki mermerler de kayma açısı değerleri birbirine çok yaklaşmıştır.



Şekil 4. Cilalı, honlu ve eskitilmiş mermerlerde kayma açısı değerleri

Fig.4. Slip angle values of polished, honed and tumbled marbles

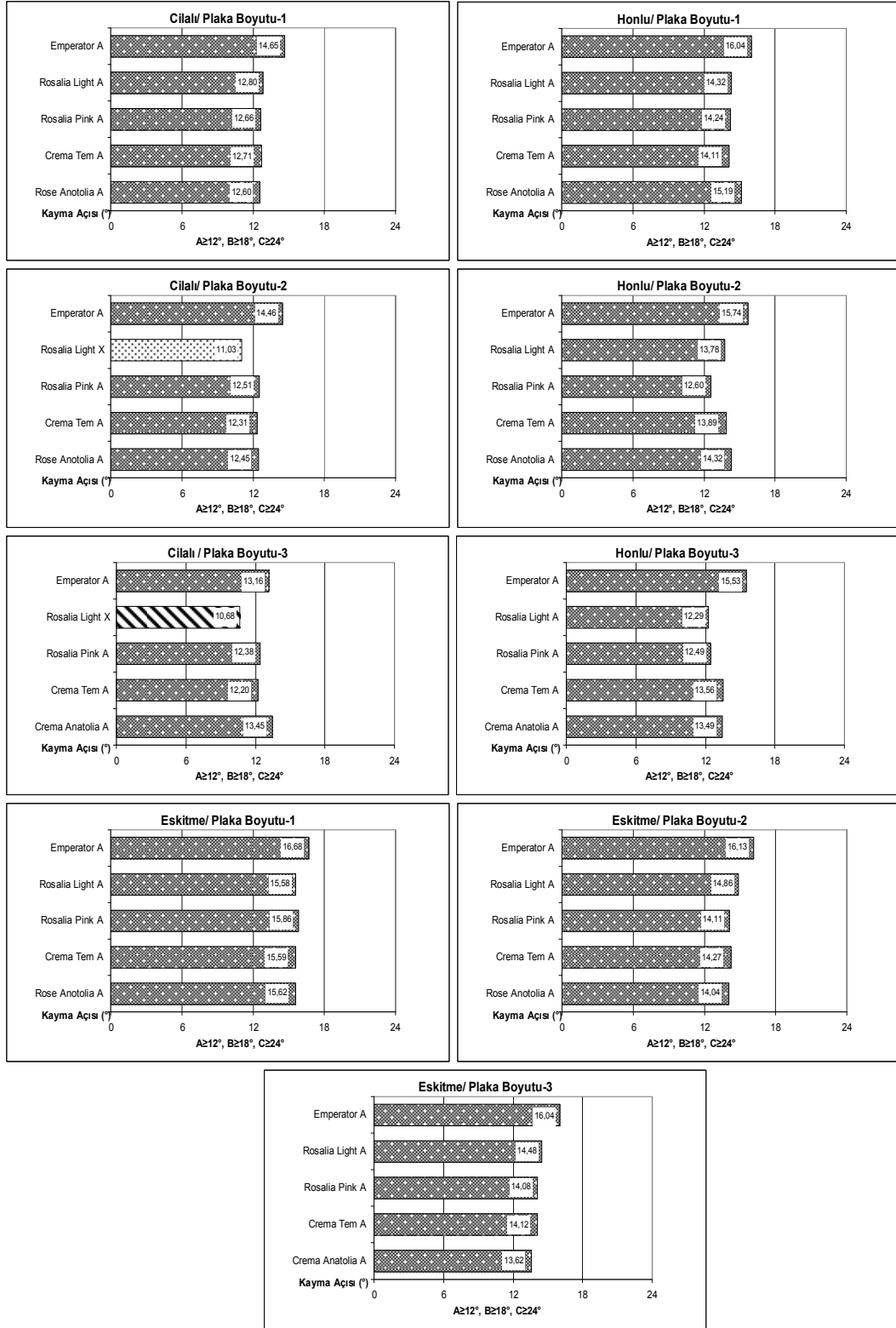


3.2.2.Kireçtaşı grubu kayma açısı analizi

Kireçtaşı grubu içinde cilalanmış yüzeyler de kayma açısının plaka boyutlarına göre değişimi gösterilmektedir. Şekil 5'de incelendiğinde, cilalı yüzeylerde 40x40x2 cm ve 60x60x2 cm'de Rosalia Light kireçtaşının 11.03, 10.68 aritmetik ortalama ve 0.22, 0.57 standart sapma değeriyle en düşük kayma açısına sahiptir. Kayma açısı en düşük değerde olduğu için ıslak zemin kaplamada kullanılması uygun değildir. Buna karşın 30,5x30,5x1 cm, 40x40x2 cm plaka boyutlarında Rosalia Light kireçtaşı hariç diğer kireçtaşlarının kullanımı uygundur. Cilalı yüzeylerde 14,65 aritmetik ortalama ve 1,44 standart sapma ile en yüksek kayma açısına Emperor kireçtaşı sahiptir. Cilalanmış yüzeylerde 60x60x2 cm plaka boyuttaki kireçtaşı grubu içinde kayma açısı yüksek olan Rose Anatolia, Crema Temmer, Rosalia Pink ve Emperador tercih edilebilir.

Yüzeyleri honlanmış kireçtaşlarının kayma açısı, 30,5x30,5x1 cm plaka boyutlarında kullanılabilir durumdadır. Honlu yüzeylerde 30,5x30,5x1 cm plaka boyutunda Emperor kireçtaşı 16,04 aritmetik ortalama ve 1,62 standart sapma değeriyle en yüksek kayma açısına sahiptir. Çıplak ayakla zemin kaplamalarında honlu yüzeylerde tüm plaka boyutlarında kireçtaşları emniyetli olarak kullanılabilir. Plakaların kullanımı esnasında derz boşlukları kayma açısını yükseltmektedir. Buna göre özellikle 30,5x30,5x1 cm ve 40x40x2 cm boyutlarındaki kayma açısı değerleri, 60x60x2 cm plaka boyutundaki kayma açısı değerlerinden yüksektir.

Kireçtaşı grubunda eskitilmiş yüzeylerde 30,5x30,5x1 cm plaka boyutunda kayma açısı en yüksek değerlere ulaştığı görülmüştür. Eskitilmiş yüzeylerden aritmetik ortalama 13,62 ve standart sapması 0,33 olan Rose Anatolia en düşük kayma açısına sahipken, Emperor kireçtaşı 16,68 aritmetik ortalama ve 0,34 standart sapmasıyla en yüksek kayma açısına sahiptir. Tüm plaka boyutu arasındaki en küçük ile en büyük kayma açısı arasındaki açı değeri 4.9° derece olarak tespit edilmiştir. Eskitilmiş yüzeylerde 60x60x2 cm plaka boyutlarında kayma açısı değerleri azalmış, gruptaki kireçtaşlarında kayma açısı değerleri birbirine yaklaşmıştır.



Şekil 5. Cilalı, honlu ve eskitilmiş kireçtaşlarında kayma açısı değerleri

Fig.5. Slip angle values of polished, honed and tumbled limestones



3.2.3. Traverten grubu kayma açısı analizi

Traverten grubunda istatistiksel analizde kayma açısı bakımından % 5 anlamlılık düzeyinde travertenlerde 40x40x2 cm ve 60x60x2 cm plaka boyutlar arasında istatistiksel olarak anlamlı fark yoktur. Ayrıca varyans analizi (ANOVA) tablosunda (Tablo 3) modele ilişkin Significance değeri (0,100) 0,05'den büyük olduğu için kurulan modelin istatistiksel olarak % 5 anlamlılık düzeyinde anlamlı olmadığı söyleyebiliriz. Buna göre travertenlerde plaka boyutunun etkisi mermer ve kireçtaşlarına göre yüzeyin çok gözenekli olması nedeniyle farklı değerler almıştır. Örneğin cilalı yüzeylerde Denizli Traverten 60x60x2 cm plaka boyutunda 19,51 kayma açısı değeri ile 40x40x2 cm plaka boyutundaki 13,54 kayma açısı değerinden yüksek çıkmıştır. Şekil 6'da incelendiğinde, cilalanmış yüzeylerde 40x40x2 cm plaka boyutunda Sarı Traverten 12,82 aritmetik ortalama ile kayma açısı en düşük değer olduğu görülmektedir. Buna göre kayma emniyetleri en düşük değerdedir. Buna karşın cilalanmış yüzeylerde 60x60x2 cm plaka boyutunda Denizli Traverten kayma açısı en yüksek değere sahiptir.

Yüzeyleri honlanmış traverten grubunun kayma açısı, mermer ve kireçtaşı grubuna göre tüm plakalarda iyi durumdadır. Afyon Tarverteni özellikle 40x40x2 cm plaka boyutunda diğer travertenlerden farklı olarak 14,10 aritmetik ortalama ve 0,90 standart sapma ile en düşük kayma açısına sahiptir. Yine aynı boyut da en yüksek kayma açısına da 20,98 aritmetik ortalama ve 1,12 standart sapma ile Denizli traverten sahiptir.

Traverten grubunda eskitilmiş yüzeylerde 30,5x30,5x1 cm plaka boyutunda kayma açısı en yüksek değerlere ulaştığı görülmüştür. Buna göre 30,5x30,5x1 cm plaka boyutunda 29,72 aritmetik ortalama ve 0,91 standart sapma ile en yüksek kayma açısına Denizli traverten sahiptir. En düşük kayma açısına 60x60x2 cm plaka boyutunda 15,43 aritmetik ortalama ve 0,36 standart sapma ile Limra sahiptir. Eskitilmiş yüzeylerde 60x60x2 cm plaka boyutlarında kayma açısı değerleri azalmıştır. Çalışma çıplak ayakla yürünecek ıslak zeminler için eskitilmiş travertenlerde, küçük plaka boyutlarını zemin kaplamalar için daha güvenli olduğunu belirlenmiştir.

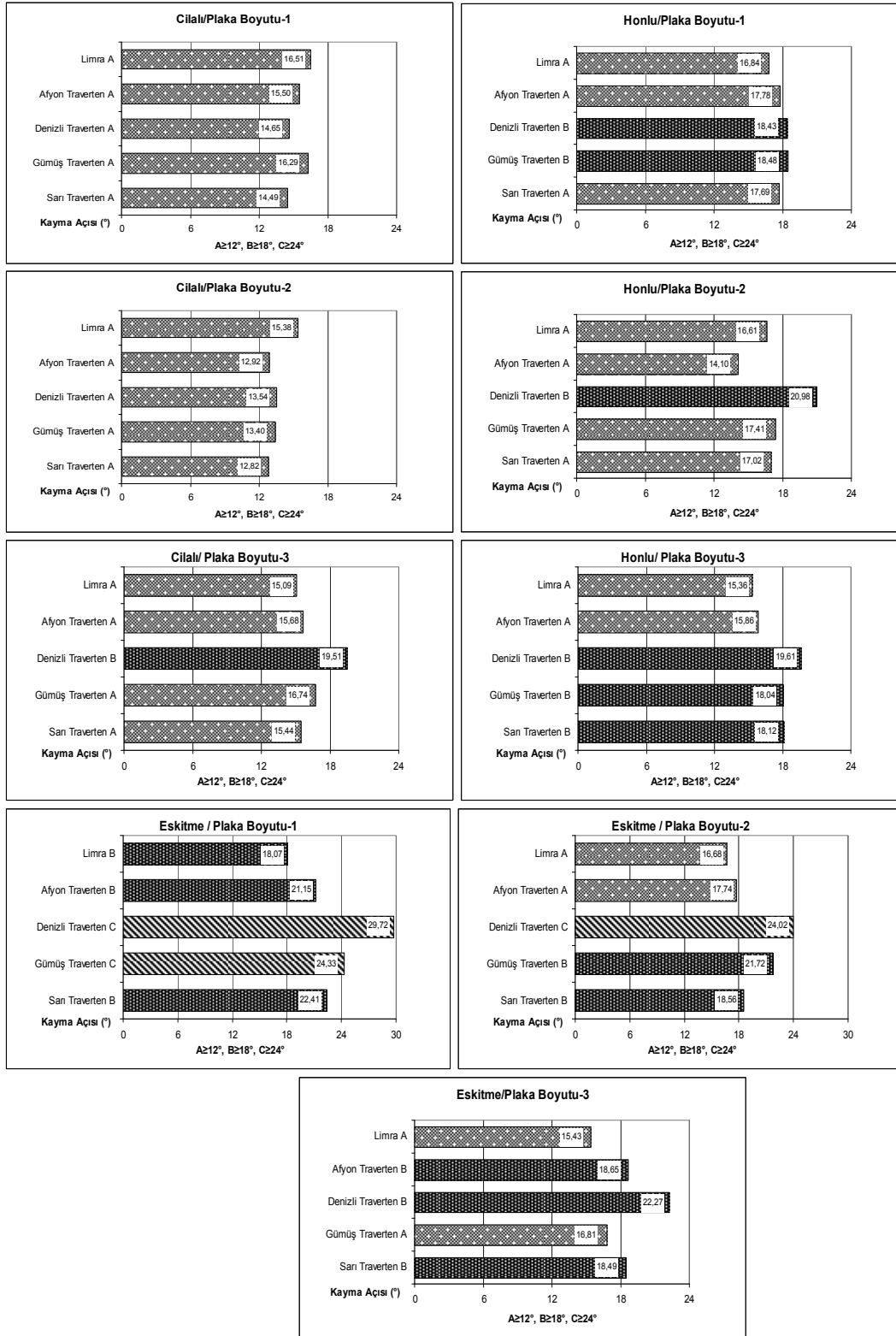


Fig.6. Slip angle values of polished, honed and tumbled travertine



3.2. Doğaltaşların yüzey pürüzlülük ve kayma açısı analizi

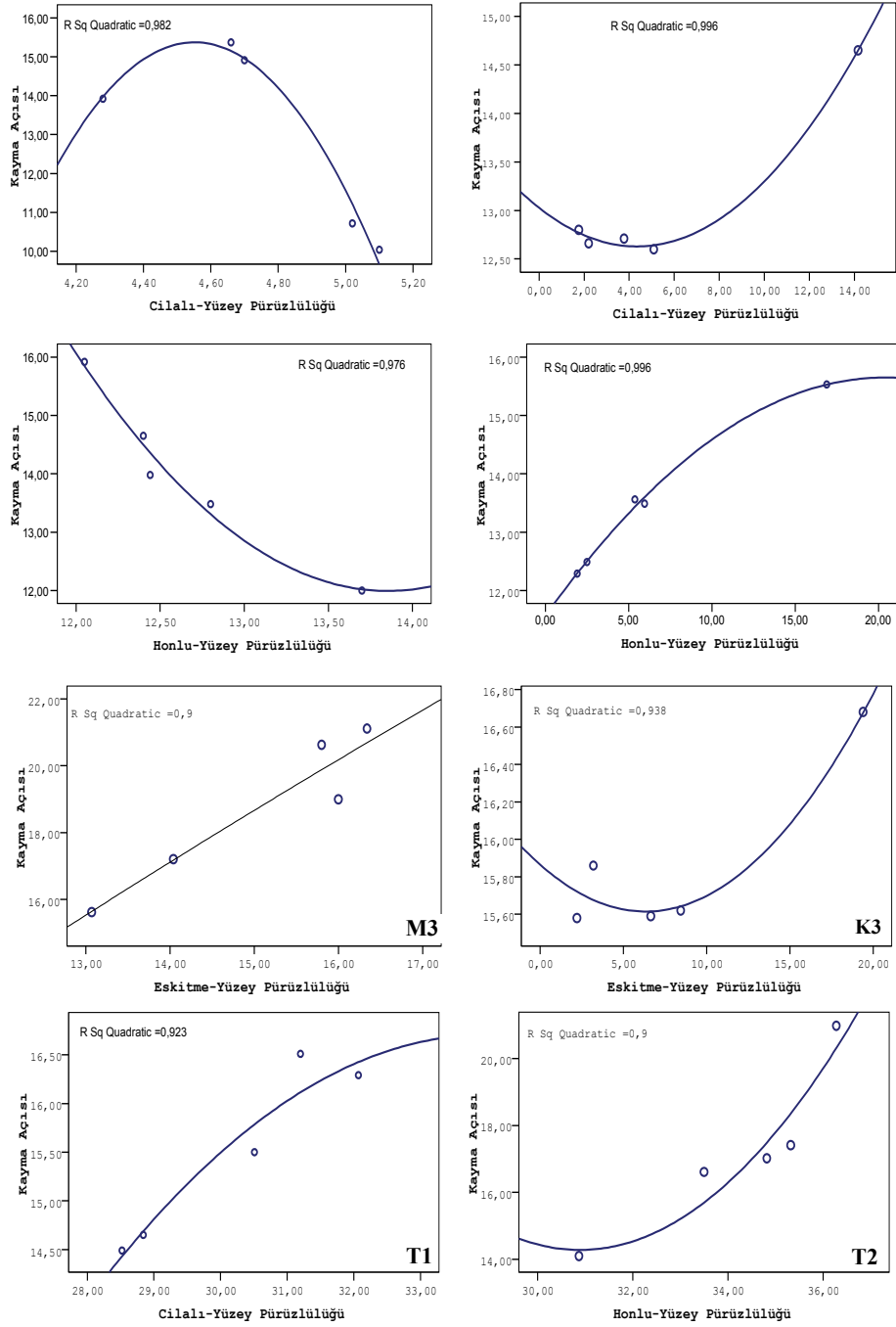
Çalışmada her bir doğaltaş numuneler için, 10 tane yüzey pürüzlülük (R_z) değeri ölçülmüş ve bu değerlerin aritmetik ortalaması alınarak pürüzlülük (R_z) değerleri hesaplanmıştır. Doğaltaşların yüzey pürüzlülüğünün kayma açısına olan etkisini belirlemek amacıyla yapılan çalışmada yüzey pürüzlülük (R_z) değeri, mermer, kireçtaşı ve traverten grupları üç farklı yüzey işleminde hesaplanmış, bununla ilgili veriler grafiğe aktarılmıştır (Şekil 7). Her bir doğaltaş üç farklı boyutta kayma açısı ve yüzey pürüzlülüğü değerleri arasında basit doğrusal regresyon yapılmıştır. Buna göre $R^2 > 0,90$ yani bu model regresyon modeli değişimini açıklamakta önemli bir belirleyicilik katsayısına sahiptir (Tablo 4).

Tablo 4. Doğaltaşların kayma açısı ve yüzey pürüzlülüğü arasındaki regresyon analizi

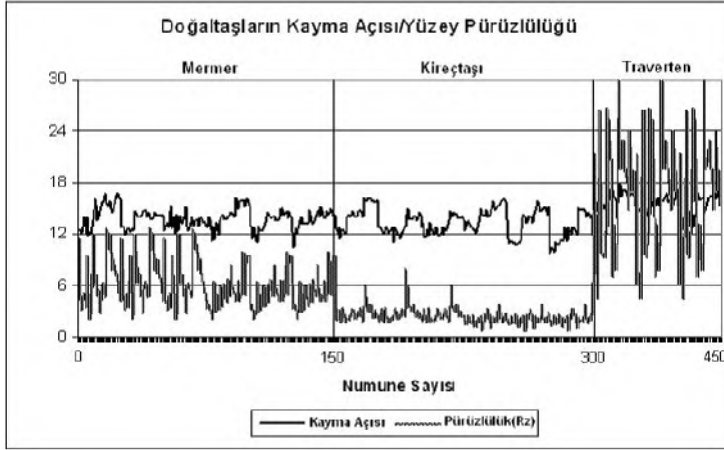
Table 4. Relationships between slip angle of natural stones and surface roughness

		<i>Bağımlı/Bağımsız Değişken</i>	<i>R²</i>	<i>Bağıntı</i>
Mermer	Cilalı	Kayma Açısı/Yüzey Pürüzlülüğü	0,982	$y = -18,971x^2 + 172,71x - 377,72$
	Honlu	Kayma Açısı/Yüzey Pürüzlülüğü	0,976	$y = 1,1846x^2 - 32,822x + 239,34$
	Eskitme	Kayma Açısı/Yüzey Pürüzlülüğü	0,907	$y = -0,1701x^2 + 6,3053x - 38,949$
Kireçtaşı	Cilalı	Kayma Açısı/Yüzey Pürüzlülüğü	0,996	$y = 0,021x^2 - 0,1828x + 13,026$
	Honlu	Kayma Açısı/Yüzey Pürüzlülüğü	0,996	$y = -0,0098x^2 + 0,4002x + 11,564$
	Eskitme	Kayma Açısı/Yüzey Pürüzlülüğü	0,938	$y = 0,0062x^2 - 0,0791x + 15,866$
Traverten	Cilalı	Kayma Açısı/Yüzey Pürüzlülüğü	0,923	$y = -0,0764x^2 + 5,1892x - 71,459$
	Honlu	Kayma Açısı/Yüzey Pürüzlülüğü	0,900	$y = 0,2078x^2 - 12,836x + 212,54$
	Eskitme	Kayma Açısı/Yüzey Pürüzlülüğü	0,996	$y = 0,0186x^2 - 0,5324x + 15,224$

Yüzey işleme tekniklerine bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerinde (R_z) artış görülmektedir. Şekil 7'de incelendiğinde, mermer, kireçtaşı ve traverten grubunda yüzey pürüzlülüğünün, yüzey işleminde bağlı olarak değişimi verilmiştir. Cilalı yüzeylerde R_z değeri daha düşük iken, honlanmış ve eskitilmiş yüzeylerdeki R_z değeri cilalıya göre artış göstermiştir. Kayma açısı ile cilalı, honlu ve eskitilmiş doğaltaşların yüzey pürüzlülüğü arasında yüksek bir ilişki olduğu görülmektedir. Buna göre her üç gruptaki doğaltaşlarda yüzey pürüzlülüğü arttıkça, kayma açısı artmaktadır. Şekil 8'de görüldüğü gibi en yüksek kayma açısı ve yüzey pürüzlülük değerine traverten sahiptir.



Şekil 7. Doğaltaşların kayma açısı ile yüzey pürüzlülüğü arasındaki grafikler (M:Mermer, K: Kireçtaşı, T: Traverten)

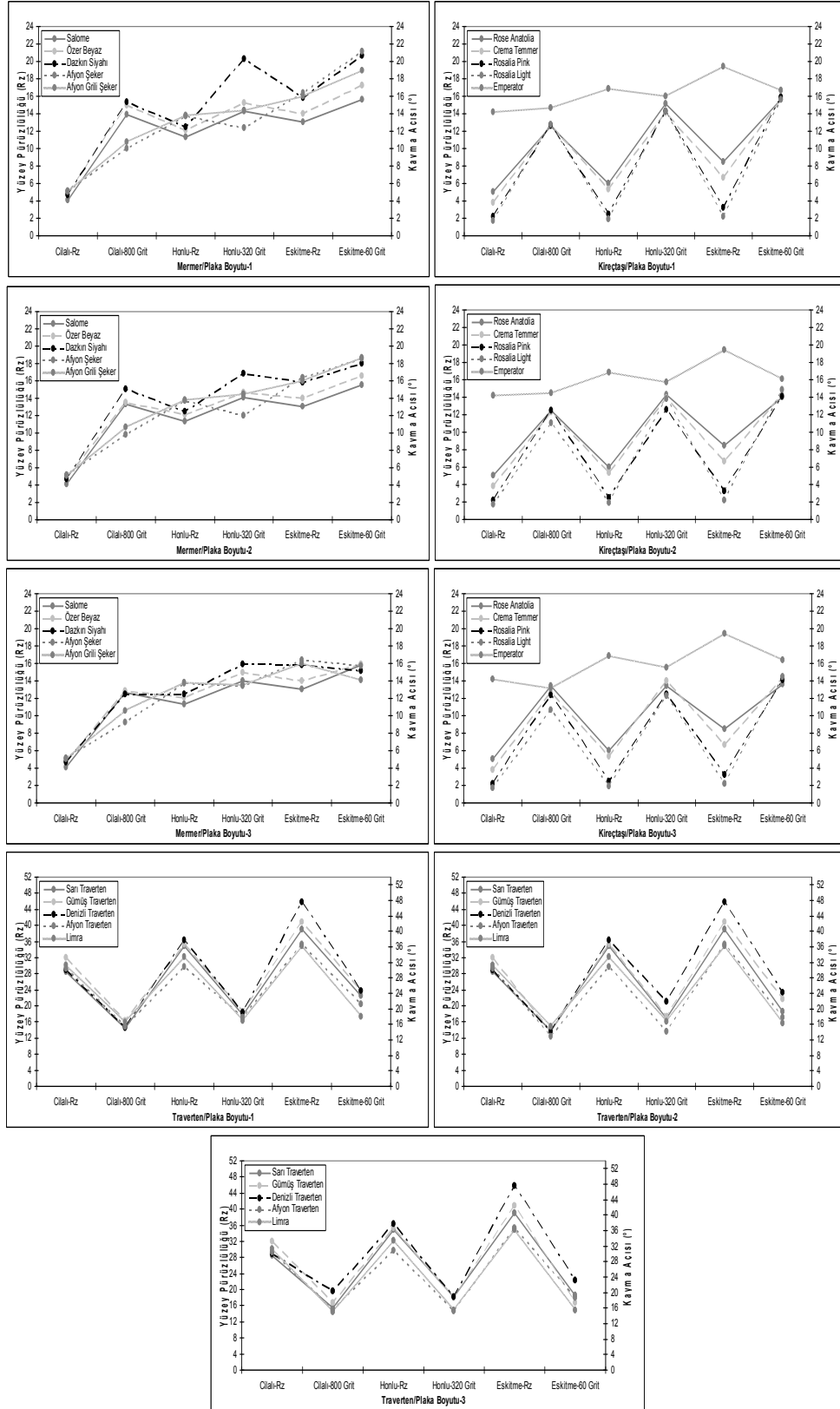


Şekil 8. Doğaltaşların kayma açısı ve yüzey pürüzlülüğü arasındaki ilişki

Fig.8. Relationships between slip angle of natural stones and surface roughness

Ayrıca, sadece kireçtaşlarında cilalı yüzeyler için üç farklı boyutta kayma açısı ve yüzey pürüzlülük değerleri arasında çoklu regresyon modeli yapılmıştır. Buna göre $R^2 = 1$ olduğu için bu model regresyon modeli değişimini açıklamakta önemli bir belirleyicilik katsayısına sahiptir. Ayrıca varyans analizi (ANOVA) tablosunda modele ilişkin Significance değeri (0,015) 0,05 den küçük olduğu için kurulan modelin istatistiksel olarak % 5 anlamlılık düzeyinde anlamlı olduğunu söyleyebiliriz. Katsayıların anlamlılık tablosundan Model'e göre kurulan regresyon modeli; $Y = -95,78 + 7,24 \cdot X_1 - 2,42 \cdot X_2 + 2,96 \cdot X_3$ olarak elde edilmiştir.

Cilalamada yüzeydeki pürüzlülük en düşük seviyede iken kayma açısı ise en küçük değerde olur. Doğaltaş yüzey işlemede kullanılan abrasiflerin boyutları eskitilmiş ve honlanmış yüzeylerde daha büyük iken grit numaraları 30, 60, 120, 180, 220 ve 320 olarak numaralandırılmaktadır. Yüzey işlemede 320 numaradan sonraki gritler, yüzey pürüzlülüğünün en düşük seviyeye çekildiği yüzeyler olup, cilalıya doğru abrasiflerin tane boyutlar küçülmektedir. Yüzey işleme teknolojisinde cila yaklaşık 800 grit boyutunda olup en düşük kayma açısının olduğu tane boyutuna sahiptir. 40x40x2 cm ve 60x60x2 cm plaka boyutunda zemin kaplamada kullanılacak olan doğaltaşların kayma açısının yüzeylerinin işlemleriyle eskitmeden cilalamaya kadar olan tane boyutlarının küçülmesiyle birlikte yüzeydeki pürüzlülük en düşük seviyede kalırken kayma açısı ise en düşük değeri almıştır (Şekil 9).



Şekil 9. Doğaltaşların kayma açısı, yüzey pürüzlülüğü, abrasiflerin tane boyutu

Fig.9. Surface roughness, abrasive sizes and slip angle in the natural stones



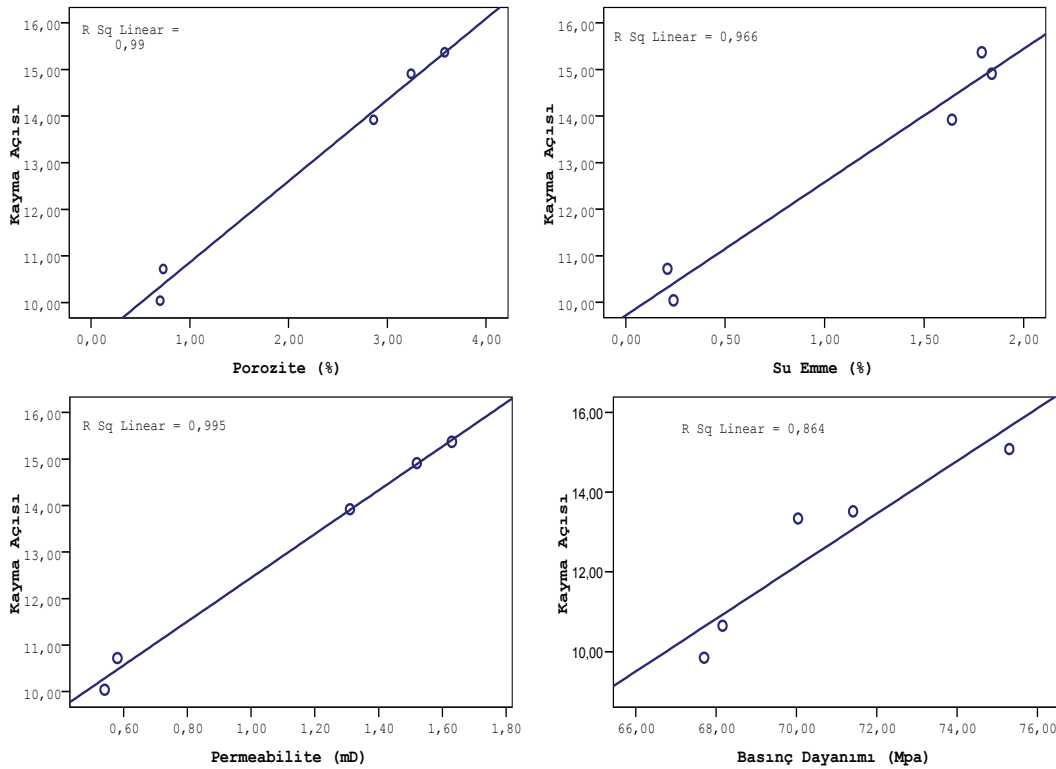
3.3. Fiziksel ve mekanik özelliklerin kayma açısına etkisi

Çalışmada mermerlerin fiziksel ve mekanik özelliklerinden su emme, porozite, permeabilite ve basınç dayanımının kayma açısına olan etkileri regresyon analizi ile incelenmiştir (Şekil 10). Tablo 5'de kayma açısı ve fiziksel özelliklerin arasında regresyon analizi modeli ve ANOVA sonuçları verilmiştir.

Tablo 5. Mermerlerin kayma açısı, fiziksel ve mekanik özelliklerin arasında bağıntı
Table 5. Relationships between physico-mechanic properties of marble and slip angle

Bağımlı/Bağımsız Değişken	R ²	Bağıntı	ANOVA
Kayma Açısı/Porozite	0,990	$y=1,744*x + 9,117$	0,000<0,05
Kayma Açısı/Su Emme	0,966	$y=2,863*x + 9,717$	0,003<0,05
Kayma Açısı/Permeabilite	0,995	$y=4,700*x + 7,747$	0,000<0,05
Kayma Açısı/Basınç Dayanımı	0,864	$y=-34,051*x + 0,660$	0,022<0,05

Bu değere göre kayma açısı ile su emme, porozite, permeabilite ve basınç dayanımı arasında doğrusal bir ilişki olduğu görülmektedir. Buna göre mermerlerde su emme, porozite ve permeabilite oranı arttıkça, kayma açısı da artmaktadır. Basınç dayanımı arttıkça kayma açısı azalmaktadır. Bu yüzden su emme, porozite ve permeabilite arttıkça kayma açısı artacak, yüzeyin kayma riski azalacaktır. Ayrıca mermerlerde cilalı yüzeyler için 30,5x30,5x1cm, 40x40x2cm boyutunda kayma açısı ve porozite arasında çoklu regresyon modeli yapılmıştır. Buna göre $R^2 = 99$ olduğu için bu model regresyon modeli değişimini açıklamakta önemli bir belirleyicilik katsayısına sahiptir. Varyans analizi (ANOVA) tablosunda modele ilişkin Significance değeri (0,010) 0,05 den küçük olduğu için kurulan modelin istatistiksel olarak % 5 anlamlılık düzeyinde anlamlı olduğunu söyleyebiliriz. Katsayıların anlamlılık tablosundan Model'e göre kurulan regresyon modeli $y=-5,18+0,55*x_1+0,022*x_2$ olarak elde edilir.



Şekil 10. Mermerlerde kayma açısı ile fiziksel mekanik özellikler arasındaki ilişki

Fig.10.. Relationships between physico-mechanic properties of marble and slip angle.



Çalışmada kireçtaşların fiziksel ve mekanik özelliklerinden su emme, porozite, permeabilite ve basınç dayanımının kayma açısına olan etkileri regresyon analizi ile incelenmiştir (Şekil 11). Tablo 6'da kayma açısı ve fiziksel özelliklerin arasında regresyon analizi modeli ve ANOVA sonuçları verilmiştir.

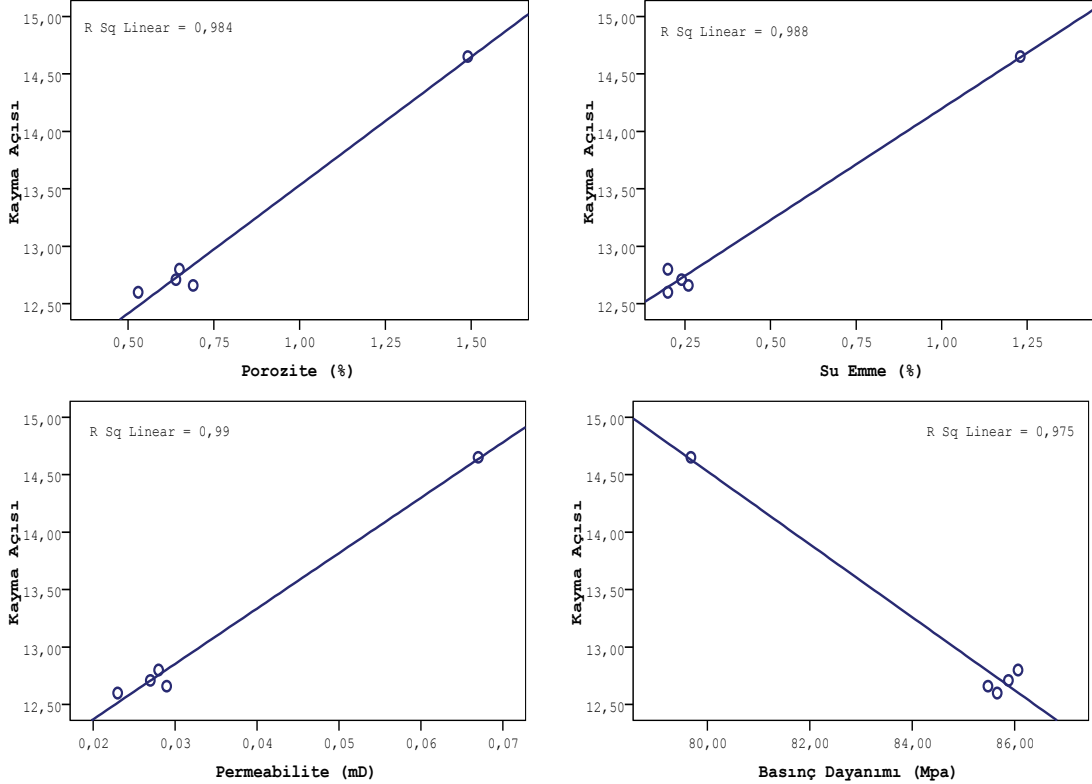
Tablo 6. Kireçtaşların kayma açısı, fiziksel ve mekanik özelliklerin arasında bağıntı

Table 6. Relationships between physico-mechanic properties of limestone and slip angle

Bağımlı/Bağımsız Değişken	R ²	Bağıntı	Anlamlılık değeri
Kayma Açısı/Porozite	0,984	$y=2,33*x + 11,298$	0,001<0,05
Kayma Açısı/Su Emme	0,988	$y=1,94*x + 12,258$	0,001<0,05
Kayma Açısı/Permeabilite	0,990	$y=0,482*x + 11,407$	0,000<0,05
Kayma Açısı/Basınç Dayanımı	0,975	$y=-0,317*x + 39,919$	0,002<0,05

Bu değere göre kayma açısı ile su emme, porozite permeabilite ve basınç dayanımı arasında doğrusal bir ilişki olduğu görülmektedir. Buna göre kireçtaşlarında su emme, porozite ve permeabilite oranı arttıkça, kayma açısı da artmaktadır. Basınç dayanımı arttıkça kayma açısı azalmaktadır. Bu yüzden su emme, porozite ve permeabilite arttıkça kayma açısı artacak, yüzeyin kayma riski azalacaktır.

Ayrıca kireçtaşlarında cilalı yüzeyler için üç farklı boyutta kayma açısı ve porozite arasında çoklu regresyon modeli yapılmıştır. Buna göre $R^2=1$ olduğu için bu model regresyon modeli değişimini açıklamakta önemli bir belirleyicilik katsayısına sahiptir. Varyans analizi (ANOVA) tablosunda modele ilişkin Significance değeri (0,016) 0,05 den küçük olduğu için kurulan modelin istatistiksel olarak % 5 anlamlılık düzeyinde anlamlı olduğunu söyleyebiliriz. Katsayıların anlamlılık tablosundan Model'e göre kurulan regresyon modeli, $y=-3,49+0,26*x_1+0,19*x_2-0,12*x_3$ olarak elde edilir.



Şekil 11. Kireçtaşlarının kayma açısı ile fiziksel mekanik özellikler arasındaki ilişki

Fig.11.. Relationships between physico-mechanic properties of limestone and slip angle



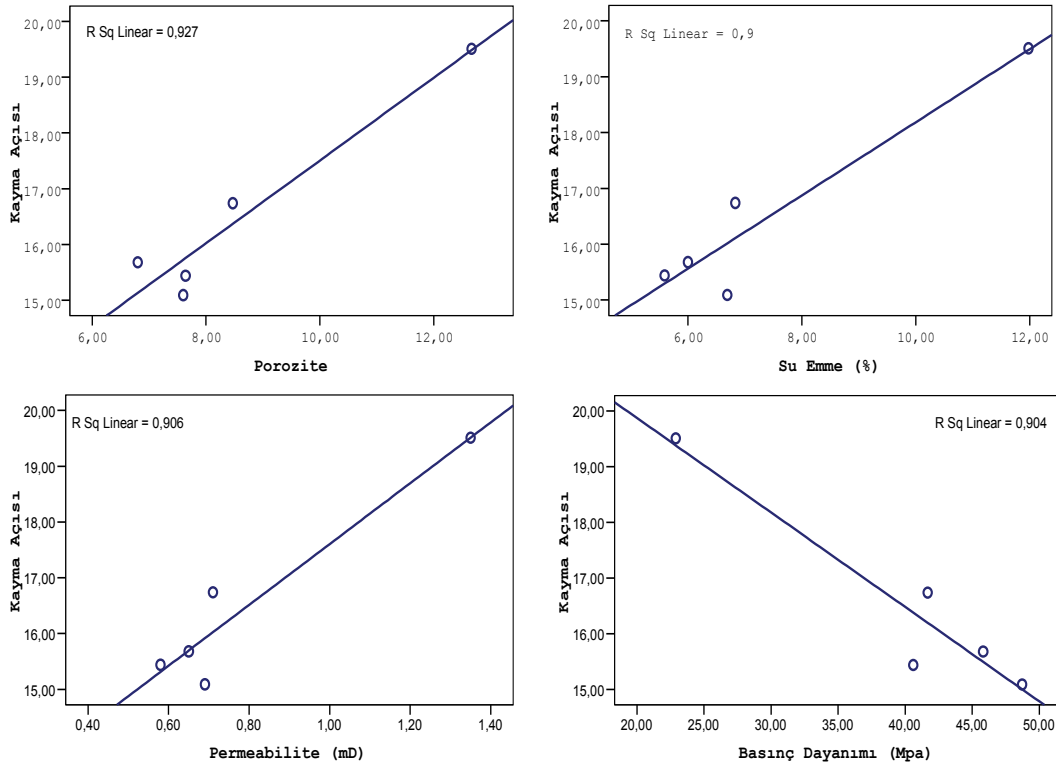
Çalışmada kireçtaşların fiziksel ve mekanik özelliklerinden su emme, porozite, permeabilite ve basınç dayanımının kayma açısına olan etkileri regresyon analizi ile incelenmiştir (Şekil 12). Tablo 7'de kayma açısı ve fiziksel özelliklerin arasında regresyon analizi modeli ve ANOVA sonuçları verilmiştir.

Tablo 7. Travertenlerin kayma açısı, fiziksel ve mekanik özelliklerin arasında bağıntı

Table 7. Relationships between physico-mechanic properties of travertine and slip angle

Bağımlı/Bağımsız Değişken	R ²	Bağıntı	Anlamlılık değeri
Kayma Açısı/Porozite	0,927	$y=0,743*x + 10,075$	0,009<0,05
Kayma Açısı/Su Emme	0,900	$y=0,655*x + 11,631$	0,014<0,05
Kayma Açısı/Permeabilite	0,906	$y=5,451*x + 12,153$	0,013<0,05
Kayma Açısı/Basınç Dayanımı	0,904	$y=-0,170*x + 23,265$	0,013<0,05

Bu değere göre kayma açısı ile su emme, porozitei permeabilite ve basınç dayanımı arasında doğrusal bir ilişki olduğu görülmektedir. Buna göre travertenler su emme, porozite ve permeabilite oranı arttıkça, kayma açısı da artmaktadır. Basınç dayanımı arttıkça kayma açısı azalmaktadır. Bu yüzden su emme, porozite ve permeabilite arttıkça kayma açısı artacak, yüzeyin kayma riski azalacaktır. Ayrıca travertenlerde cilalı yüzeyler için üç farklı boyutta kayma açısı ve porozite arasında çoklu regresyon modeli yapılmıştır. Buna göre $R^2 = 0,99$ olduğu için bu model regresyon modeli değişimini açıklamakta önemli bir belirleyicilik katsayısına sahiptir. Varyans analizi (ANOVA) tablosunda modele ilişkin Significance değeri (0,038) 0,05 den küçük olduğu için kurulan modelin istatistiksel olarak % 5 anlamlılık düzeyinde anlamlı olduğunu söyleyebiliriz. Katsayıların anlamlılık tablosundan Model'e göre kurulan regresyon modeli: $y=-18,41-0,33*x_1+0,76*x_2+1,32*x_3$ olarak elde edilir.



Şekil 12. Travertenlerin kayma açısı ile fiziksel mekanik özellikler arasındaki ilişki

Fig.12.. Relationships between physico-mechanic properties of travertine and slip angle



4. Tartışma

Doğaltaşlarda DIN 51097 standardına göre yapılan testler sonucunda kayma açısı belirlenmiştir. Tablo 8'deki "Çıplak ayakla Gezilen Islak Bölgelerin Kaymayı Önleme Özelliğinin Belirlenmesi" dikkate alınarak, elde edilen değerlere göre hangi doğaltaşların hangi sınıflama içinde yer aldığı Tablo 2'de verilmektedir. Doğaltaşda yüzeylerin kayma açısı değerleri 12° 'nin altında X olduğu için DIN 51097 sınıflandırması içinde yer almamaktadır. Bu sınıflandırmaya göre kayma açısı $A \geq 12^\circ$, $B \geq 18^\circ$ ve $C \geq 24^\circ$ sınırlarında olması gerekmektedir.

Tablo 8. Çalışmada kullanılan doğaltaşların DIN 51097 göre sınıflandırılması

Table 8. The classification of the natural stones used in the study according to DIN 51097 Standards

Doğaltaş Numuneler		Cilalı			Honlu			Eskitme		
		P1	P2	P3	P1	P2	P3	P1	P2	P3
Mermer	Salome	A	A	A	A	A	A	A	A	A
	Özer Beyaz	A	A	A	A	A	A	A	A	A
	Dazkırı Siyahı	A	A	A	B	A	A	B	B	A
	Afyon Şeker	X	X	X	A	A	A	B	B	A
	Afyon Grili Şeker	X	X	X	A	A	A	B	B	A
Kıraçtaşı	Rose Anatolia	A	A	A	A	A	A	A	A	A
	Crema Temmer	A	A	A	A	A	A	A	A	A
	Rosalia Pink	A	A	A	A	A	A	A	A	A
	Rosalia Light	A	X	X	A	A	A	A	A	A
	Emperador	A	A	A	A	A	A	A	A	A
Traverten	Sarı Traverten	A	A	A	A	A	B	B	B	B
	Gümüş Traverten	A	A	A	B	A	B	C	B	A
	Denizli Traverten	A	A	B	B	B	B	C	C	B
	Afyon Traverten	A	A	A	A	A	A	B	A	B
	Limra	A	A	A	A	A	A	B	A	A

P1/Plaka Boyutu-1: 30.5x30.5x1 (cm), P2/ Plaka Boyutu -2: 40x40x2 (cm), P3/ Plaka Boyutu-3: 60x60x2 (cm)

Çalışmada kullanılan mermerlerin cilalanmış yüzeylerinde plaka boyutu 30.5x30.5x2cm, 40x40x2 cm ve 60x60x2 cm olan Salome, Özer Beyaz ve Dazkırı Siyahı mermerleri ve Rosalia Light harici kireçtaşları kayma açısı değerine göre A sınıflandırmasında yer almaktadır. Bu mermerler genellikle kuru, yalın ayakla kullanılan koridorlarda, sporcu soyunma odalarında, derinliği 80 cm geçmeyen sıg yüzme havuzlarında emniyetli bir şekilde kullanılabilir. Afyon Şeker, Afyon Grili Şeker mermeri ve Rosalia Light kireçtaşı cilalanmış yüzeylere sahip gruptaki kullanılan plaka boyutlarında X sınıflandırmasında yer aldığı için ıslak zeminlerde emniyet açısından kullanılmamalıdır.

Honlanmış yüzeyler incelendiğinde; gruptaki mermerlerin 30.5x30.5x2cm plaka boyutunda Dazkırı Siyahı ve tüm boyutlarda Denizli traverteni kayma açısı değeri B sınıflandırmasında yer almaktadır. Dazkırı Siyahı ve Denizli Traverten bu sınıflandırmada yer alarak, A sınıflandırmasında yer almayan çıplak ayakla kullanılan koridorlarda, spirallerle dezenfekte edilen alanlarda, yüzme havuz çevresindeki alanlarda, çocuk havuzlarında, özellikle yağmur alan merdivenlerde, yüzme havuz dışındaki merdiven basamaklarında



emniyetli olarak kullanılabilir. Çalışma grubundaki mermerlerde Dazkırı Siyahı 30.5x30.5x2cm boyutu harici olan diğer mermerler tüm plaka boyutlarında A sınıflandırması içinde yer almaktadır. A sınıflandırmasından dolayı Honlu yüzeylerde, çalışmada kullanılan tüm mermerler kuru ve çıplak ayakla tüm koridorlarda, sporcu soyunma odaları ve derinliği 80 cm geçmeyen sıg yüzme havuzlarında emniyetli bir şekilde rahatlıkla kullanılabileceği tavsiye edilir.

Çalışmada kullanılan mermer ve travertenlerin yüzeylerinin eskitilmesi sonucu elde edilen yeni ürünlerin B sınıflandırmasında yer almasından dolayı, A sınıflandırması içine dahil olmayan daha kaygan koridorlarda, spirallerle dezenfekte edilen alanlarda, yüzme havuz çevresindeki alanlarda, çocuk havuzları, özellikle yağmur alan merdivenlerde, yüzme havuz dışındaki merdiven basamaklarında emniyetli olarak kullanılabilirler. 30.5x30.5x2 cm ve 40x40x2 cm plaka boyutlarında Denizli Traverten C sınıflandırmasında yer aldığı için havuzların kıyı eğimlerinde, B sınıflandırmasında yer almayan su içindeki merdivenler, yüzme havuzu dışındaki merdiven basamaklarında kullanılabilir.

5. Sonuçlar

Yapılan çalışmalar sonucunda, zemin kaplama malzemesi olarak kullanılacak doğaltaşların, DIN 51097 standardı kullanılarak 15 tür doğaltaş üç farklı boyutta; cilalanmış honlanmış ve eskitilmiş yüzeylerdeki kayma açıları değerleri hesaplanmıştır.

Doğaltaşların yüzey işleme yöntemlerine bağlı olarak kayma açısı değerinin değiştiği belirlenmiştir. Buna göre ciladan, honlu ve eskitilmiş yüzeye doğru doğaltaşların yüzey pürüzlülüğü arttığı için kayma açısı artmaktadır. Bu çalışmadaki doğaltaşların belirlenen kayma açısına göre DIN 51097 standardı dikkate alınarak emniyetli kullanım yerlerine göre sınıflandırılmıştır.

Aşağıda deneysel çalışmaların sonuçları özetlenmiştir;

- Doğaltaşlarda yüzey işleme tekniklerinden cilalı-honlu-eskitmeye doğru yada 800-60 grite doğru yüzey pürüzlülüğü artmaktadır. Pürüzlülük arttıkça, kayma açısı artmakta, bununla birlikte kayma emniyeti yükselmektedir.
- Zemin kaplamalarındaki derz boşlukları, çıplak ayakla zemin arasında pürüzlülüğü arttırdığı için, doğaltaşların ıslak zeminlerde kayma emniyetini yükseltmektedir.
- Çalışmada çıplak ayakla yürünecek ıslak zeminler için eskitilmiş yüzeylerde, küçük plaka boyutlarının daha güvenli olduğu belirlenmiştir.
- Doğaltaşlarda su emme, porozite ve permeabilite değeri arttıkça ve basınç dayanımı azaldıkça kayma açısı artmakta, yüzeyin kayma riski azalmaktadır. Buna göre doğaltaşlardan traverten grubunda kayma riski en az değerdedir.
- Sert taşlarda (granit, bazalt vb.) kaymayı, çok çok emniyetli hale getirebilmek için farklı yüzey işleme tekniklerinden çekiçleme, kumlama, alevle yakma, fırçalama ve asitle yıkama üzerine araştırmalarımız devam edecektir.



- Doğaltaş sektöründe sürdürülen AR-GE çalışmalarının diğer bir ayağı olan DIN 51130 “Kuru Bölgelerin Yağlanmasıyla Kaymayı Önleme Özelliğinin Belirlenmesi” konusu üzerinde çalışmalar devam etmektedir.
- CE işaretlemesinde pendulum (sarkaç) yöntemi yerine, birebir uygulama yapıldığı için eğik düzlem test yöntemi tavsiye edilebilir.

Kaynaklar

- Adams, N., 1997. Slips and Falls-Some Arguments About Measuring Coefficients of Friction (COF). Ergonomics.
- Bowman, R., 1997. Slip Resistance Standards Provide No Unconditional Guarantees. CSIRO Building, Construction and Engineering, Issue 12.
- Chang, W.R., 1998, The Effects of Surface Roughness on Dynamic Friction Between Neolite and Quarry Tile. Safety Science 29, 89-105.
- Chang, W.R., 1999. The effect of surface roughness on the measurement of slip resistance. International Journal of Industrial Ergonomics, 24, 299–313.
- Chang, W.R., Kim, I.-J., Manning, D.P., Bunternghit, Y., 2001a. The role of surface roughness in the measurement of slipperiness. Ergonomics 44, 1200–1216.
- Chang, W.R., 2003. The Role of Surface Waviness in Friction at Shoe and Floor Interface. Proceedings of The Ergonomics Society Annual Conference, Edinburgh, UK, pp.105-110.
- Chang, W.R., Hirvonen, M., Grönqvist, R., 2004a. The effects of cut-off length on surface roughness parameters and their correlation with transition friction. Safety Science 42, 755–769.
- DIN EN 1936, Natural Stone Test Methods-Determination of Real Density and Apparent Density, 1999, Deutsche Norm, Berlin.
- DIN EN 13755, Natural Stone Test Methods-Determination of Water Absorption at Atmospheric Pressure, 2001, Deutsche Norm, Berlin.
- DIN EN 1926, Natural Stone Test Methods-Determination of Compressive Strength, 1999, Deutsche Norm, Berlin.
- DIN 18130-1, 1998-05, Baugrund - Untersuchung von Bodenproben; Bestimmung des Wasserdurchlässigkeitsbeiwerts.
- DIN EN 51097, Testing of floor Coverings; Determination of The Anti-Slip Properties; Wet-Loaded Barefoot Areas; Walking Method-Ramp Test, 1992, Deutsche Norm, Berlin.
- Engin, İ.C., Kulaksız, S., 2007, Doğal Taş (Mermer) Maden İşletmeciliği ve İşleme Teknolojileri. Doğaltaş Parlatma-Cilalama Yöntemleri ve Kullanılan makineler, Ankara, 7, 515-517.
- Engin, İ.C., 2007, Doğal Taş (Mermer) Maden İşletmeciliği ve İşleme Teknolojileri. Dekoratif Taş İşletmeciliği, Ürün çeşitlendirme Yöntem ve Makineleri. Ankara, 8, 594-595.
- Gürcan S., Doğal yapı malzemelerinde kaymazlık testi ve kayma direncinin belirlenmesi, Yüksek lisans tezi, A.K.Ü, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği, Afyon; 2006.
- Grönqvist, R., 1995. Mechanisms of friction and assessment of slip resistance of new and used footwear soles on contaminated metals. Ergonomics, 38, 224–41.
- ISO 4287, 1997. Geometrical product specifications (GPS)—Surface texture: Profile method—Terms, definitions and surface texture parameters. International Organization for Standardization, Geneva.



- Kim, I.J., 1996c. Microscopic investigation to analyze the slip resistance of shoes, Proceedings of the Fourth Pan Pacific Conference on Occupational Ergonomics, November. Taiwan, ROC;68–73
- Manning, D.P., Jones, C., Rowland, F.J., Roff, M., 1998. The surface roughness of a rubber soling material determines the coefficient of friction on water-lubricated surfaces. *Journal of Safety Research*, 29, 275–283.
- Manning, D.P., Jones, C., 2001. The effect of roughness, floor polish, water, oil and ice on underfoot friction: current safety footwear solings are less slip resistant than microcellular polyurethane. *Applied Ergonomics* 32, 185–196.
- Miller, Barrett C. (1999). Slip Resistance Standards: Sorting It All Out. *Safety & Health*, March 1999, 62-66.
- Rowland, F.J., Jones C., Manning D.P., 1996. Surface roughness of footwear soling materials: Relevance to slipresistance. *Journal of Testing and Evaluation JTEVA*, 24 (6), 368–376.
- Sariisik A., Çelik M.Y., Gürçan S., 2003. Mermerlerin Mineralojik-Petrografik Özelliklerinin Jeomekanik Parametrelere Olan Etkileri, 20. Yıl Sempozyumu, Isparta, 203.
- Sariisik A., Gurcan S., Senturk A., 2007. Description of slipping test methods and application study on travertine by ramp slip meter. *Building and Environment*, 42, 1707–1710.
- Senturk A. Gunduz L. Tosun Y. I. Sariisik A. 1996. Marble technology (in Turkish). Isparta, Turkey: Tugra Pres.



KAYA TUZUNUN YENİLME ÖZELLİKLERİNİN BELİRLENMESİ

DETERMINATION OF FAILURE PROPERTIES OF THE ROCK SALT

Deniz ARIKAN, Hacettepe Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü.

Mustafa Gürel ŞENYUR Hacettepe Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü.

Özet

Bu çalışmada, depo amaçlı kullanılan Aksaray/Sultanhanı kaya tuzunun yenilme özellikleri incelenmiştir. Hazırlanan örneklerle yapılan üç eksenli deneylerde kaya tuzunun hacimsel genişleme sınırı deneysel olarak araştırılmıştır. Yanal deformasyon ölçümleri geliştirilen yeni bir aparat ile yapılmıştır. Belirli yükleme hızı ve gerilme değerlerinde hacimsel ve düşey deformasyonlar okunmuştur. Deney sonuçları hacimsel genişleme sınırının belirlenmesinde kullanılmıştır ve elde edilen gerilme-birim deformasyon eğrileri üzerinde en yüksek gerilme değerindeki sıkışma-gevşeme bölgelerinin birbirinden ayrıldığı yer hacimsel genişleme sınırı olarak alınmıştır. Gerilme-birim deformasyon eğrisi 5 aşamada incelenerek bu aşamalarda malzemedeki mekanik değişim gözlemlenmiştir. Kuramsal olarak, yapılan çalışmanın ve sonuçlarının depo tasarımı ile ilişkisi verilmiştir. Deney sonuçlarının zamana bağlı (sünme) deneylerinin programlanması için kullanımının değerlendirme analizi yapılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Hacimsel genişleme sınırı, üç eksenli deneyler, gerilme-birim deformasyon ilişkisi.

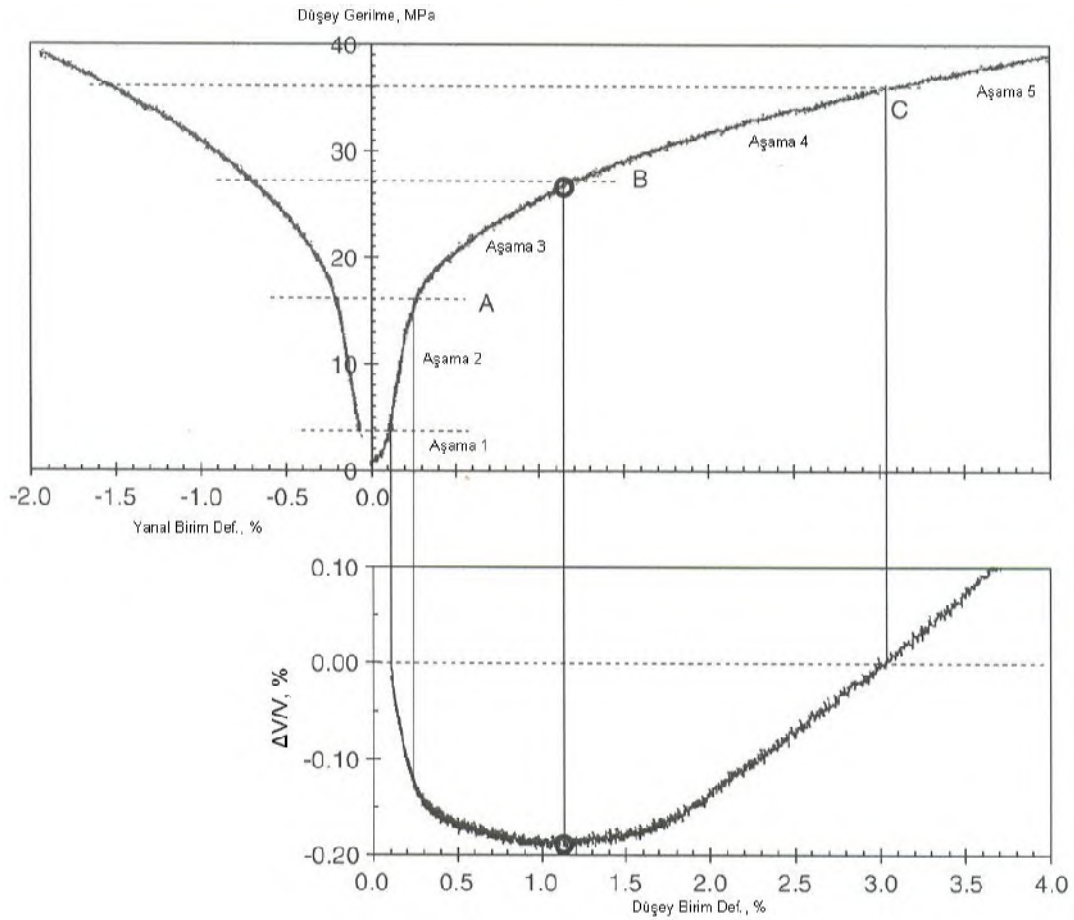
Abstract

In this study, failure properties of Aksaray/Sultanhanı rock salt which is used for gas storage purpose has been investigated. The loading is done at a certain rate and volumetric and axial deformation readings are taken at successive stress levels. Volumetric expansion boundary has been taken as the point where compaction and expansion parts of the stress-volumetric strain curve are separated. This boundary has been found from experimental data. The axial stress-strain has been analyzed to develop at five stages which are reflected on axial stress-volumetric strain curve. The mechanical behaviour of the sample at these stages has been explained. The use of the obtained results in stability and design of the cavern is given. Besides this, the use of the results in programming of a long-term loading (creep) tests has been analysed.

Keywords: Volumetric dilatation boundary, triaxial tests, stress-strain deformation relationship.

1. Giriş

Yer altı doğal gaz depolarının kaya tuzu gibi düşük geçirgenli formasyonlarda açılımı bu kayaçların duraylılık ve izolasyon özelliklerinin çalışılmasını önemli kılmaktadır (Tsang 'vd., 2005). Yer altı açıklığı kayaç etrafındaki orjinal gerilme dağılımını bozar. Sonuç olarak, sapma gerilmesi dağılımı ortaya çıkmaktadır ve kayaçta kırılma, hacimsel değişiklikler görülür. Çeşitli gevrek ve sünek kayaçlarda yapılan üç eksenli basma deneylerinde sıkışma (hacimsel azalma) ve arkasından genişleme (hacimsel artış) izlenmiştir (Wawesik 'vd., 1971; Peach, 1990; Stormont, 1991; Martin 'vd., 1994). Kaya tuzu için verilen genel düşey gerilme birim deformasyon eğrisi ve davranış aşamaları şekil 1'de gösterilmiştir (Alkan 'vd, 2006).



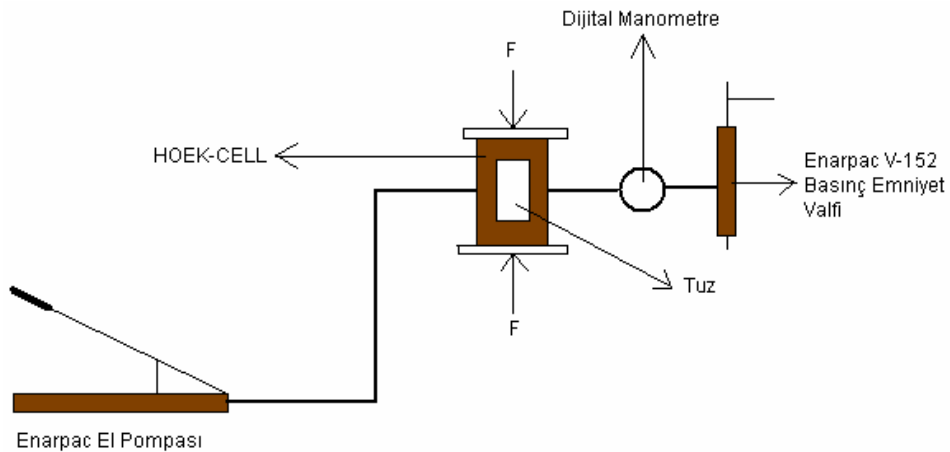
Şekil 1: Gerilme – birim deformasyon ilişkisi

Aşama 1, visko-elastik deformasyon: Başlangıçta doğrusal olmayan konkav aşağı yönlü bir gerilme – birim deformasyon eğrisi gözlemlenmektedir. Bu aşamada, düşük gerilme seviyelerinde bazı gözenekler ve çatlaklar kapanmaya başlamıştır. Aşama 2, elastik deformasyon: Bazı çatlakların kapanmasından sonra düşey yükteki artışla birlikte eğri doğrusal bir şekilde artış göstermektedir. Üç eksenli deneylerde malzemeye ait elastik modülü gerilme

birim deformasyon eğrilerinin bu doğrusal kısımlarından hesaplanmaktadır. Aşama 3, kırılğan-sünek geçiş, çatlak gelişimi: bu aşamada çatlaklar açılmaya ve artmaya başlamaktadır. Bu deformasyon eğrisinin elastik davranıştan uzaklaştığını göstermektedir. Çatlakların açılması ile hacimsel bir değişim meydana gelerek düşey deformasyon oranı artmıştır. Bu aşama aynı zamanda kırılğan davranıştan sünek davranışa geçiş olarak tanımlanabilir. Aşama 4, kırılğan-sünek geçiş, hasar başlangıcı: Yatay ve düşey deformasyonlardaki artma oranı gerilme seviyesinin artması ile hızlıca bir artış göstermektedir (şekil 1, B noktası). Çatlak açılmalarından dolayı anlık hasar oluşumları bu noktada başlamaktadır. Aşama 5, plastik davranış: Bu aşamada çatlakların genişlemesi devam ederken, hacimsel birim deformasyon artmaya başlamaktadır. Düşey gerilmenin sabit tutulduğu durumlarda hacimsel birim deformasyon doğrusal olarak azalan oranlarda artmaya devam etmiştir.

2. Metod ve Deney

Çapı 42 mm ve yüksekliği 150 mm olan üçeksenli deney hücresi imal edilmiştir. Hücre bazı geometrik ve fiziksel parametreler göz önüne alınarak üretilmiştir. Bunlar, karot en/boy oranı, düşey plakalar arasındaki sürtünme ve karotun yüzeyi gibi parametrelerdir. Düşey basınç için deformasyon kontrollü yükleme ünitesi kullanılmıştır, bu ünite ODTU laboratuvarında bulunan MTS ünitesidir. Çevresel basınç ise hidrolik pompa aracılığı ile sağlanmıştır. Deneyde kullanılan düzenek şekil 2'de şematik olarak gösterilmiştir. Sabit yanıl basınçda hacimsel genleşme sonucu oluşan basınç fazlası basınç emniyet valfi kullanılarak belirlenmiştir. Basınç (P) 0,01 MPa hassaslık içinde kontrol edilmiştir ve basınç fazlası (ΔP), basınç emniyet valfinden atılan hidrolik yağ miktarı ile düşerek sabit basınç (P) koşulu sağlanmıştır. Atılan yağ miktarı çevresel hacimsel genleşmeye eşit alınmıştır.



Şekil 2: Yanal yükleme ünitesi şematik gösterimi.

Aksaray/Sultanhanı beldesi 1150 m derinlikteki tuz domlarından alınan karotlar 42mm çap ve 82mm boy olacak şekilde hazırlanmıştır (Arıkan, 2004). Sıkıştırma deneylerinde düşey yükleme belirli bir yükleme hızında yüklenirken (0,1 MPa/dak) hidrostatik basınç ortamı bozulmayacak



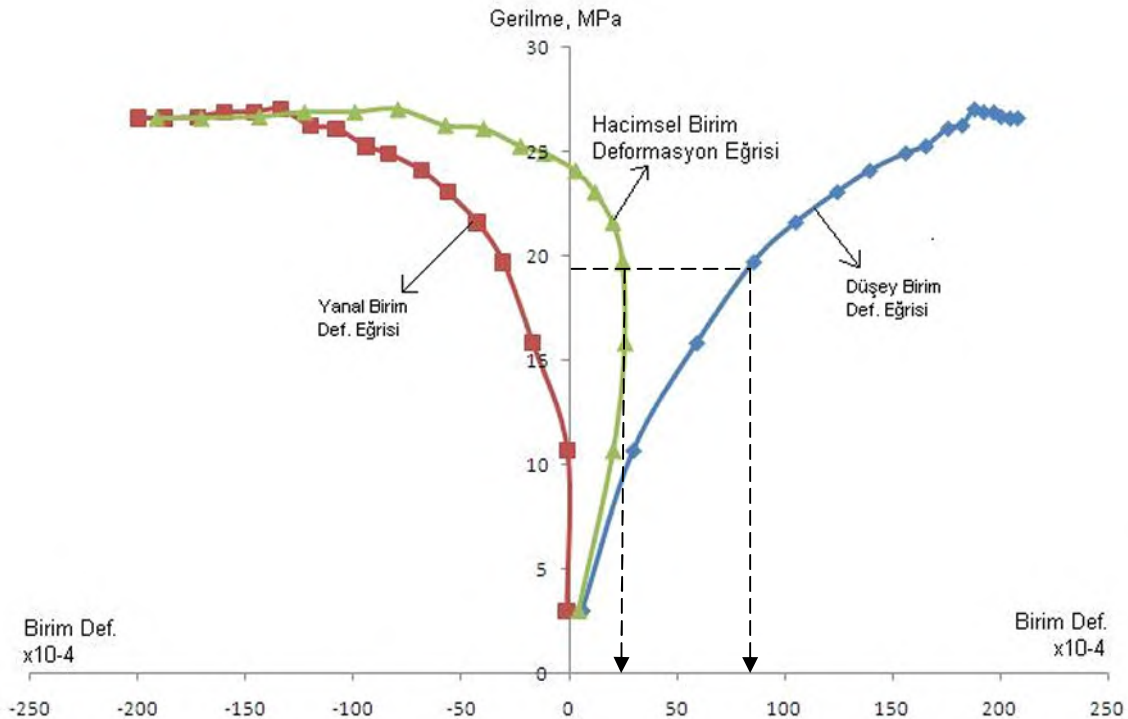
şekilde yanal yüklemede yapılmıştır. Belirlenen sabit yanal basınç değerinden sonra düşey yükleme artırılmıştır, gerilme, düşey deformasyon değerleri ve valf tarafından dışarı atılan hidrolik miktarı deney sonuçları olarak alınmıştır. Düşey gerilme birim deformasyon değerleri MTS makinası veri kaydından alınmıştır. Düşey yük seviyelerinde yanal deformasyon değerleri ise atılan hidrolik yağ miktarının ölçümü ile deneysel olarak saptanmıştır. Öncelikle, düşey ve hacimsel birim deformasyon değerleri ve bu değerlerden yanal birim deformasyon değerleri hesaplanarak her bir deney için gerilme-birim deformasyon grafikleri çizilmiştir.

3. Deney sonuçları ve değerlendirilmesi

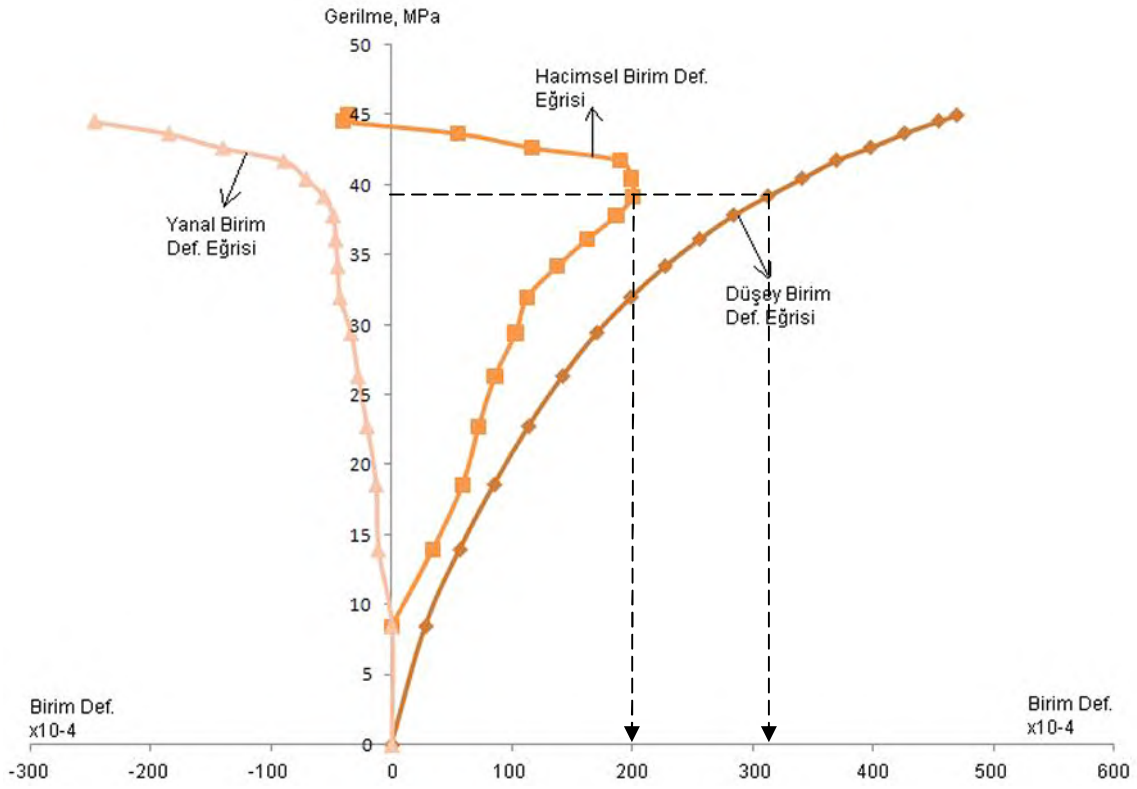
Üç eksenli kısa zamanlı sıkıştırma deneyleri üç yanal basınç gerilmesi değerlerinde yapılmıştır. Bu yanal basınçlar sırası ile 0, 2 ve 4 MPa basınçlarıdır. Bu sabit yanal basınçlar ile yapılan yükleme deneylerinden yukarıda anlatıldığı şekilde elde edilen sonuçlar ve grafik noktaları şekil 3, şekil 4 ve şekil 5'de gösterilmiştir.

3.1 Deney sonuçları

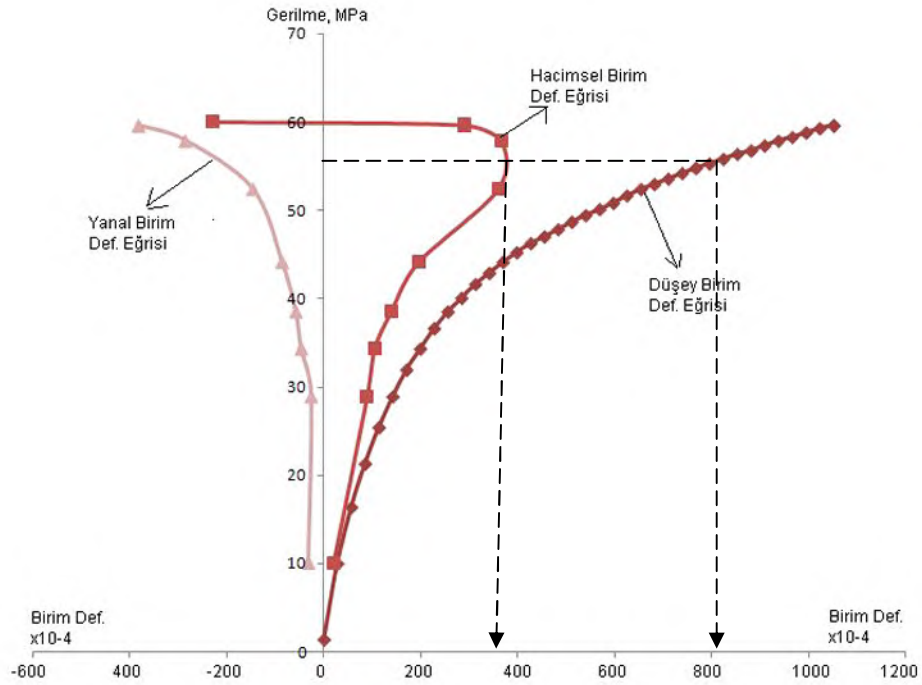
Kayaçların gerilme-birim deformasyon davranışları genelde 5 kısımdan oluşmaktadır. Bunlar; çatlakların kapanması, elastik deformasyon, çatlak yayılımı, bozulmanın başlaması ve yenilme dayanım değeridir (Martin 'vd., 1994; Lama 'vd., 1977; Paterson, 1978; Eberhard 'vd., 1999). Şekilde gösterildiği üzere Aksaray/Sultanhanı tuz örneklerinin üç eksenli deney sonuçları benzer bir gerilme-birim deformasyon davranışı göstermiştir. Bu şekilde, düşey ve hacimsel birim deformasyon doğrudan hesaplanırken yanal birim deformasyon bu değerlerden faydalanılarak hesaplanmıştır.



Şekil 3: Tek eksenli (Yanal basınç 0 MPa) birim deformasyon eğrileri.



Şekil 4: Yanal basınç 2 MPa birim deformasyon eğrileri



Şekil 5: Yanal basınç 4 MPa birim deformasyon eğrileri



3.2 Deney sonuçlarının değerlendirilmesi

Deney sonuçlarını veren grafiklerin incelenmesinden, geliştirilen yanal yükleme-okuma ünitesinin olumlu sonuç verdiği izlenmektedir. Artan yanal basınç değeri ile kaya tuzu örneğinde yük alma kapasitesinin artışı literatür verilerine uygun olarak görülmektedir (Alkan 'vd., 2006). İkinci izlenim artan yanal basınç değerleri ile hacimsel birim deformasyon eğrisinde sıkışma gevşeme bölgelerinin daha net belirlenmesi ve keskin geçiş olmasıdır. Bu sınır noktalarında yanal basınç $\sigma_3=0$ MPa iken, düşey gerilme 15-18 MPa aralığında, $\sigma_3=2$ MPa iken, düşey gerilme 38-40 MPa ve $\sigma_3=4$ MPa iken ise düşey gerilme 55 MPa'dır. Grafiklere bakıldığında eşit artan yanal basınç değerleri ile hacimsel birim deformasyonun artmaya başladığı sınır noktalarındaki düşey basınç gerilme değerleri yakın artışlar göstermektedir. Bu noktalarda hacimsel birim deformasyon değerleri ($\sigma_3=0$ MPa, 25×10^{-4} ; $\sigma_3=2$ MPa, 200×10^{-4} ; $\sigma_3=4$ MPa, 354×10^{-4}) yaklaşık eşit artış eğiliminde iken, düşey birim deformasyon değerleri ($\sigma_3=0$ MPa, 85×10^{-4} ; $\sigma_3=2$ MPa, 309×10^{-4} ; $\sigma_3=4$ MPa , 802×10^{-4}) fazla artış göstermektedir. Bu sonuç doğal sonuç olmakla beraber elde edilen değerler malzemenin (kaya tuzu) elastik-visko plastik özelliğini yansıtmaktadır.

Literatürde anlatılan genel gerilme – birim deformasyon davranış aşamaları (Alkan 'vd., 2006) yukarıda verilen sonuç grafiklerinde izlenmektedir. Aşamalardan bir ve ikinci yani visko elastik deformasyon ve elastik deformasyon aşamaları belirgin değildir. Özellikle birinci aşama yani visko elastik deformasyon örnek kaya tuzunun boşluksuz, çatlaksız bir malzeme olmasından dolayı izlenmemektedir. İkinci ve üçüncü aşamalar arasındaki sınır yani elastik deformasyonun bitiş sınırı aynı şekilde belirgin değildir, ancak artan yanal yükde ($\sigma_3=4$ MPa) elastik deformasyon bölgesi için daha kolay yaklaşım yapılabilir. Bu sonucun görülmesinde sebep olarak deney malzememizin daha visko-plastik bir malzeme olması düşünülebilir. Dört ve beşinci aşamalar ve sınırları gerilme - hacimsel birim deformasyon eğrisinin izlenmesi ile beraber net bir şekilde tanımlanabilir.

Deney sonuçlarının kaya tuzu örnekleri ile yapılacak uzun zamanlı diğer bir deyişle zamana bağlı (sünme) üç eksenli deneyleri ile ilgisi önemlidir. Çünkü sünme deneyi sabit yük seviyeleri yukarıda verilen kısa zamanlı deneylerdeki yenilme noktası olarak alınacak noktalardaki gerilme seviyelerinin belli oranda altında olmaları gerekmektedir. Yenilme yük seviyeleri gerilme-hacimsel birim deformasyon eğrilerindeki hacimsel birim deformasyon artış sınır noktalarındaki değerlerdir. Deneylerimiz de elde edilen yenilme yük seviyeleri sonuçları yukarıda verilmiştir.

4. Sonuçlar

Kaya tuzunun depo duraylılığı tasarımı açısından yenilme yük seviyesi tanımlanmıştır. Bu yük seviyesi metinde tanımlanan sınır noktasındaki düşey basma gerilmesidir.

Üç eksenli yükleme de düşey deformasyonların okunmasına ek olarak yanal hacim birim defromasyonun ölçülmesi için sistem geliştirilmiş ve olumlu sonuç alınmıştır.

Kaya tuzu elastik-visko plastik özellik yansıtmaktadır.

Gerilme birim deformasyon eğrileri malzemenin (kaya tuzu) yük altında beş aşamalı davranışının özellikle ilk iki aşamasının belirgin olmadığını yansıtmaktadır.



Zamana bağlı sabit yüklerle yapılan yükleme deneylerinde sabit yük seviyelerinin belirlenmesinde yukarıda verilen yük seviyesinin baz alınması önerilmektedir.

Teşekkür

Deneylemizimizin yapılmasında gösterdikleri anlayış ve yardımdan dolayı ODTÜ Maden mühendisliği bölümü personeline ve özellikle Araş. Gör. Arman KOÇAL'a teşekkür ederiz.

Kaynaklar

- Alkan, H., Cinar, Y., Pusch, G., 2006. Rock salt dilatancy boundary from combined acoustic emission and triaxial compression tests. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 44 (2007), 108-119.
- Arıkan, D., 2004. Sultanhanı/Aksaray beldesi tuz örneklerinin sünme davranışının incelenmesi. Yüksek Mühendislik Tezi (Yayınlanmış), Hacettepe Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Ankara, 78 s.
- Eberhard, E., Stead, D., Stimpson, B., 1999. Quantifying progressive pre-peak brittle fracture damage in rock during uniaxial compression. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 36, 361-380.
- Lama, R.D., Vutukuri, V.S., 1977. Handbook on Mechanical Properties of Rocks. Trans. Tech. Publications, vol 2.
- Martin, D., Chandler, N.A., 1994. The progressive fracture of Lac du Bonnet Granite. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences Geomechanical Abstracts, 31, 643-659.
- Peach, C.J., 1990. Influence of deformation on the fluid transport properties of rock salts. PhD dissertation, Instituut voor Aardwetenschappen der Rijksuniversiteit Utrecht, Utrecht, Holland, 1990.
- Stormont, J.C., 1991. Gas permeability changes in rock salt during deformation, PhD dissertation, University of Arizona, Tucson.
- Tsang, C.F., Bernier, F., Davies, C., 2005. Geohydromechanical processes in the excavation damaged zone in crystalline rock, rock salt, and indurated and plastic clays-in the context of radioactive waste disposal. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 42, 109-125.
- Wawersik, W.R., Brace, W.F., 1971. Post failure behaviour of granite and diabase. Rock Mechanics, 3, 61-85.



Üç eksenli şişme deney seti

Triaxial swelling test set

¹Mehmet Erdinç BİLİR, ²Dursun SARI, ¹Ahmet ÖZARSLAN, ¹Melih GENİŞ

¹Zonguldak Karaelmas Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Zonguldak

²Atılım Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Ankara

ÖZ

Şişme, yeraltı ve yerüstü mühendislik yapılarına uzun süreli ve tekrarlanan hasarlar vermesi nedeniyle birçok araştırmacı tarafından tehlikeli bir davranış olarak kabul edilir. Kuru olduklarında dayanımları yüksek olan zemin ve kayalar, nem içeriğinin artması ile birlikte yüksek şişme gerilmesi ve/veya şişme birim deformasyonu oluşturur. Şişen ortamlardaki tasarımın başarısı, şişme parametrelerinin laboratuvar deneyleri ile belirlenmesine bağlıdır. Çoğunlukla tek eksenli olarak yapılan şişme deneylerinin üç eksenli yapılması şişme davranışının gerçekçi olarak tanımlanması açısından önemlidir.

Bu çalışmada, 5 düzenden oluşan üç eksenli şişme deney seti tanıtılmıştır. Ayrıca, Göynük kilinde gerçekleştirilen üç eksenli deney sonuçları da sunulmuştur.

Anahtar Kelimeler: Şişme, üç eksenli şişme deney, kil, gerilme, deformasyon.

ABSTRACT

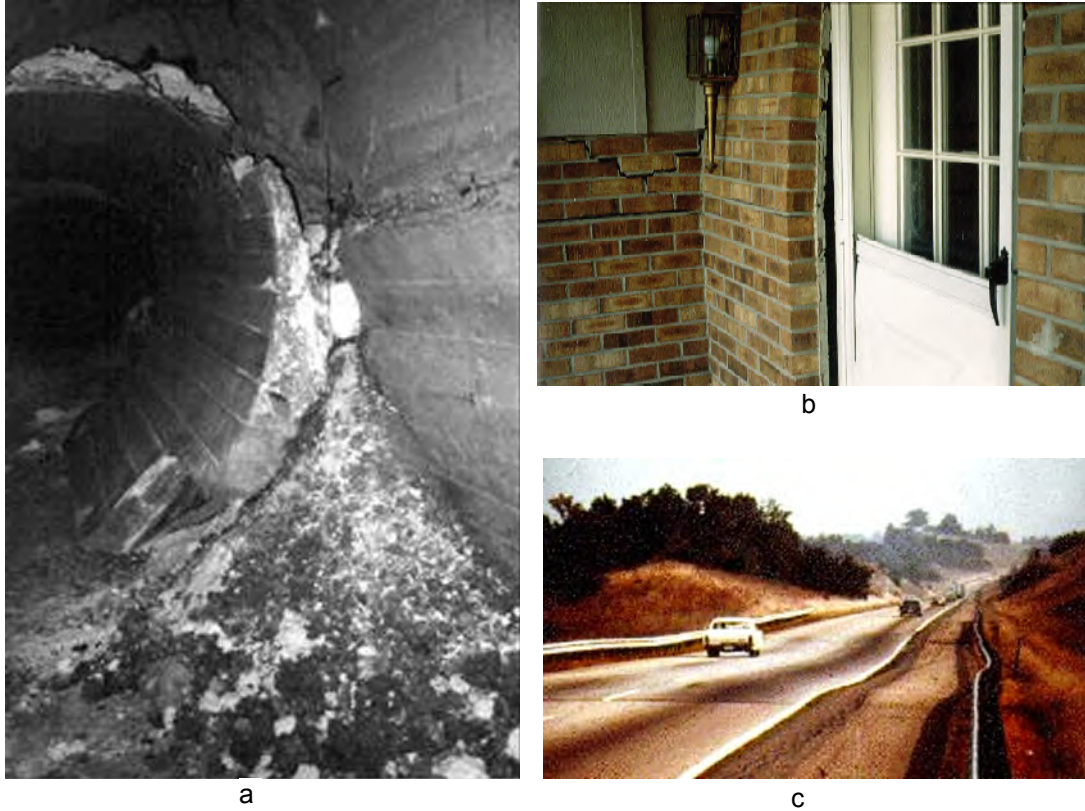
Swelling is accepted as a hazardous behavior by a number of researcher since it causes long-term and repetitive damages to both underground and surface engineering structures. Soils and rocks which have strength when dry cause either high swelling stress and/or swelling strain with increasing moisture. The success of the design in swelling medium depends on the determination of swelling parameters by laboratory tests. It is important to perform swelling tests as triaxially, while uniaxial tests are more common, in terms of more realistic determination of swelling behavior.

In this study, triaxial swelling test set composed of 5 apparatus is presented. Furthermore, triaxial tests results performed on Göynük clay were presented.

Key words: Swelling, triaxial swelling test, clay, stress, strain.

1. GİRİŞ

Montmorillonit, anhidrit gibi şişme özelliği olan mineraller zemin veya kayaçları oluşturan minerallerden biri olabilir. Bu durumda, zemin veya kayaçlar şişme potansiyeline sahiptirler. Suyun zemin veya kayaçların içine yavaş yavaş girmesine bağlı olarak mühendislik yapılarında uzun süre devam eden ve tekrarlanan şişme problemlerine neden olurlar. Bir araştırma galerisinde 30 cm kalınlığındaki beton kaplamanın yenilmesi, tek katlı bir evin duvarında meydana gelen deformasyon, karayolunda oluşan ondülasyon şişme problemi örneklerinden bazılarıdır (Şekil 1).



Şekil 1. Şişme problemlerinden örnekler: a) Pordenone'de (İtalya) Caneva-Stevená Taşocağı araştırma galerisi (Barla,1999), b) Colorado'da (USA) hafif yerüstü yapısı (Chabrilat et.al., 2004), c) USA'da bir karayolu (FHWA, 2005).

Figure 1. Examples of swelling problems: a) The exploratory adit of The Caneva-Stevená Quarry at Pordenone (Italy) (Barla,1999), b) Light surface structure at Colorado (USA) (Chabrilat et.al., 2004), c) A highway in USA (FHWA, 2005).

Şişme potansiyelinin olup olmadığı mineralojik analizlerle kesin olarak tespit edilmekle birlikte bu potansiyelin nicel olarak doğrudan tanımlanabilmesi, şişme gerilmesi ve şişme birim deformasyonunun deneylerle belirlenmesi ile mümkündür. Çoğunlukla tek eksenli deneylerle belirlenen bu büyüklüklerin özellikle yeraltı mühendislik yapılarının tasarımı için üç eksenli deneylerle bulunması gereklidir. Üç eksenli şişme deney düzeneklerinin dünyada sınırlı olması, bu konudaki araştırma sayının az olmasındaki en büyük nedenlerden birisidir. Son yıllarda,



Franklin (1984), Yeşil (1991), Steiger (1993), Barla (1999) Bilir (2001) gibi araştırmacılar üç eksenli şişme deney yöntemleri ve düzeneklerinin geliştirilmesine yönelik çalışmalarını sürdürmektedir.

Bu çalışmada, 5 adet düzenden oluşan üç eksenli şişme deney seti tanıtılmış olup, şişme özelliğine sahip Göynük kili üzerinde yapılan üç eksenli şişme deney sonuçları verilmiştir.

2. SET

Deney seti 5 adet bilgisayar kontrollü üç eksenli şişme düzeneğinden meydana gelmektedir (Şekil 2). Bilgisayar kontrollü üç eksenli şişme düzeneği ise ana gövde, yanal basınç ünitesi ve veri toplama ve kontrol ünitesinden oluşmaktadır.



Şekil 2. Üç eksenli şişme deney seti.
Figure 2. Triaxial swelling test set.



2.1. Ana Gövde

Ana gövde, üç eksenli hücre ve eksenel yükleme ünitesinden oluşur.

Üç eksenli şişme hücresi, içinde gözenekli taş bulunan alt ve üst yükleme başlıkları, lastik ceket ve oturma silindiri, hücreyi birleştiren alt ve üst yanal başlıkları ve su kabından meydana gelir.

Alt ve üst yükleme başlıkları, silindir şeklindedir ve bronzdan yapılmıştır. Yükleme başlıklarının üst kısmında delikler, alt kısmında gözenekli taş ve yanal yüzeyleri boyunca yiv şeklinde 6 adet boşluk bulunur. Su, hem bu deliklerden hem de boşluklardan gözenekli taşlara ulaşır. Gözenekli taşlar düzgün birer disk şeklindedir. Suyun örnek üzerinde düzgün dağılımını ve düzgün bir yükleme yüzeyini sağlarlar.

Lastik ceket ve oturma silindiri, deneylerin üç eksenli yapılması durumunda kullanılır. Örnek lastik ceket içine, ceket de oturma silindirinin içine yerleştirilir. Oturma silindirinin duvarı ile lastik ceketin duvarı arasında çevresel 1 cm boşluk vardır. Hidrolik yağ, bu boşluğu doldurur ve örneğe basınç uygular. Boşluk aynı zamanda örneğin yanal şişmesine izin verir. Tek eksenli deneylerde lastik ceket yerine bronzdan yapılmış, içi örnek çapı kadar boş olan halka kullanılır.

Alt ve üst yanal başlıklar, silindir şeklindedir ve içleri yükleme başlıklarının geçebilecekleri kadar boştur. Yanal başlıklar, oturma silindirine baskı yaparak aradaki lastik ceketin kanatlarını sıkıştırır. Böylece yağın dışarı kaçması önlenir.

Su kabının tabanı alüminyum üstü fleksiğlasdan yapılmış olup, hücreyi tamamen su ile kaplayacak yüksekliktedir.

Eksenel yükleme ünitesi; redüktör, iki adet kolon, kiriş, 4 adet somun, yükleme pistonu, yük hücresi, dijital yerdeğiştirme ölçer, bağlantı çubuğu ve motordan oluşur (Şekil 3).

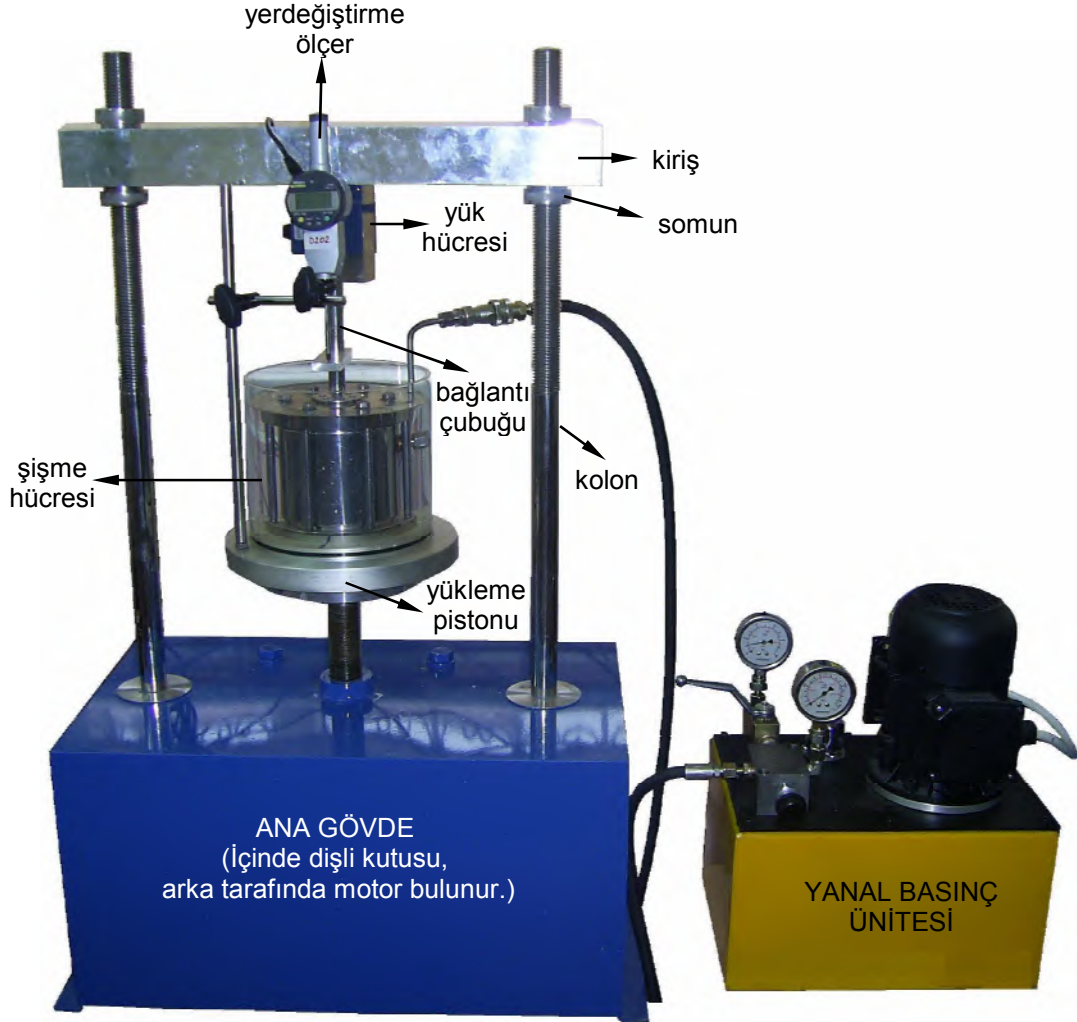
Redüktör (dişli kutusu) yatay hareketi düşey harekete çevirir ve ünitenin alt kısmında bulunur. Kiriş, iki adet kolona geçirilerek somunlarla sabitlenir ve yükleme işlemi için sabit bir hat oluşturur. Yükü elektrik sinyalleri cinsinden ölçen, 20 kN kapasiteli ve 0.001 kN hassasiyetli yük hücresi kirişin alt kısmına monte edilir. Yük iletimi görevini yapan bağlantı çubuğunun üst ucu yük hücresi ile, alt ucu ise üst yükleme başlığı ile temas halindedir. Motor, ileri hareketi ile yük basar, geri hareketi ile yükü geri alır. Motorun hareketi bir zincir vasıtasıyla dişli kutusuna iletilir. Dişli kutusu yatay hareketi düşey harekete dönüştürür. Düşey hareket yükleme pistonu ile sağlanır. Düşey hareketi (yerdeğiştirmeyi), elektrik sinyalleri cinsinden ölçen dijital yerdeğiştirme ölçer 50 mm hareket mesafesine sahip olup, 10 µm hassasiyetindedir.

2.2. Yanal Basınç Ünitesi

Yanal basınç ünitesinin elemanları, 0.37 kW elektrik motoru, basınç ölçer, küresel vana, basınç emniyet valfi ve hız kontrol aletidir. Yanal basınç ünitesinin amacı, hidrolik yağ vasıtasıyla istenilen seviyede sabit ve devamlı bir yanal basınç sağlamaktır. Yanal basıncın çok yavaş



şekilde uygulanabilmesi için üniteye motorun çok düşük devirlerde çalışması gerekmektedir. Bu amaçla frekansı ayarlamak suretiyle motorun devrini istenilen seviyeye getiren hız kontrol aleti üniteye monte edilmiştir. Yanal basınç ünitesi maksimum 14 MPa'a kadar çıkabilmektedir.



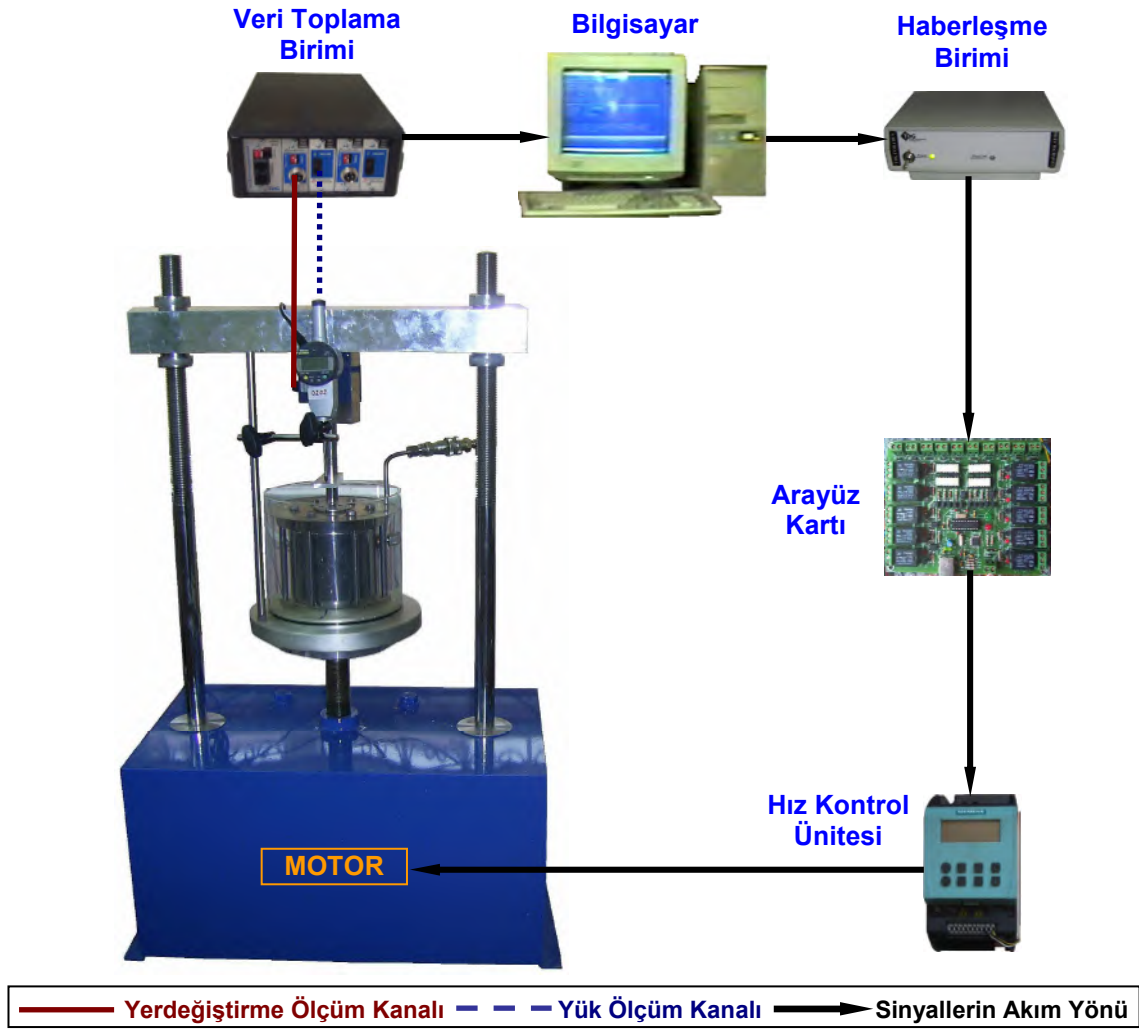
Şekil 3. Üç eksenli şişme deney düzeneği.
Figure 3. Triaxial swelling test apparatus.

Küresel vana açık konumda iken motor düşük devirde çalıştırılır. Basınç emniyet valfi istenilen basınç seviyesine kadar yavaş yavaş sıkılır. Örneğin şişmesi sonucunda basınç ayarlanan seviyeyi aşar ve valf açılır. Böylece basıncın ayarlanan seviyenin üstüne çıkması engellenir. Motor günler süren deney süresi boyunca çalıştığı için de ayarlanan seviyenin altına düşmez. Bu şekilde sabit ve sürekli yanal basınç sağlanmış olur. Elektrik kesilmesine karşı yanal basınç ünitesi kesintisiz güç kaynağına bağlıdır.



2.3. Veri Toplama ve Kontrol Ünitesi

Veri toplama ve kontrol ünitesi; bir bilgisayar, veri toplama birimi, haberleşme birimi, arayüz kartı hız kontrol ünitesi ve veri toplama ve kontrol ünitesinden oluşmaktadır (Şekil 4).



Şekil 4. Veri toplama ve kontrol ünitesinin elemanları ve sinyallerin akımı.
Figure 4. Parts of data acquisition and control unit and flow of signals.

Veri toplama birimi, dijital veya analog ölçerlerden gelen sinyallerin işlendiği yani yükseltildiği, filtrelendiği ve dijitala dönüştürüldüğü birimdir. Yerdeğiştirme ölçer için digimatic giriş modülü ve yük ölçer için strain giriş modülü kullanılmaktadır.

Haberleşme birimi, bilgisayar ile veri toplama birimi arasındaki köprüdür. Motorun kontrolü için gerekli olan arayüz kartı, haberleşme birimi ve hız kontrol ünitesi arasındaki veri akışını sağlar. Hız kontrol ünitesi de düşük devirde motorun ileri geri hareketini kontrol eder.



Visual Basic’de yazılan veri toplama ve kontrol programı hem düzenekten gelen verileri belirli aralıklarla kaydetmekte hem de bu verilere göre çeşitli kontroller yaparak motorun yük basmasını (ileriye doğru çalışmasını) veya yükü kaldırmayı (geriye doğru çalışmasını) sağlamaktadır. Yazılım, maksimum şişme yükünün belirlendiği (motorun yük bastığı) Yerdeğiştirme Kontrol Programı ve maksimum yerdeğiştirmenin saptandığı (motorun yükü kaldırdığı) Yük Kontrol Programı’ndan oluşmaktadır. Programların çalışma prensipleri, ISRM (1989) tarafından önerilen şişme deney yöntemleri ile Yeşil (1991) tarafından geliştirilen şişme deney yöntemlerinin esaslarına dayanır. Programların işleyişi Bölüm 3’de anlatılmaktadır.

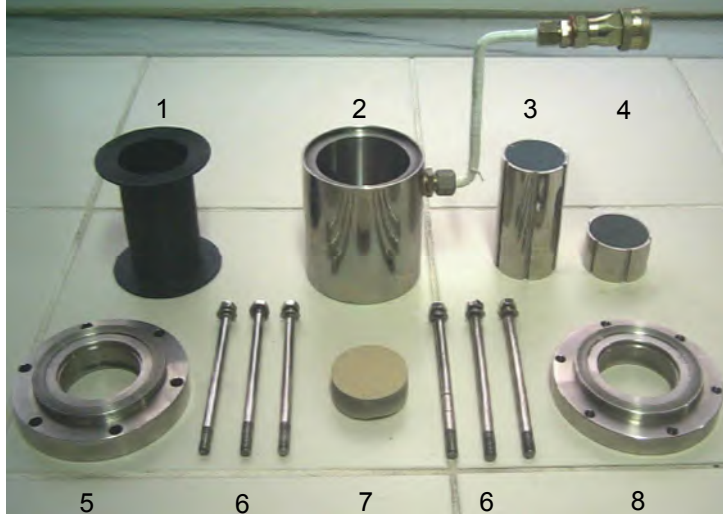
3. YÖNTEM

Deney yönteminin amacı, örneğe yanal basınç uyguladıktan sonra önce Yerdeğiştirme Kontrol Programını uygulayarak eksenel şişme gerilmesini bulmak, daha sonra örnek üzerindeki yükün belirli oranlarda düşürüldüğü Yük Kontrol Programını birkaç kez kullanarak eksenel şişme birim deformasyonlarını belirlemektir. Deney yöntemi aşağıda ayrıntılı olarak açıklanmaktadır.

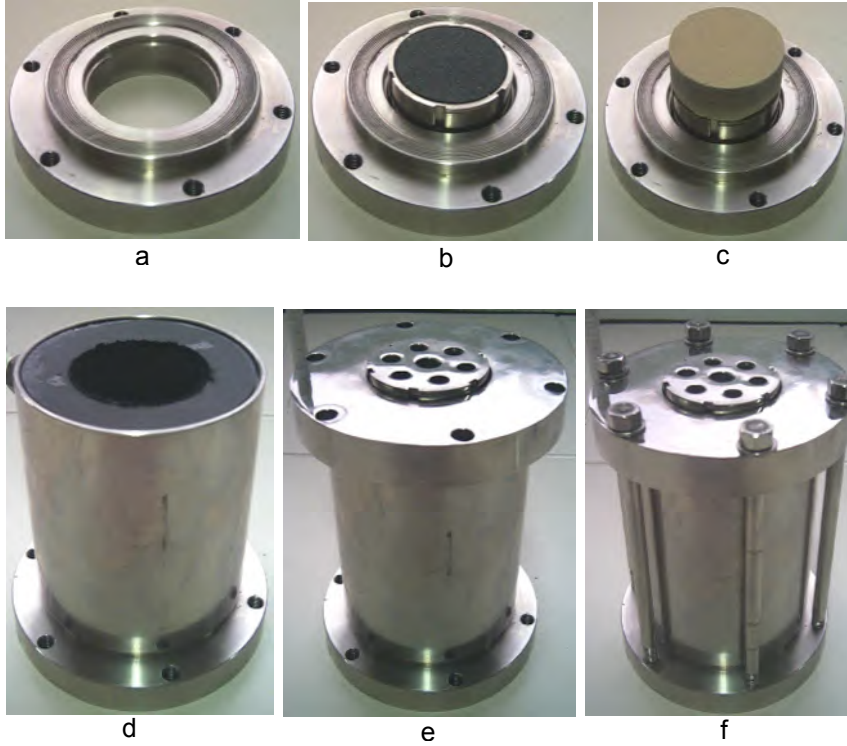
- ❖ Örnek, Şekil 5’de parçaları ve kurulum aşamaları gösterilen üç eksenli hücre içine yerleştirilir. Üç eksenli hücre, alt ve üst yanal başlık, alt ve üst yükleme başlığı, oturma silindiri, lastik ceket ve 6 adet civatadan meydana gelir. Önce alt yanal başlık konulur (Şekil 5.a). Bu başlık içine alt yükleme başlığı yerleştirilir (Şekil 5.b). Örnek, alt yükleme başlığı üstüne konulur (Şekil 5.c). Üzerine içinde lastik ceket bulunan oturma silindiri oturtulur (Şekil 5.d). Oturma silindirinin üstüne üst yanal başlık gelirken üst yükleme başlığı da örnek üzerine yerleştirilir (Şekil 5.e). Her bir parçadaki delikler aynı hizaya getirilir. Üst yanal başlıktan geçen 6 adet civata alt yanal başlığa tutturulur ve hücrenin kurulumu tamamlanır (Şekil 5.f).
- ❖ Şişme hücresi su kabına, su kabı düzenekteki piston üzerine yerleştirilir ve yük hücresi ile şişme hücresinin teması sağlanır. Örneğe yanal basınç uygulanır. Dijital yerdeğiştirme ölçer sıfırlanır.
- ❖ Yerdeğiştirme Kontrol Programı açılarak “Çalıştır” tuşuna basılır. “Form 1” adlı pencereye haberleşme birimi ve arayüz kartı ile ilgili port numaraları, yük ve şişme verilerinin kaç dakika ara ile kaydedileceği, motorun çalışması için onay kutusunun işaretlenmesi gibi bilgiler girilir (Bu pencere deney süresi boyunca açık kalarak deneyle ilgili verilerin takip edilmesini sağlamaktadır). Penceredeki “Başla” tuşuna basıldığında Yerdeğiştirme Kontrol Aşaması başlar.
- ❖ 50 mikron’a kadar örneğin şişmesine izin verilir. Şişme miktarı her 50 mikron’u geçtiğinde program motorun ileriye doğru çalışmasını sağlayarak örneğin üzerine yük uygular ve örnekteki şişme miktarı 50 mikron’un altına düşer. Bir süre sonra örnek şişmeye tekrar başlar ve şişme miktarı tekrar 50 mikron’a çıkar. Program tekrar motora sinyal göndererek yük uygulanmasını sağlar. Bu döngü şişme miktarındaki değişim 50

mikron'un altında kaldığı (sabit değerler elde edildiği) ana kadar devam eder. Sonuçta Yerdeğiştirme Kontrol Aşamasında maksimum şişme yükü elde edilir.

- ❖ Yerdeğiştirme Kontrol Programı durdurulur ve Yük Kontrol Programı açılarak “Çalıştır” tuşuna basılır. Açılan pencerede port numaraları, veri kaydetme aralığı, (Yerdeğiştirme Kontrol Aşamasında elde edilen) maksimum yük gibi bilgiler girilir.



1. Lastik ceket yükleme başlığı 2. Oturma silindiri 3. Üst yükleme başlığı 4. Alt

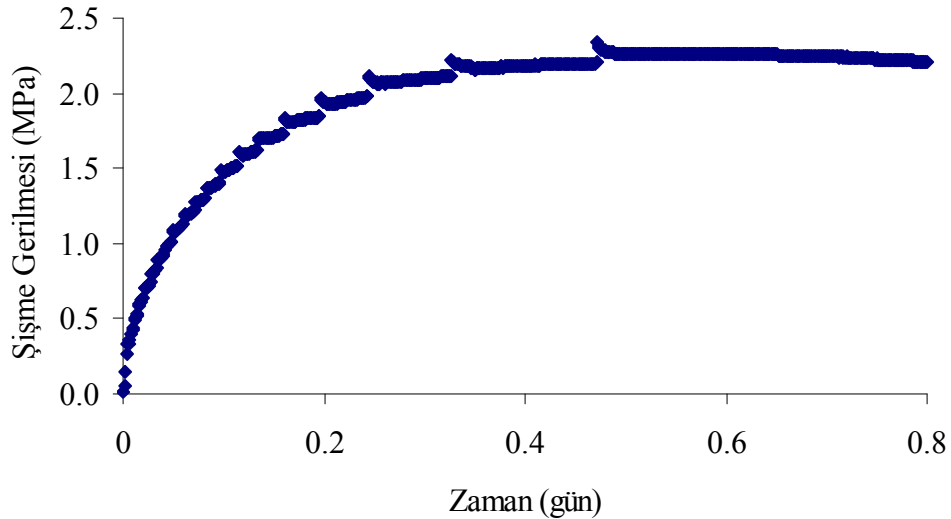


Şekil 5. Üç eksenli şişme hücresinin parçaları (1- 8) ve kurulum aşamaları (a –f).
Figure 5. Parts of triaxial swelling cell (1- 8) and application phases (a –f).



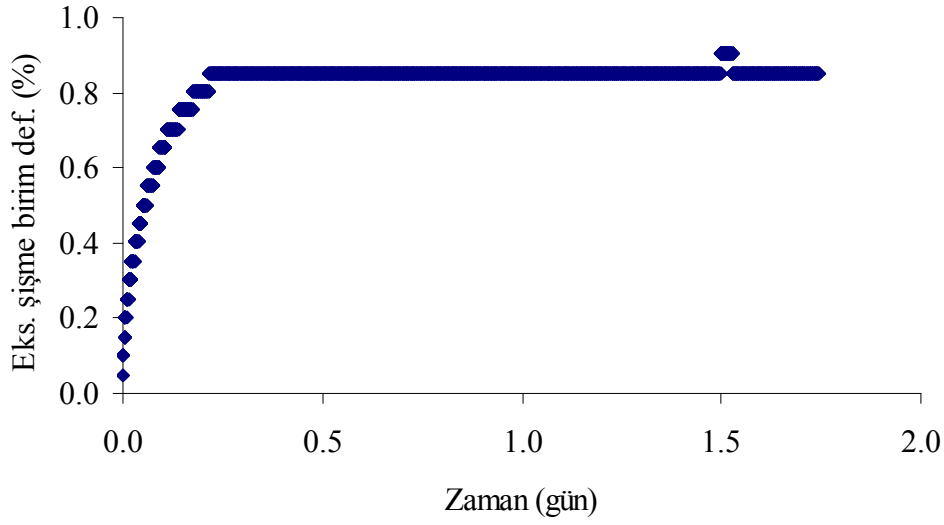
- ❖ Maksimum yükün girilmesiyle Yük Kontrol Programı yükü hangi seviyeye kadar indireceğini hesaplar. “İndirgenmiş yük” olarak adlandırılan bu yük genellikle maksimum yükün yarısıdır. “Başla” tuşuna basıldığında motor geriye doğru çalışmaya başlayarak örnek üzerindeki yükü kaldırır ve indirgenmiş yük seviyesinin hemen altında durur. Örnek üzerindeki yükün yarısı kalktığından örnek şişmeye başlar. Program artık indirgenmiş yük seviyesinin aşılp aşılmadığını kontrol eder. Örnek şişmeye çalıştıkça yük artar ve bir süre sonra indirgenmiş yükün üzerine çıkar. Motor tekrar çalışarak yükü indirgenmiş yükün altına indirir ve bu sırada şişme oluşur. Bu döngü yük, indirgenmiş yükün altında kalıncaya kadar devam eder. Sonuçta belli bir indirgenmiş yük seviyesindeki maksimum şişme miktarı bulunur ve program durdurulur.
- ❖ Yük Kontrol Programı istenildiği kadar çalıştırılarak eksenel şişme gerilmelerine karşılık gelen şişme birim deformasyonları bulunur. Yük Kontrol Programı, her çalıştırıldığında bir önceki aşamadaki yük değeri, maksimum şişme yükü olarak programa girilir ve indirgenmiş yük seviyeleri hesaplanır. Genel olarak Yük Kontrol Programının üç veya dört kez çalıştırılması yeterlidir.

Göynük’den alınan şişme özelliğine sahip yeşil kil üzerinde üç eksenli şişme deneyi gerçekleştirilmiştir. Örnekler 1 ve 2 MPa yanıl basınç uygulanmıştır. Zamana bağılı şişme gerilmesi ve şişme birim deformasyonları değişimi Şekil 6 – 11’de verilmektedir. Eksenel şişme gerilmesi ile eksenel şişme birim deformasyonu arasındaki ilişki Şekil 12’de gösterilmektedir.



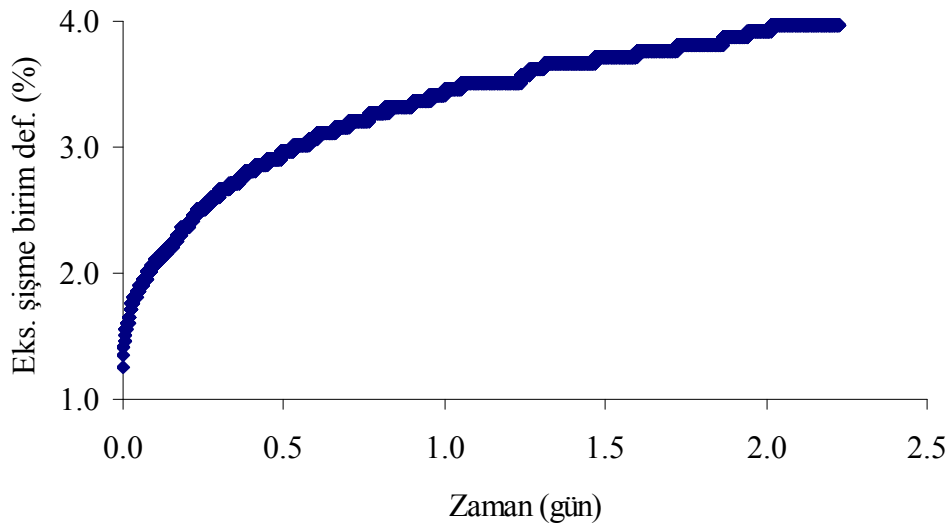
Şekil 6. Göynük yeşil kilinin 1 MPa yanıl basınçtaki eksenel şişme gerilmesi ile zaman arasındaki değişimi.

Figure 6. Variation of axial swelling stress with time for Göynük green clay at 1 MPa confining pressure with constant volume.



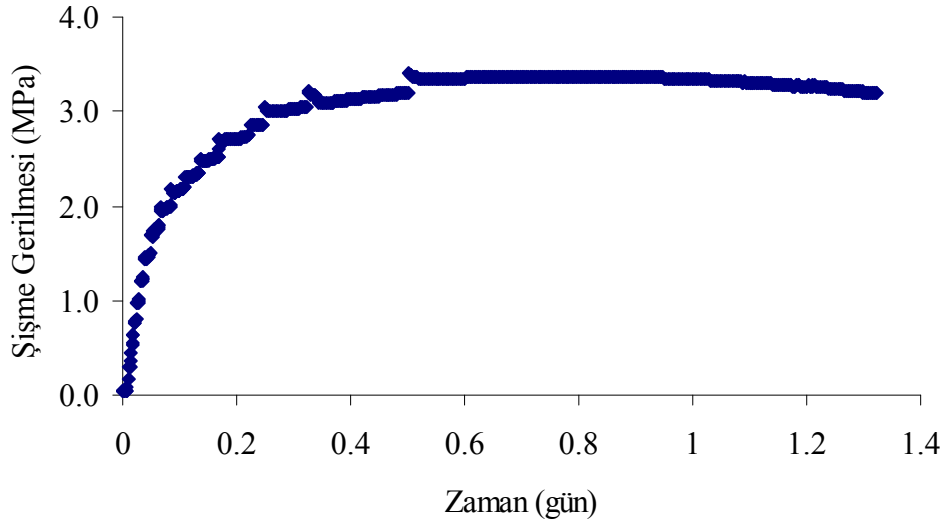
Şekil 7. Göynük yeşil kilinin 1 MPa yanıl basınç ve 1.5 MPa eksenel şişme gerilmesi altındaki eksenel şişme birim deformasyonunun zamanla değişimi.

Figure 7. Variation of axial swelling strain with time for Göynük green clay under 1.5 MPa axial swelling stress at 1 MPa confining pressure.



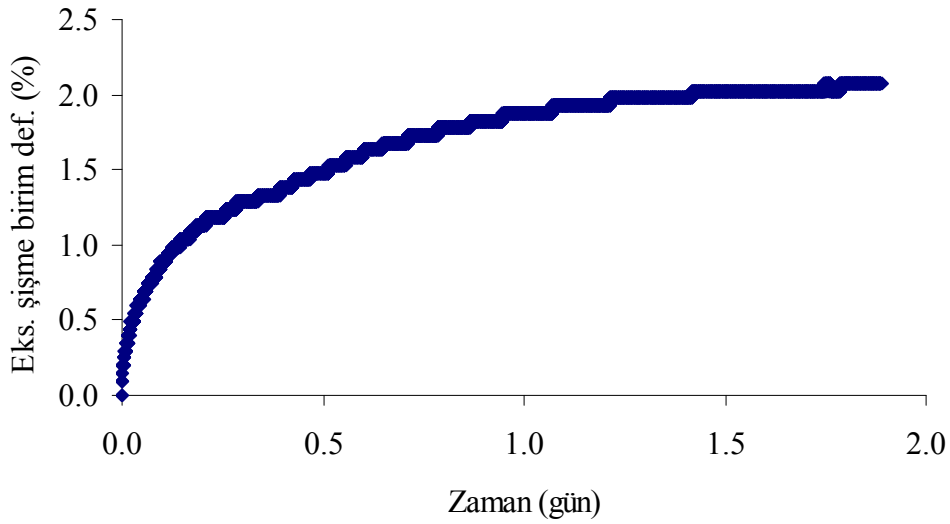
Şekil 8. Göynük yeşil kilinin 1 MPa yanıl basınç ve 1 MPa eksenel şişme gerilmesi altındaki eksenel şişme birim deformasyonunun zamanla değişimi.

Figure 8. Variation of axial swelling strain with time for Göynük green clay under 1 MPa axial swelling stress at 1 MPa confining pressure.



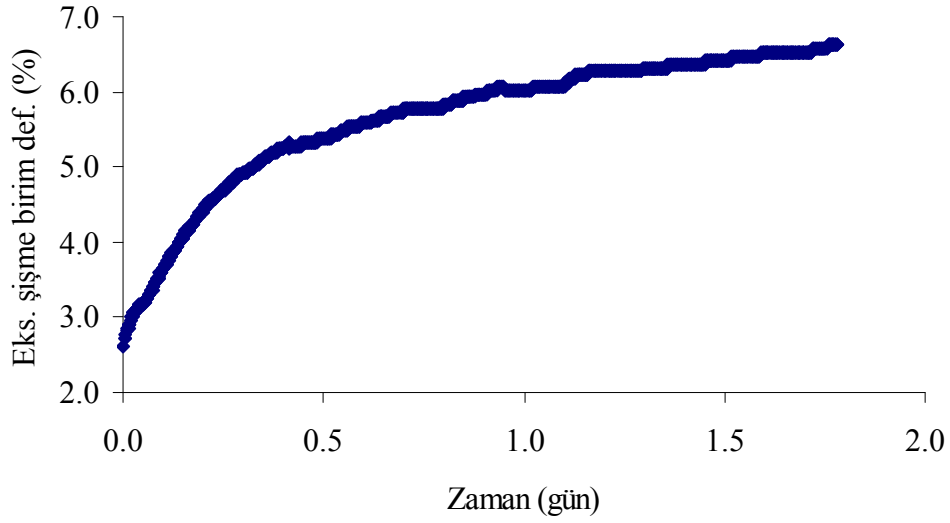
Şekil 9. Göynük yeşil kilinin 2 MPa yanal basınçtaki eksenel şişme gerilmesi ile zaman arasındaki değişimi.

Figure 9. Variation of axial swelling stress with time for Göynük green clay at 2 MPa confining pressure with constant volume.



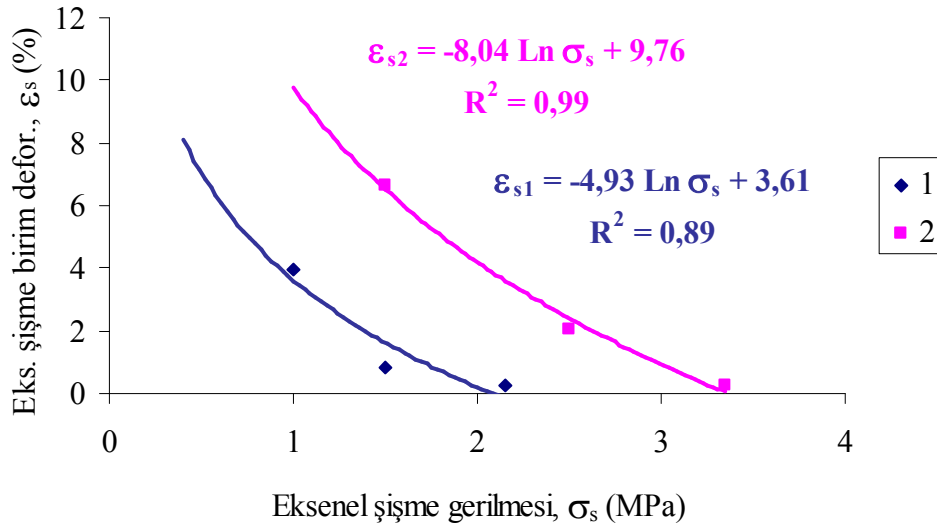
Şekil 10. Göynük yeşil kilinin 2 MPa yanal basınç ve 2.5 MPa eksenel şişme gerilmesi altındaki eksenel şişme birim deformasyonunun zamanla değişimi.

Figure 10. Variation of axial swelling strain with time for Göynük green clay under 2.5 MPa axial swelling stress at 2 MPa confining pressure.



Şekil 11. Göynük yeşil kilinin 2 MPa yanal basınç ve 1.5 MPa eksenel şişme gerilmesi altındaki eksenel şişme birim deformasyonunun zamanla değişimi.

Figure 11. Variation of axial swelling strain with time for Göynük green clay under 1.5 MPa axial swelling stress at 2 MPa confining pressure.



Şekil 12. Göynük yeşil kilinin eksenel şişme gerilmesi ile eksenel şişme birim deformasyonu arasındaki ilişki.

Figure 12. Axial swelling strain versus axial swelling stress for Göynük green clay.



Yanal basıncın artması, eksenel şişme gerilmesi ve eksenel şişme birim deformasyonunu arttırmaktadır. Hacettepe Üniversitesi Yerbilimleri Uygulama ve Araştırma Merkezi'nde yapılan XRD yarı nicel mineralojik analiz sonuçlarına göre tüm kayadaki kil oranının % 90 ve bu kilin de % 75'inin simektit türü kil minerali olduğu saptanmıştır. Kilin likit limiti % 244.71, plastik limiti % 43.08 olarak belirlenmiştir. Göynük yeşil kili için en yüksek eksenel şişme gerilmesi 3.35 MPa ve en yüksek eksenel şişme birim deformasyonu % 6.62 olarak belirlenmiştir. Mineralojik analiz ve şişme deneyleri sonuçları birbirini destekleyerek Göynük yeşil kilinin yüksek şişme potansiyeline sahip olduğunu göstermiştir. Üç eksenli şişme bağıntısının türetilmesi için tek eksenli ve 0.5 MPa yanal basınçtaki şişme deneyleri de yapılacaktır.

Üç eksenli şişme deney düzeneklerinin bilgisayar kontrollü olması, deneylerin hassas bir şekilde yürütülmesini ve veri kaydını oldukça kolaylaştırmıştır. Düzeneklerde; yük 0.001 kN, yerdeğiştirme ise 10 µ hassasiyette otomatik olarak ölçülerek limit değerlerin aşılp aşılmadığı belirlenmekte ve buna göre örnek üzerindeki yük kontrol edilmektedir. Düzeneklerin sayıca fazla olması uzun süren şişme deneylerinden veri elde edilme süresini kısaltmaktadır.

4. SONUÇLAR

Şişme deneylerinden veri elde edilmesi sabır isteyen bir çalışmayı gerektirmektedir. Çünkü şişme zamana bağlı olarak yavaş yavaş gelişen bir davranıştır. Özellikle belli bir yanal basınçta şişme gerilmesi-şişme birim deformasyonu davranışının tek bir düzenekle belirlenmesi aylarca sürebilmektedir. Şişme konusunda az sayıda araştırma olmasının sebeplerinden biri olan bu durumda, yük uygulama veya boşaltma aşamalarının gereken zamanda yapılamaması ve veri kaydetme aralıklarının artması ve düzensiz olması nedeniyle daha az sayıda veri alınması gibi deneyin kontrollü olarak yürütülmesi ile ilgili problemler yaşanabilmektedir. Ayrıca deney süresi boyunca gece gündüz deneyin izlenmesi için laboratuarda daima görevli bir çalışanın olması gerekmektedir. Üç eksenli şişme deney seti, tüm bu olumsuzluklar dikkate alınarak tasarlanmıştır.

Üç eksenli şişme deney seti, mekanik ve elektronik donanımlı üç üniteden oluşan 5 adet düzenekten meydana gelmektedir. Setin başlıca üstünlükleri şu şekilde sıralanabilir:

- ❖ Üç eksenli düzeneklerden meydana gelmesi,
- ❖ Hem zeminlerde ve hem de kayalarda şişme deneylerinin yapılabilmesi,
- ❖ Düzeneklerin bilgisayar kontrollü olması nedeniyle uzun deney süreleri boyunca deneylerin hassas bir şekilde otomatik olarak yürütülmesi ve izlenmesi,
- ❖ Düzenek sayısının fazla olması nedeniyle şişme verilerinin daha kısa sürede elde edilebilmesi.



Yukarıdaki özelliklere sahip set ile Göynük yeşil kilinde yapılan üç eksenli şişme deney sonuçlarına göre 2 MPa yanal basınç altında, eksenel şişme gerilmesi 3.35 MPa (sabit hacimde) ve eksenel şişme birim deformasyonu (1.5 MPa eksenel gerilme altında) % 6.62 olarak belirlenmiştir. % 90'ını kil olan Göynük yeşil kilinin fraksiyonları incelendiğinde, kilin % 75 oranında simektit türü kil mineralinden oluştuğu ortaya çıkmıştır. Birbirini destekleyen bu sonuçlar, Göynük yeşil kilinin yüksek şişme özelliklerine sahip olduğunu göstermektedir. Bu çalışmanın daha ileriki aşamalarında, farklı yanal basınçlarda da şişme parametreleri belirlenerek Göynük yeşil kilinin üç eksenli şişme davranışı belirlenecektir.

Üç eksenli şişme deney seti ile birçok zemin ve kayacın şişme davranışı belirlenerek şişme konusu ile ilgili araştırmalara, araştırmacılara ve mühendislere önemli katkılar sağlanılacağına inanılmaktadır.

TEŞEKKÜR

Araştırmacılar, 104M198 Nolu Proje kapsamında gerçekleştirilen bu araştırmaya sağladığı destek için TÜBİTAK'a teşekkür eder.

KAYNAKLAR

- Barla, M., 1999. Tunnels in swelling ground – Simulation of 3D stress panths by triaxial laboratory testing, PhD Thesis Politecnico di Torino, p. 172.
- Bilir, M.E., 2001. Bazı deney parametrelerinin yapay örneklerin üç eksenli şişme davranışına etkilerinin araştırılması. Doktora Tezi, Zonguldak Karaelmas Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilin Dalı, Zonguldak, 135 s.
- Chabrilat, S., Goetz, A.F.H., Olsen, H.W., Krosley, L., and Noe, D.C., 2004. Identification and mapping of expansive clay soils in the Western U.S.: Using field spectrometry and AVIRIS data. NASA/JPL contract No. 960983: 1997 – 2000, <http://cires.colorado.edu/cses/research/soils/expansive/> (06.06.2008).
- FHWA, 2005. Soils and rock behavior. U.S. Department of Transportation Federal Highway Administration <http://www.fhwa.dot.gov/engineering/geotech/pubs/century/04.cfm> (06.06.2008).
- Franklin, J.A., 1984. A ring swell test for measuring swelling and shrinkage characteristics of rock. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 21, No. 3, pp. 113 - 121.
- ISRM, 1989. Suggested methods for laboratory testing of argillaceous swelling rocks. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 26, No. 5, pp. 415 - 426.



- Steiger, R.P., 1993. Advanced triaxial swelling tests on preserved shale cores. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 30, No. 7, pp. 681 - 685.
- Yeşil, M.M., 1991. Determination of three dimensional swelling characteristics of clay bearing rocks. A Doctor of Philosophy Thesis in Mining Engineering, METU, Ankara, 109 p.



Karbonat Çimentolu Kumtaşlarının Suda Dağılmaya Karşı Duraylılık İlişkisi A Study of Slake Durability on Carbonate Cemented Sandstone.

Erkan BOZKURTOĞLU

İstanbul Teknik Üniversitesi, Maden Fakültesi, Jeoloji Müh. Bölümü, İstanbul, Türkiye.

Ertan MERT

Kocaeli Üniversitesi, Ö.İ. Uzunyol Meslek Yüksek Okulu, Kocaeli, Türkiye.

ÖZET: Kayaçların suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi standardı ISRM ve ASTM tarafından belirlenmiştir. Kayaçların suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri kayaçların fiziksel özelliği ile ilişkilidir. Bu çalışmanın konusunu karbonat çimentolu kumtaşları için bu indeks değerinin kaç çevrim ile temsil edilebileceği ve ilişkili olduğu fiziksel özellik(ler) ile arasındaki bağıntının araştırılması oluşturmaktadır. Çalışmada karbonat çimentolu kumtaşları 6 grup içinde kullanılmış ve kayacın porozite ile boşluk oranı değerinin suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri ile ilişkili olduğu, 46 çevrim sonucu bulunacak değerin kayacı temsil edeceği belirlenmiştir. Her bir grup içindeki kayaç ayrışmanın homojen ve ilişkinin doğrusal olduğu yaklaşımı ile kayacın suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri %85.30 olarak hesaplanmıştır. Oysa kayaç örnekleri heterojen ayrışırlar. Kayaç heterojenliği de dikkate alındığında kayaçların ayrışma ilişkisinin üstel olduğu, 46 çevrim sonrası suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerinin %97,844 olacağı belirlenmiştir.

ABSTRACT: The standards for slake durability test was established by ISRM and ASTM. The durability value of rocks is related to their physical properties. The objective of this study is to investigate the cycle number that represents this index value for carbonate cemented sandstone and the relation with the physical property or properties. Using 6 group carbonate cemented sandstone, it is determined that porosity and void ratio of specimen is related with the slake durability index and the value acquired after 46 cycle test represents the rock specimens. The slake durability index is determined as 85.30% regarding the linear relation and homogeneous durability values for each group. On the other hand, disintegration of rocks is heterogeneous. It is determined that the slake durability index value is 97,844% after 46 cycle test and the relation is exponential regarding their heterogeneity.

1. GİRİŞ

Kayaçlar bulundukları ortamlardaki fiziksel, kimyasal ve biyolojik faktörlerle ayrışırlar. Kayaçların suda dağılmaya karşı duraylılık ilişkisi ISRM ve ASTM ile belirtilmiş olan “Suda dağılmaya karşı duraylılık deneyi” ile belirlenir. Bu deney Franklin (1970) ile Franklin ve Chandra (1972) tarafından önerilmiş, ISRM (1981) ve ASTM (1990) tarafından standartlaştırılmıştır. Suda dağılmaya karşı dayanım testi özellikle çamur taşı, marn, ignimbrit, zayıf çimentolu çakıl taşı ve silt taşları için önemli bir mühendislik parametresidir. Franklin ve Chandra (1972), kayaçların suda dağılma duraylılık dayanım indeksinin belirlenmesi için standart sayıda uygulanan birbirini izleyen ıslanma ve kuruma aşamasının, kayaçların fiziksel aşınma ve dayanımlarındaki azalmanın değerlendirilmesinde önemli olduğunu belirtmiştir. Morgenstern ve Eigenbrod (1974) çok sayıda kuru ve ıslak çevrim deneyinden killi materyalin su içeriğini hesaplayarak suda dağılma duraylılık değerini önermiştir. Wood ve Deo (1975) toprak dolgu barajlar için killi malzemenin su içersinde 24 saatlik çevrimine dayalı niceliksel bir test önermiş ve Lutton (1977) bu öneriyi “jar slake test I_j” olarak tanımlamıştır. Taylor (1988) çamur taşlarının dayanıklılığını, tek eksenli basınç dayanımı ve üç çevrim sonrası suda dayanım indeksi yardımı ile ayırt etmiştir. Dhakal vd (2001) killi kırıntılı kayaçların suda dağılmaya karşı dayanımlarının kayacın oluşumundan sonra maruz kaldığı alterasyon olayları ile kontrol edildiğini belirtmiştir. Ünal (1996), Suda dağılmaya karşı dayanım testini M-RMR kaya kütlesi sınıflama sisteminde kullanarak kaya ortamdaki tasarım uygulamalarında da kullanılmasını sağlamıştır. Bell (1997), tek eksenli

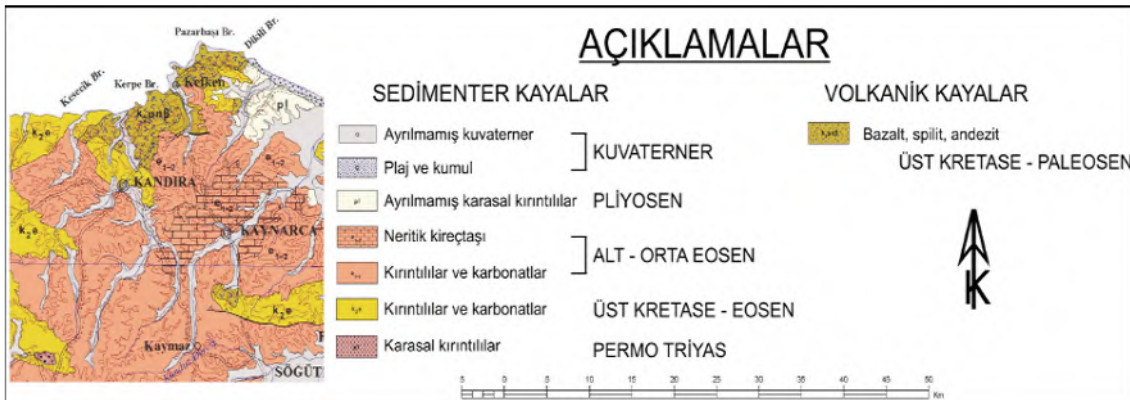


basınç dayanımı ile karşılaştırmalı yapılan suda dağılmaya karşı dayanım testinin kayaç duraylılığın belirlenmesinde daha güvenilir bir yol gibi görüldüğünü belirtmiştir. Suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri yakın zamanlarda granitik kayaların ayrışma özelliklerinin belirlenmesi için de kullanılmaya başlanmıştır (Lee ve Freitas 1989). Kayaç malzemenin suda dağılma indeks değeri olan $I_{d(50)}$ standartta belirtildiği şekilde uygulanan 2 çevrimin sonucudur. Gamble (1971), Ulusay vd (1995) ve Gökçeoğlu vd (2000) ise kayaçların suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri için 4 çevrim deney yapılmasını önermişlerdir. Kayaçlar heterojen ve anizotrop özelliklere sahiptirler. Ancak mühendislik amaçlı sınıflamalarında nitel özelliklerinin önem kazanması nedeni ile indeks deneylerle yapılan sınıflamalar önemlidir. Özellikle bu indeks deneyler tutarlı ve ekonomik ise uygulama açısından tercih edilmektedir.

Bu çalışmada kayaçların suda dağılma duraylılık özelliği ile fiziksel özellikleri arasındaki ilişki araştırılarak kayacın suda dağılmaya karşı indeks değerinin belirlenmesi için yeni bir yaklaşım önerilmiştir. Çalışma, İzmit ili Kandıra ilçesinde yayılım sunan karbonat çimentolu kumtaşlarında yapılmıştır. Suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyleri 6 grup örnek üzerinde gerçekleştirilmiş ve her bir grup üzerinde 13 çevrim deney yapılmıştır. Değerlendirmeler deney süresince içerdiği mikro süreksizlikler nedeniyle çevrimin herhangi bir döngüsünde parça kopan örnekler elenerek düzenli olarak aşınan 76 adet örnek ile yapılmıştır. Çevrim sayısı ile fiziksel özellikler arasında araştırılan ilişki, karbonat çimentolu kumtaşlarının suda ayrışma duraylılık indeks değerleri için en uygun çevrim sayısının 46 çevrim olduğunu göstermiştir. Kayaç örneklerin çevrim sayıları ile aşınma kaybı değerleri birlikte değerlendirildiğinde karbonat çimentolu kumtaşlarının aşınma kaybı çevrim sayısı arasında üssel bir eşitliğin olduğu belirlenmiş ve 46 çevrim için karbonat çimentolu kumtaşlarının aşınma kaybı değerinin %2,156 suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerinin %97,844 olacağı anlaşılmıştır.

2. İNCELEME ALANININ JEOLJİK ÖZELLİĞİ

Kandıra ve çevresinde yayılım sunan en yaşlı kayaçlar Permo Triyas yaşlı karasal kırıntılardır. Bu kayaçları Üst Kretase – Alt Eosen aralığında gelişmiş kireçtaşları yüzeyler (Şekil 1). Üst Kretase kireçtaşları Şemsettin kireçtaşları (Altınlı İ. E, 1968) veya Akveren formasyonu (Görmüş S, 1982) olarak isimlendirilmiştir. Killi kireçtaşı, kumtaşı, silttaşı çakıltaşı ve volkanitlerden oluşmuş birim orta-kalın tabakalanma sunar. Bu birim üzerinde geniş bir alanda yayılmış Alt – Orta Eosen yaşlı marn ve fliş kayaçları bulunmaktadır. Kandıra ve çevresinde Üst Kretase – Tersiyer aralığında andezitik volkanizma devam etmiştir. Bölgede en genç birim Kuvaterner yaşlı alüvyon olup dere yataklarına paralel olarak uzanan dar şeritler halinde gevşek kum, kil ve silt yığılımlarından oluşur.



Şekil 1. Kandıra ve çevresinin jeolojik haritası (MTA, 1:500.000)



3. ÇALIŞMA YÖNTEMİ

Kayaçların suda dağılma duraylılık özelliği ile fiziksel özellikleri arasındaki ilişkinin araştırılması ve kayacın suda dağılmaya karşı indeks değerinin kayaç heterojenliğini içeren yeni bir yaklaşım ile belirlenmesi için yapılan bu çalışmada karbonat çimentolu kumtaşları kullanılmıştır. Çalışmada kayaç örnekler 6 gruba ayrılmış ve her bir grubun suda dağılma indeks deneyleri 13 çevrim sürdürülmüştür. Karbonat çimentolu kayaç örneklerin suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyleri yapılırken deney süresince çevrimin herhangi bir döngüsünde mikro süreksizlikleri nedeniyle parça kopan örnekler elenmiş ve düzenli olarak aşınan 76 adet örneğe ait sayısal veriler ile çalışma tamamlanmıştır.

Çalışmanın gerçekleştirildiği 76 adet kayaç örneğin fiziksel özelliklerine ait sayısal değerler ait oldukları gruplarda değerlendirilmiş ve her gruba ait sayısal ortalamalar Çizelge 1 ile verilmiştir.

Çizelge 1. Deney gruplarına ait kayaç örneklerin fiziksel özelliklerinin ortalama değerleri.

Örnek Grubu	Dane BHA γ_s (g/cm ³)	Kuru BHA γ_k (g/cm ³)	Doygun BHA γ_d (g/cm ³)	Su İçeriği w (%)	Porozite n (%)	Boşluk Oranı e (%)
S1	2,74	2,46	2,52	2,69	6,61	7,08
S2	2,62	2,35	2,46	4,74	11,14	12,54
S3	2,62	2,34	2,45	4,81	11,26	12,70
S4	2,56	2,37	2,47	4,26	10,12	11,26
S5	2,63	2,32	2,43	4,72	10,97	12,35
S6	2,54	2,32	2,44	4,75	11,05	12,44

Karbonat çimentolu kumtaşları porozite değerlerine göre Anon (1979) sınıflamasında orta gözenekli kayaç Moos ve De Quervain (1948) sınıflamasına göre oldukça boşluklu kayaç grubunda yer alır. Deney grubu kayaçlarının ait oldukları gruplarda ISRM, 1981'e göre yapılmış ve 13 çevrim olarak sürdürülmüş olan suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri Çizelge 2a ve 2b ile verilmiştir.

Çizelge 2a. Deney gruplarına ait kayaç örneklerin suda dağılma duraylılık indeks değerleri.

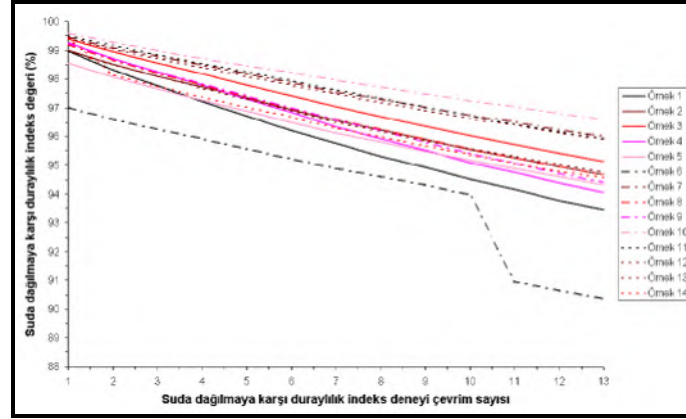
Örnek	I _{d1}	I _{d2}	I _{d3}	I _{d4}	I _{d5}	I _{d6}
S1	99,56	99,25	98,99	98,74	98,48	98,27
S2	99,27	98,79	98,38	97,99	97,61	97,23
S3	99,34	98,91	98,50	98,10	97,74	97,40
S4	99,39	99,02	98,67	98,30	98,00	97,71
S5	99,34	98,91	98,53	98,14	97,78	97,44
S6	99,34	98,95	98,60	98,28	97,98	97,72
Ortalama	99,37	98,97	98,61	98,26	97,93	97,63

Çizelge 2b. Deney gruplarına ait kayaç örneklerin suda dağılma duraylılık indeks değerleri.

Ör.	I _{d7}	I _{d8}	I _{d9}	I _{d10}	I _{d11}	I _{d12}	I _{d13}
S1	98,06	97,87	97,67	97,49	97,40	97,14	96,98
S2	96,84	96,52	96,19	95,85	95,55	95,23	94,96
S3	97,03	96,71	96,37	96,05	95,74	95,44	95,17
S4	97,40	97,11	96,80	96,49	96,24	95,96	95,72
S5	97,07	96,76	96,45	96,09	95,75	95,42	95,08
S6	97,41	97,15	96,90	96,60	96,34	96,09	95,83
Ort.	97,30	97,02	96,73	96,43	96,17	95,88	95,62



Karbonat çimentolu kumtaşları Çizelge 2 ile verilen ve standartta istenildiği gibi 2. çevrim duraylılık değerine göre çok yüksek duraylı kayaç grubunda yer alır (Franklin ve Chandra; 1972). Çalışmada ISRM, 1981 den farklı olarak her bir deney grubundaki kayaç örneklerin suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri hesaplanmıştır. Hesaplanan bu değerler ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayıları her bir örnek grubu için Şekil 2 ile gösterilen benzer grafiksel ilişkiler içersinde değerlendirilmiştir.



Şekil 2. S2 deney grubuna ait kayaç örneklerin suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı ilişkisi.

Şekil 2 ile verilen ilişkide görüldüğü gibi 6 deney grubu için çizilen benzer grafiklerden hareketle tüm gruplardaki kayaç örneklerde deney çevriminin herhangi bir aşamasında parça kopan örnekler belirlenerek izleyen değerlendirmeler için elenmiş ve düzenli olarak aşınan toplam 76 adet örnek ile çalışmanın ilerleyen aşamalarına geçilmiştir.

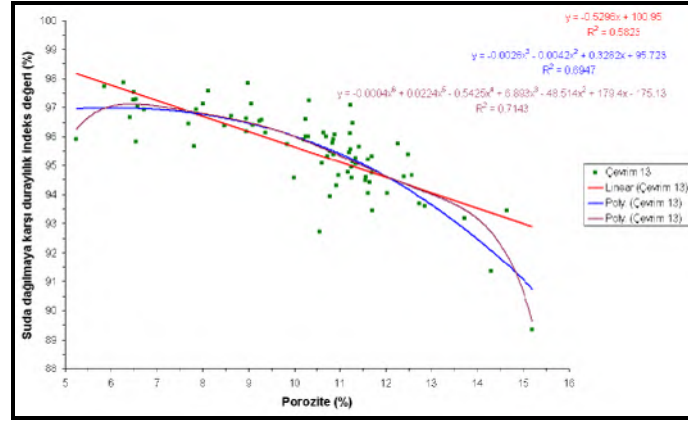
Kayaç örneklerin aşınma kaybı değerleri suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerlerinden hareketle hesaplanmış ve suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri ile aşınma kaybı değerlerinin kayacın fiziksel özellikleri ile olan ilişkisi araştırılmıştır. Bu amaçla iki veri kümesi arasında korelasyon analizi yapılmıştır. Korelasyon analizi sonucunda karbonat çimentolu kumtaşlarının boşluk oranı, porozite, su içeriği değerleri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri arasında azalan, kuru birim hacim ve doymun birim hacim değerleri arasında artan bir ilişkinin olduğu belirlenmiştir. Karbonat çimentolu kumtaşlarının boşluk oranı, porozite, su içeriği değerleri ile aşınma kaybı değerleri arasında artan, kuru birim hacim ve doymun birim hacim değerleri arasında azalan bir ilişki olduğu belirlenmiştir (Çizelge 3a, 3b).

Çizelge 3a. Kayaç örneklerin fiziksel özellik değerleri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri ve suda aşınma değerleri arasında hesaplanmış suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerinin her bir çevrimi için korelasyon analizi sonuçları.

Çevrim Sayısı	Suda Dağılmaya Karşı Duraylılık İndeks Değeri – Fiziksel Özellikler Arasında Korelasyon Katsayıları				
	Kuru BHA	Doymun BHA	Su İçeriği	Porozite	Boşluk Oranı
1	0,3483	0,3435	-0,2553	-0,2321	-0,2393
2	0,4342	0,3992	-0,4046	-0,3813	-0,3906
3	0,4956	0,4389	-0,5115	-0,4885	-0,4990
4	0,5290	0,4578	-0,5768	-0,5554	-0,5659
5	0,5484	0,4677	-0,6188	-0,5980	-0,6089
6	0,5663	0,4790	-0,6501	-0,6299	-0,6408
7	0,5821	0,4876	-0,6823	-0,6627	-0,6737
8	0,5961	0,4971	-0,7049	-0,6858	-0,6966
9	0,5955	0,4916	-0,7183	-0,7011	-0,7114
10	0,6088	0,5002	-0,7409	-0,7241	-0,7342
11	0,6216	0,5103	-0,7576	-0,7407	-0,7507
12	0,6268	0,5128	-0,7691	-0,7523	-0,7624
13	0,6315	0,5151	-0,7798	-0,7631	-0,7732

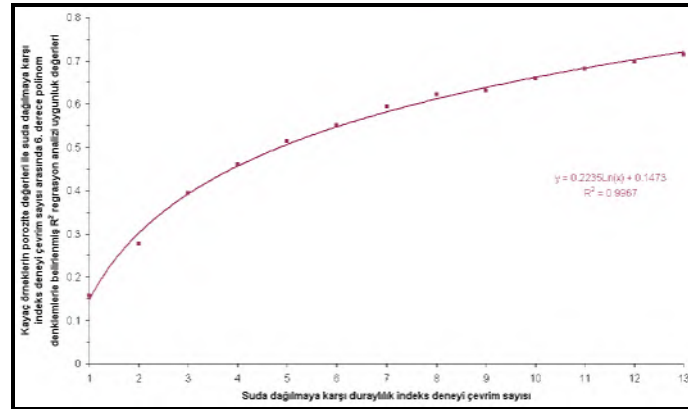


Karbonat çimentolu kumtaşlarının suda dağılmaya karşı duraylılık indeks özelliği ile fiziksel özellikleri arasındaki ilişkinin araştırılması için 76 adet kayaç örneğin suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri ile fiziksel özellik değerleri, kayaç örneklerin her bir fiziksel özelliği için Şekil 3 ile gösterildiği gibi ilişkilendirilmiştir. Yapılan bu grafiksel değerlendirmede ikili her veri kümesi arasında doğrusal, 3. ve 6. derece polinom denklemler ile regresyon analizi yapılmış ve veri kümeleri arasındaki R^2 regresyon analizi uygunluk değerleri belirlenmiştir.



Şekil 3. 76 adet kayaç örneğin 13. çevrime ait suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri ile porozite değerleri arasında yapılmış regresyon analizi ve belirlenmiş matematiksel ilişkiler.

Kayaç örneklerin Şekil 3 ile gösterildiği gibi fiziksel özelliklerine ait sayısal değerleri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri arasında ilişki her bir çevrim için belirlenmiştir. Doğrusal, 3. ve 6. derece polinom ilişkilere ait R^2 regresyon analizi uygunluk değerleri, kayaç örneklerin her bir fiziksel özelliği için suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı ile yeniden ilişkilendirilmiştir. Doğrusal, 3. ve 6. derece polinom ilişkilere ait R^2 regresyon analizi uygunluk değerleri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı arasında Şekil 4 ile gösterildiği gibi logaritmik ilişkilerin olduğu belirlenmiştir.



Şekil 4. 76 adet kayaç örneğin porozite değerleri ile suda dağılmaya karşı indeks deneyi çevrim sayısı arasında 6. derece polinom denklemlerle belirlenmiş R^2 regresyon analizi uygunluk değerleri ile suda dağılmaya karşı indeks deneyi çevrim sayısı arasındaki logaritmik ilişki.

Kayaç örneklerin fiziksel özellikleri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı arasında doğrusal, 3. ve 6. derece polinom denklemlerin regresyon analizi uygunluk değerleri (R^2) ile suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısı arasında belirlenmiş logaritmik ilişkiler Çizelge 4 ile verilmiştir.



Çizelge 4. Kayaç örneklerin fiziksel özellikleri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı arasında belirlenmiş regresyon analizi uygunluk değerleri ile suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısı arasındaki logaritmik ilişkiler ve bu ilişkilerin regresyon analizi uygunluk sayıları.

Araştırılan Özellik	Doğrusal İlişki	3. Derece Polinom İlişki	6. Derece Polinom İlişki
Kuru birim hacim ağırlık-suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısına ait regresyon analizi verileri ile suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısı arasındaki ilişki	$y = 0.1096\ln(x) + 0.1218$ $R^2 = 0.9966$	$y = 0.1658\ln(x) + 0.1267$ $R^2 = 0.995$	$y = 0.1744\ln(x) + 0.127$ $R^2 = 0.9953$
Doygun birim hacim ağırlık-suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısına ait regresyon analizi verileri ile suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısı arasındaki ilişki	$y = 0.0567\ln(x) + 0.1242$ $R^2 = 0.9871$	$y = 0.1501\ln(x) + 0.1119$ $R^2 = 0.992$	$y = 0.1508\ln(x) + 0.113$ $R^2 = 0.9916$
Su içeriği-suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısına ait regresyon analizi verileri ile suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısı arasındaki ilişki	$y = 0.2217\ln(x) + 0.033$ $R^2 = 0.9937$	$y = 0.2338\ln(x) + 0.0871$ $R^2 = 0.9969$	$y = 0.2317\ln(x) + 0.1089$ $R^2 = 0.9969$
Porozite-suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısına ait regresyon analizi verileri ile suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısı arasındaki ilişki	$y = 0.2169\ln(x) + 0.0177$ $R^2 = 0.9918$	$y = 0.2326\ln(x) + 0.1029$ $R^2 = 0.9967$	$y = 0.2235\ln(x) + 0.1473$ $R^2 = 0.9967$
Boşluk oranı-suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısına ait regresyon analizi verileri ile suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısı arasındaki ilişki	$y = 0.2215\ln(x) + 0.0224$ $R^2 = 0.9927$	$y = 0.2333\ln(x) + 0.1017$ $R^2 = 0.9967$	$y = 0.2235\ln(x) + 0.1464$ $R^2 = 0.9968$

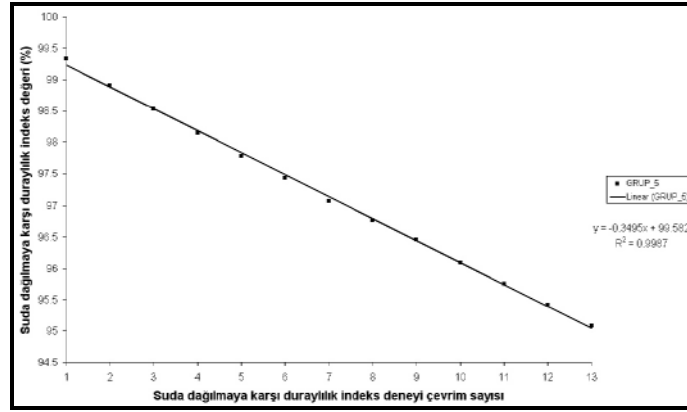
Karbonat çimentolu kumtaşlarının suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı ile fiziksel özellikleri arasındaki ilişki Çizelge 4 ile verilen denklemler kullanılarak araştırılmıştır. Karbonat çimentolu kumtaşlarında suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi yapılırken gerekli çevrim sayısının belirlenmesi için Çizelge 4 ile verilen her bir denklem $R^2 = 1$ için çözülmüştür. Denklemlerle ilgili hesaplama sonuçları Çizelge 5 ile verilmiştir.

Çizelge 5. Kayacın Fiziksel özellikleri ve suda dağılma indeks değeri arasındaki ilişki ile suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısı.

Araştırılan Fiziksel Özellik	Çevrim Sayısı ($R^2 = 1$)		
	Doğrusal İlişki	3. Derece Polinom İlişki	6. Derece Polinom İlişki
Kuru Birim Hacim Ağırlık	3018	194	150
Doygun Birim Hacim Ağırlık	5102935	372	359
Su İçeriği	79	50	47
Porozite	93	48	46
Boşluk Oranı	83	48	46

Çizelge 5 ile verilen hesaplamalar, karbonat çimentolu kumtaşlarının porozite ve boşluk oranı ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısının ilişkili olduğunu göstermiştir. Bu durum dikkate alındığında, karbonat çimentolu kumtaşlarının suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerinin belirlenmesinde ilgili deneyin 46 çevrim sonrası bulunacak değerinin alınması gerektiği görülmektedir.

Karbonat çimentolu kumtaşlarının 46 çevrim sonrası suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerinin belirlenmesi için Çizelge 2 ile verilmiş olan her bir deney grubunun suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri ile çevrim sayıları arasında Şekil 5 ile gösterildiği gibi ilişkiler araştırılmıştır.



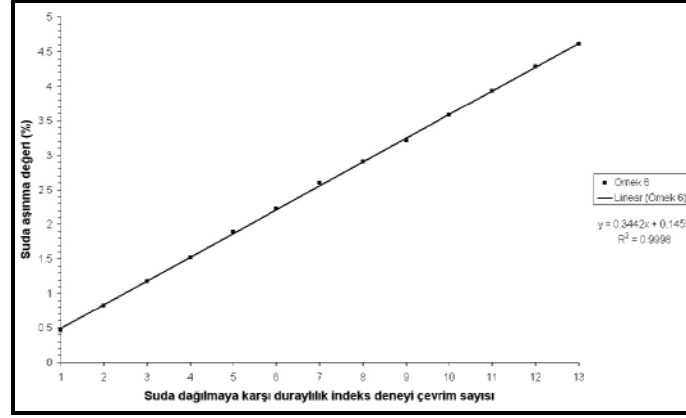
Şekil 5. Örnek grubu 5 için suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri ile çevrim sayısı arasındaki ilişki.

Karbonat çimentolu kumtaşları ile oluşturulmuş her bir deney grubuna ait suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri ile çevrim sayısı arasında Şekil 5 ile gösterildiği gibi belirlenmiş olan doğrusal ilişkiler kullanılarak karbonat çimentolu kumtaşlarının 46 çevrim sonrası suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerlerinin ne olacağı hesaplanmıştır. Her bir örnek grubunu temsil eden doğrusal denklemler ile bu denklemlerden hareketle her bir örnek grubu için suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerinin 46 çevrim sonrası alacağı değer ve bu değerlerin ortalaması Çizelge 6 ile verilmiştir.

Çizelge 6. Örnek grupların suda dağılma indeks özelliği çevrim sayısı ilişkisi ve 46 çevrim sonrası değeri.

Örnek Grupları	Doğrusal İlişki	46. Çevrim Değeri
S1	$y = -0,2096x + 99,614$ ($R^2 = 0,9902$)	89,97
S2	$y = -0,357x + 99,454$ ($R^2 = 0,9961$)	83,03
S3	$y = -0,3463x + 99,54$ ($R^2 = 0,9967$)	83,61
S4	$y = -0,3048x + 99,582$ ($R^2 = 0,9974$)	85,56
S5	$y = -0,3495x + 99,582$ ($R^2 = 0,9987$)	83,51
S6	$y = -0,2869x + 99,485$ ($R^2 = 0,9969$)	86,29
ORTALAMA		85,30

Karbonat çimentolu kumtaşlarının suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri %85,30 dur. Bu değer her bir kayaç grubu örneği için suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı arasında belirlenmiş doğrusal ilişkiler ile hesaplanmış sayısal değerlerin geometrik ortalamasıdır. Bu yaklaşım, her bir örnek grubu içerisindeki kayaçların homojen davranış gösterdiği ve benzer aşınma değerleri sundukları kabullenmesi ile doğrudur. Fakat her bir örnek grubu içindeki kayaçların aşınma kayıpları birbirinden farklı olacaktır. Bu nedenle karbonat çimentolu kumtaşlarının suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerinin belirlenmesi amacıyla 6 adet deney grubu içerisinde değerlendirmeye alınmış 76 adet kayaç örneğinin her birine ait aşınma değerleri suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri kullanılarak hesaplanmıştır. Bu değerler ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı arasındaki ilişkiler Şekil 6 ile gösterildiği gibi araştırılmıştır.



Şekil 6. Kayaç örneklerin suda aşınma değeri çevrim sayısı ilişkisi.

Karbonat çimentolu kumtaşlarına ait 76 adet kayaç örneğinin suda aşınma değeri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı arasında $R^2 = 0,9622$ ile $0,9998$ arasında değişen regresyon analizi uygunluğu ile Şekil 6 ile verildiği şekilde belirlenmiş ilişkilerle elde edilen doğrusal denklemler kullanılarak her bir kayaç örneğin %100 aşınması için gerekli olan çevrim sayısı değeri hesaplanmıştır. 76 adet kayaç örneğin suda aşınma değeri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı arasında belirlenmiş doğrusal denklemler ile her bir kayaç örneğin %100 aşınması için gerekli olan çevrim sayısı değerleri Çizelge 7 ile verilmiştir.

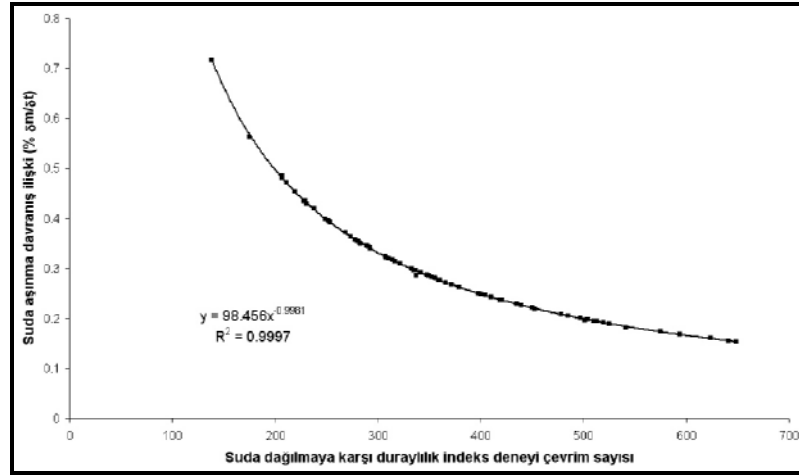
Çizelge 7. Kayaç örneklerin suda aşınma değeri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı arasında belirlenmiş doğrusal denklemler ile her bir kayaç örneğin %100 aşınması için gerekli olan çevrim sayısı değerleri.

Örnek No	Doğrusal Denklem	%100 Aşınma İçin Gerekli Çevrim Sayısı
1	$y = 0,1967x + 1,6165$ ($R^2 = 0,9939$)	501
2	$y = 0,4719x + 0,4696$ ($R^2 = 0,9993$)	211
3	$y = 0,7165x + 1,6609$ ($R^2 = 0,9917$)	138
4	$y = 0,5627x + 1,5376$ ($R^2 = 0,9944$)	175
5	$y = 0,4809x + 0,6874$ ($R^2 = 0,9968$)	207
6	$y = 0,3442x + 0,1459$ ($R^2 = 0,9998$)	291
7	$y = 0,435x + 0,8205$ ($R^2 = 0,9977$)	228
8	$y = 0,3436x + 0,3714$ ($R^2 = 0,9995$)	290
9	$y = 0,3396x + 0,8439$ ($R^2 = 0,9994$)	292
10	$y = 0,354x + 0,9086$ ($R^2 = 0,9931$)	280
11	$y = 0,4297x + 0,8987$ ($R^2 = 0,9922$)	231
12	$y = 0,2966x + 0,3841$ ($R^2 = 0,999$)	336
13	$y = 0,3422x + 0,5728$ ($R^2 = 0,9966$)	292
14	$y = 0,4362x + 0,4705$ ($R^2 = 0,9961$)	229
15	$y = 0,243x + 0,3936$ ($R^2 = 0,9986$)	410
16	$y = 0,3219x + 0,8627$ ($R^2 = 0,9953$)	308
17	$y = 0,3523x + 0,8647$ ($R^2 = 0,9915$)	282
18	$y = 0,4x + 0,5368$ ($R^2 = 0,9973$)	249
19	$y = 0,3447x + 0,3206$ ($R^2 = 0,9967$)	290
20	$y = 0,3203x + 0,9389$ ($R^2 = 0,995$)	310
21	$y = 0,4197x + 0,6274$ ($R^2 = 0,998$)	238
22	$y = 0,3494x + 1,3005$ ($R^2 = 0,994$)	283
23	$y = 0,2873x + 0,2095$ ($R^2 = 0,9991$)	348
24	$y = 0,3963x + 0,3672$ ($R^2 = 0,9981$)	252
25	$y = 0,4542x + 0,8899$ ($R^2 = 0,9916$)	219
26	$y = 0,1919x + 0,433$ ($R^2 = 0,9995$)	519
27	$y = 0,3925x + 0,4239$ ($R^2 = 0,9981$)	254
28	$y = 0,2806x + 0,3362$ ($R^2 = 0,9985$)	356
29	$y = 0,3175x + 0,513$ ($R^2 = 0,998$)	314
30	$y = 0,3246x + 0,5103$ ($R^2 = 0,9969$)	307



31	$y = 0,3935x + 0,5417$ ($R^2 = 0,9972$)	253
32	$y = 0,315x + 0,3229$ ($R^2 = 0,9984$)	317
33	$y = 0,3456x + 0,3621$ ($R^2 = 0,9969$)	289
34	$y = 0,2771x + 0,6798$ ($R^2 = 0,9987$)	359
35	$y = 0,2837x + 0,4101$ ($R^2 = 0,9956$)	352
36	$y = 0,3248x + 0,3008$ ($R^2 = 0,9986$)	307
37	$y = 0,2999x + 0,2527$ ($R^2 = 0,9991$)	333
38	$y = 0,1981x + 0,2479$ ($R^2 = 0,9969$)	504
39	$y = 0,358x + 0,8259$ ($R^2 = 0,9957$)	278
40	$y = 0,2765x + 0,4878$ ($R^2 = 0,9966$)	360
41	$y = 0,2968x + 0,7155$ ($R^2 = 0,9987$)	335
42	$y = 0,2861x + 3,6329$ ($R^2 = 0,9978$)	337
43	$y = 0,2863x + 0,3628$ ($R^2 = 0,9976$)	349
44	$y = 0,3451x + 0,3206$ ($R^2 = 0,9967$)	289
45	$y = 0,3549x + 0,3878$ ($R^2 = 0,9969$)	281
46	$y = 0,372x + 0,6717$ ($R^2 = 0,9939$)	268
47	$y = 0,4853x - 0,0247$ ($R^2 = 0,9802$)	207
48	$y = 0,2629x + 0,5298$ ($R^2 = 0,9974$)	379
49	$y = 0,1605x + 0,1153$ ($R^2 = 0,9989$)	623
50	$y = 0,2923x + 0,4121$ ($R^2 = 0,9969$)	341
51	$y = 0,3632x + 0,9855$ ($R^2 = 0,9622$)	273
52	$y = 0,247x + 0,2662$ ($R^2 = 0,9977$)	404
53	$y = 0,281x + 0,2753$ ($R^2 = 0,9982$)	355
54	$y = 0,3105x + 0,23$ ($R^2 = 0,99$)	322
55	$y = 0,2292x + 0,4932$ ($R^2 = 0,9976$)	435
56	$y = 0,1737x + 0,2073$ ($R^2 = 0,9968$)	575
57	$y = 0,2261x + 0,5388$ ($R^2 = 0,9983$)	440
58	$y = 0,2679x + 0,4454$ ($R^2 = 0,9909$)	372
59	$y = 0,2214x + 0,5297$ ($R^2 = 0,9981$)	450
60	$y = 0,2061x + 0,2274$ ($R^2 = 0,9986$)	485
61	$y = 0,2197x + 0,5145$ ($R^2 = 0,9955$)	453
62	$y = 0,249x + 0,5598$ ($R^2 = 0,9786$)	400
63	$y = 0,2372x + 0,616$ ($R^2 = 0,9966$)	419
64	$y = 0,2504x + 0,4064$ ($R^2 = 0,9942$)	398
65	$y = 0,2007x + 0,3475$ ($R^2 = 0,9955$)	497
66	$y = 0,2219x + 0,2738$ ($R^2 = 0,9955$)	450
67	$y = 0,271x + 0,8811$ ($R^2 = 0,9966$)	366
68	$y = 0,1556x + 0,3205$ ($R^2 = 0,994$)	641
69	$y = 0,2367x + 0,3846$ ($R^2 = 0,9807$)	421
70	$y = 0,1957x + 0,2404$ ($R^2 = 0,9957$)	510
71	$y = 0,2088x + 0,3221$ ($R^2 = 0,9928$)	478
72	$y = 0,1815x + 1,8992$ ($R^2 = 0,9948$)	541
73	$y = 0,1947x + 0,2779$ ($R^2 = 0,9961$)	513
74	$y = 0,1678x + 0,3583$ ($R^2 = 0,9871$)	594
75	$y = 0,1892x + 0,7573$ ($R^2 = 0,976$)	525
76	$y = 0,154x + 0,1837$ ($R^2 = 0,9967$)	649

Çizelge 7 ile verilen hesaplamalar kayaç örneklerin heterojen aşınma göstereceğini ve 138 ile 649 arasında değişen çevrimler sonucu tamamıyla aşınıp tükeneceğini göstermiştir. Kayaç örneklerin sergilemiş olduğu bu heterojen davranış her bir kayaç örneğin suda aşınma değeri ile çevrim sayısı arasında belirlenmiş olan doğrusal ilişkiye ait matematiksel denklemin eğimi ile ifade edilir. Bu durumda karbonat çimentolu kumtaşlarının suda aşınma davranışının belirlenmesi için kayaç örneklerin her birine ait eğim değeri ile kayaç örneğin tamamıyla aşınması için gerekli çevrim sayısı arasında araştırılacak ilişki ile belirlenecektir. Şekil 7 ile verilmiş olan bu ilişkide karbonat çimentolu kumtaşlarının suda aşınma değerleri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeksi deneyi çevrim sayısı arasında regresyon analizi uygunluk değeri $R^2 = 0,9997$ olan üssel bir ilişkinin olduğu görülmüştür.



Şekil 7. Kayaç örneklerin suda aşınma davranış ilişkileri ile suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı arasındaki ilişki.

Kocaeli ilinin Kandıra ilçesinde yayılım sunan karbonat çimentolu kumtaşlarının suda aşınma davranış ilişkisi $y = 98,456x^{-0,9981}$ şeklinde ifade edilen üssel bir denklem ile verilebilir. Karbonat çimentolu kumtaşlarının suda aşınma indeks değeri 46 çevrim için hesaplandığında %2,156 değeri elde edilir. Bu durumda karbonat çimentolu kumtaşlarının suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri $I_{d(50)}$, %97,844 olacaktır. Bulunan bu değer ISRM, 1981 ile önerilen suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyinin 2 çevrim sonucu bulunacak sayısal değere yakındır (Çizelge 2). Bu yaklaşım ile her bir kayaç örneğin birbirinden bağımsız aşınma davranışı bir bütün içersinde değerlendirilmekte ve ISRM, 1981 ile önerilen suda dağılma duraylılık derecesi indeks değerinin belirlenmesinde kayacın fiziksel özelliklerinin etkisi de değerlendirme içinde yer almaktadır.

4. SONUÇ VE TARTIŞMA

Kayaçların suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri ile fiziksel özellikleri arasındaki ilişkinin araştırılması için gerçekleştirilen bu çalışmada 76 adet karbonat çimentolu kumtaşı örneği kullanılmıştır. Karbonat çimentolu kumtaşlarının suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayısı ile fiziksel özellikleri arasında doğrusal, 3. ve 6. derece polinom denklemler ile yapılan regresyon analizi ile elde edilen uygunluk değerlerinin (R^2) suda dağılma indeks deneyi çevrim sayısı ile logaritmik ilişki gösterdiği belirlenmiştir. Bu ilişkilerden hareketle karbonat çimentolu kumtaşlarının suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değeri ile porozite ve boşluk oranı değerlerinin ilişkili olduğu görülmüştür. Yine bu logaritmik ilişkilerden hareketle karbonat çimentolu kumtaşlarının suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi için en uygun çevrim sayısının 46 olduğu anlaşılmıştır.

Bu yaklaşımda karbonat çimentolu kumtaşlarının homojen özellik göstereceği varsayımı vardır. Oysa doğada kayaçlar daha çok heterojen özellik gösterirler. Bu durumda 13 çevrim şeklinde sürdürülmüş olan suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi verilerinden hareketle belirlenmiş suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerleri ile kayaç örneklerin aşınma kaybı değerleri hesaplanmış ve bu değerlerin suda dağılmaya karşı duraylılık indeks deneyi çevrim sayıları ile doğrusal ilişki gösterdiği belirlenmiştir. Belirlenmiş her bir doğrusal ilişki ile 76 adet kayaç örneğin tamamen aşınması için gereken çevrim sayıları hesaplanmış ve bu çevrim sayıları ile doğrusal denklemler arasındaki ilişki kurulmuştur. Sonuçta karbonat çimentolu kumtaşlarının aşınmasının kendi içinde üstel bir denklem ile verilebileceği belirlenmiş ve 46 çevrim için suda dağılmaya karşı duraylılık indeks değerinin ISRM ile belirlenmiş deney standardına göre uygun olduğu anlaşılmıştır. Bu şekilde farklı kayaçlar için belirlenecek aşınma davranışının matematiksel ifadeleri kayaçların sayısal ortamda değerlendirilmesi ve modellenmesi için kullanışlı veri kümelerinin oluşturulmasına da olanaklı kılacaktır.



Suda dağılmaya karşı dayanım deneyi başlangıçta daha çok kil içerikli, zayıf dayanımlı kayaların mühendislik özelliklerinin belirlenmesi amacı ile kullanılmaya başlanmıştır. Deneyin, hem kimyasal hem de fiziksel aşındırıcı özelliğe sahip olması doğal süreçlerde kayaların dayanım özelliklerinin belirlenmesinde önemlidir. Bu nedenle deneyin farklı kayaç türleri için de uygulanması diğer kayaçların bu özellikleri hakkında niceleyici sonuçlara ulaşabilmeyi sağlayacaktır.

KAYNAKLAR

- Altınlı, İ.E. 1968. İzmit-Hereke-Kurucadağ alanının jeoloji incelemesi, MTA Dergisi, Sayı 71, s. 1-26, Ankara.
- ANON, 1979. Classification of rocks and soils for engineering geological mapping. Part I—rock and soil materials. Bull. Int. Assoc. Eng. Geol. 19, 364–371.
- ASTM, 1990. Standard test method for slake durability of shales and similar weak rocks (D4644). Annual book of ASTM Standards vo. 4.08. ASTM Philadelphia, PA, pp. 863-865.
- Bell, F.G., Entwisle, D.C., Culshaw, M.G., 1997. A geotechnical-towards establishing relationships between the mineralogical survey of some British Coal Measures mudstones, with and physical properties of coal measures rocks. Int. J. Rock particular emphasis on durability. Eng. Geol. 46, 115–129.
- Dhokal, G, Yoneda, T. Kato, M, Kanedo, K., 2001. Slake durability and mineralogical properties of some pyroclastic and sedimentary rocks. Engineering Geology, vol 65, pp 31-45, 2002.
- Franklin, J.A., 1970. Classification of rock according to its mechanical properties. Phd Thesis, University of London.
- Franklin and J. A., Chandra, A. 1972. The slake durability test. International Journal of rock mechanics and mining science . 9, 325-41.
- Gamble, J.C (1971). Durability-Plasticity Classification of Shales other Argillaceous Rocks, Ph. D. Thesis, University of Illinois, USA, p. 159.
- Gökçeoglu, C, Ulusay, R Sonmez, H., 2000 Factors affecting durability of selected weak and bearing rocks from Turkey, with particular emphasis on the influence of the number of drying and wetting cycles. Engineering Geology, vol 57 (3-4), pp 215-237.
- Görmüş, S, 1982. Yığılca (Bolu NW) Yöresinin Stratigrafisi”, H.Ü. Yerbilimleri Fak. Yayınları, Yayın No: 9, S.91-110, Ankara.
- ISRM, 1979. Commission on Standardization of Laboratory and Field tests, suggested methods for determining water content, porosity, density, absorption and related properties and swelling and slake durability index properties. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 16, 148–156.
- ISRM, 1981. In : Brown, E.T. (Ed), 1981. Rock Characterization testing and monitoring. ISRM Suggested Methods. Pergamon, Oxford, 211 pp.
- Lee, S, G., De Freitas, M, H. 1989. A revision of the description and classification of weathered granite and its application to granites in Korea. Quarterly Journal of engineering Geology, 22, 31-48.
- Lutton, R. J. 1977. Slaking indexes for design. Design and construction of compacted shale embankments, v: 3; Report No: FHWA – RD – 77 – 1, US Army Eng. Waterrw. Exp. Sta., Vicksburg Miss., 94 p.
- Moos, A.V., De Quervain, F.De, 1948. Technische Gesteinkunde. Verlag Birkhauser, Basel.
- Morgenstern, N.R and Eigenbrod, K.D. 1974. Classification of argillaceous shales and rocks. Proceedings American Society Civil Engineers, Journal of Geotechnical Engineering Division, 100, 1137-56
- Taylor, R.K. 1988. Coal Measures Mudrocks: composition classification and weathering processes. Quarterly Journal of Engineering Geology, 21, 85-100.
- Ulusay, R., Arıkan, F., Yoleri, M.F., Çağlayan, D. 1995. Engineering geological characterization of coal mine waste material and an evaluation in the context of back-analysis of spoil pile instabilities in a strip mine, SW Turkey. Engineering Geology, 40, 77-1001.
- Ünal, E. 1996. Modified rock mass classification: M-RMR System. Milestones in Rock Engineering, The Bieniawski Jubilee Collection. A.A. Balkema, Rotterdam.
- Wood, L.E., Deo, P. (1975) "A suggested system for classifying shale materials for embankments" Bull. Int. Assoc. Eng. Geol. 12: 39-55.



SUYA DOYGUN ÖRNEKLERİN TEK EKSENLİ SIKIŞMA DAYANIMLARININ İNDİREKT YÖNTEMLERLE TAHMİNİNE BİR YAKLAŞIM

AN APPROACH TO AN ESTIMATION OF UNIAXIAL COMPRESSIVE STRENGTH OF SATURATED SAMPLES USING INDIRECT METHODS

İbrahim ÇOBANOĞLU, Sefer Beran ÇELİK

Pamukkale Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Jeoloji Müh. Bölümü, 20017 Kınıklı Denizli

icobanoglu@pau.edu.tr, scelik@pau.edu.tr

ÖZET

Tek eksenli sıkışma dayanımı (UCS), kaya mühendisliği uygulamalarında kayaç malzemesini karakterize etmede kullanılan en önemli parametredir. Bu parametre, Nokta yük dayanımı indeksi ($Is_{(50)}$), Sonik dalga hızı (V_p) ve Schmidt sertlik çekici darbe (SHR) değerlerinin korelasyonu ile tahmin edilebilmektedir. Bu çalışmada, UCS'nin tahmin edilebilmesi için kumtaşı, kireçtaşı ve beton karot örneklerinden oluşan 5 farklı çaptaki (54, 48, 42, 30 ve 21 mm) toplam 150 karot örneği deneye tabi tutulmuştur. Farklı karot çapı etkisinin UCS ve $Is_{(50)}$ değerleri üzerine etkisi incelenmiş ve bu parametreler arasında belirlenen ilişkiler kurulmuştur. Doymun halde deneye tabi tutulan örneklerde en önemli ilişki 48 mm çaplı örneklerde, UCS ve Is_{50} değerleri arasında belirlenmiştir. SHR ve V_p deney sonuçları ile UCS deney sonuçları arasında doğrusal ilişki gözlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Tek Eksenli Sıkışma Dayanımı, Nokta Yük Dayanım İndeksi, Schmidt Sertlik Darbe Değeri, Sonik Hız

ABSTRACT

The uniaxial compressive strength (UCS) is considered as the most important parameters in characterization of rock material in rock engineering practice. This parameter may be obtained via correlation with point load strength index ($Is_{(50)}$), P-wave velocity (V_p) and Schmidt hardness rebound number (SHR). In order to determine this parameter, a total of 150 core samples with 5 different diameters (54, 48, 42, 30 and 21 mm) were obtained from sandstone, limestone and cement mortar. In this study, the effects of different core diameters on UCS and Is_{50} values are investigated and relationships between these parameters are presented. Saturated core samples were used throughout the tests. The most significant relation between UCS and Is_{50} was observed for 48 mm diameter cores. Schmidt hammer and P-wave velocity tests exhibit linear correlations with uniaxial compressive strength of samples.

Key Words: Uniaxial compressive strength, Point load strength index, Schmidt hammer rebound value, Sonic wave velocity



1. GİRİŞ

Özellikle yeraltı kazılarının tasarımında ve kazının desteklenmesinde kaya kütlelerine ait mekanik parametrelerin belirlenmesi büyük önem taşımaktadır. Tek eksenli basma dayanımı, bu anlamda önem taşıyan parametrelerden biridir. Bir mühendislik projesinin uygulanması sırasında kayaya ait dayanım değerlerinin hızlı ve kolay bir şekilde belirlenmesi amacıyla dolaylı yöntemler adı verilen deney yöntemleri ile kayaların tek eksenli basma dayanımlarının belirlenmesi üzerine çok sayıda araştırma yapılmıştır ve halen yapılmaktadır. Bu çalışmaların genel amacı, deney prosedürlerini azaltmak ve sonuç elde etme süresini kısaltmaktır. Bu amaçla, korelasyonlarda kullanılan dolaylı yöntemler; Schmidt çekici darbe sayısı ölçümleri, nokta yük dayanım indisi, Shore sertlik dayanım değeri, sonik hız, Slake duraylılık deneyleridir. Bu deneylerden, Schmidt çekici, nokta yük ve sonik hız deneyleri en hızlı ve ekonomik deneyler olduğu için sıklıkla araştırmalara konu olmuşlardır. Wiesner ve Gillate (1997), bazaltlar üzerinde yaptığı çalışma sonuçlarından yola çıkarak tek eksenli basma dayanımını (UCS) belirlemede nokta yük dayanım testinden daha hızlı ve ucuz bir metodun olmadığını savunmuştur.

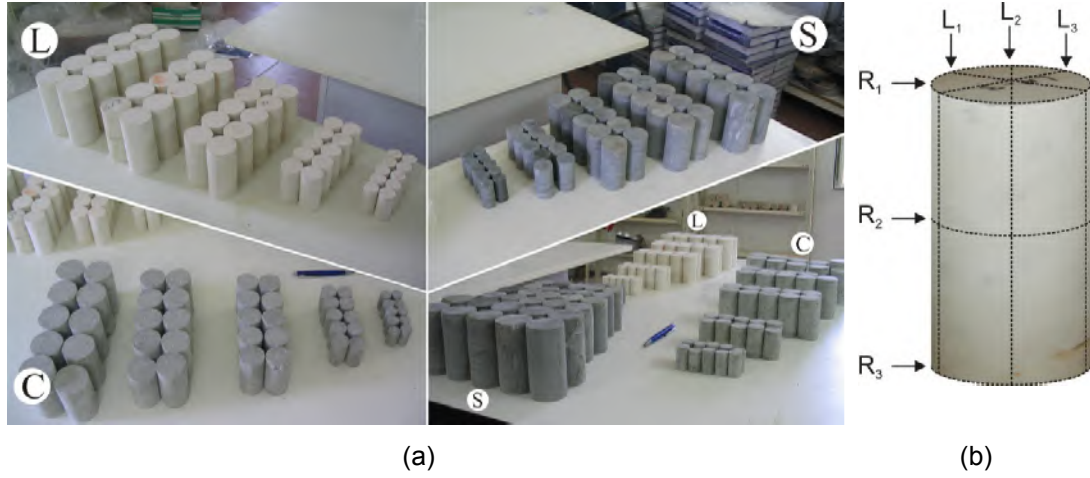
Literatürde nokta yük dayanımı ile UCS değerlerinin belirlenmesinde kullanılan çok sayıda bağıntı bulunmaktadır (Bronch ve Franklin, 1972; Bieniawski, 1975; Pells, 1975; Hawkins, 1998; Al Jassar ve Hawkins, 1979; Hawkins ve Olver, 1986; Norbury, 1986; Romana, 1999; Thuro ve Plinninger, 2001; Wiesner ve Gillate, 1997; Palchik ve Hatzor, 2004). Tsiambaos ve Sabatakakis (2004), nokta yük dayanımı ile UCS arasındaki korelasyonları etkileyen çok sayıda faktör olduğunu bildirmiş ve bilinen kaya türleri için ayrı ayrı dönüşüm faktörleri elde edilmesinin gerektiğini belirtmiştir. Böylece beklenmeyen ve büyük hataların önüne geçilebileceği düşünülmektedir. Palchik ve Hatzor (2004), İsrail bölgesi poroz tebeşir kayaları üzerinde yaptıkları çalışmalarda porozitenin çekme dayanımı (Brazilian), tek eksenli basma dayanımı ve nokta yük dayanımı değerleri üzerindeki etkisini incelemişlerdir. σ_c / I_d değerinin 8-18 arasında değiştiğini belirlemişlerdir. Bu değere göre ISRM (1985) tarafından verilen değer (20 – 25) oldukça yüksek olduğunu bildirmişlerdir. Ghosh ve Srivastava (1991), Hindistan'ın Ravi bölgesindeki granitik kayalar üzerinde yaptıkları deneysel çalışmada nokta yük dayanımı testine ait parametreleri incelemişlerdir. Bu amaçla 30 ve 56 mm çaplarında örnekler kullanmışlardır. Nokta yük dayanım testinde konik plakalar arasındaki açıklığın (numune kalınlığı) 40 – 50 mm aralığının ideal olduğu bildirilmiştir. Bu değerleri dışında aşırı dalgalanma ve sıçramaların olduğu belirtilmiştir.

2. DENEY ÖRNEKLERİ

Bu çalışmada, kumtaşı, kireçtaşı ve beton olmak üzere üç tip örnek kullanılmıştır. Kumtaşı ve kireçtaşı örnekleri Niğde-Ulukışla ve Antalya bölgelerinden temin edilmiştir. Homojen örneklerin seçimine özen gösterilmiştir. Örneklerin yapısal özelliklerinin deney sonuçlarını etkileyebileceği



düşünülerek homojen olması bakımından 3. tip deney örneği olarak beton karot örnekler hazırlanmıştır. Beton karot örneklerinin tamamının hazırlanmasında agrega, çimento ve su karışım oranı, 3, 1 ve 0,5 olarak seçilmiştir. Hazırlanan harç kalıplara döküldükten sonra 25 sn titreşime maruz bırakılmış ve 56 gün su içerisinde bekletilmiştir. 3 örnek grubundan, 5 farklı çapta (54, 48, 42, 30 ve 21 mm) 10'ar adet toplam 150 adet karot hazırlanmıştır (Şekil 1-a). ASTM (1984) standardına göre boy/çap oranı 2 olarak seçilmiş karot yüzeylerinin düzgünlüğü ($<0,02$ mm) ve birbirine paralelliği ($<0,05$ mm) sağlanmıştır. Karot boyları birbiri ile 60° açı yapan eksenler boyunca ölçülmüş (L_1, L_2, L_3), çapları ise üst, orta ve alt kesimden (R_1, R_2, R_3) ölçülerek (Şekil 1-b) ortalamaları hesaplanmıştır. Deney örneklerine ait birim hacim ağırlıkları ile deney esnasındaki su içerikleri ortalama değerler olarak Çizelge 1'de verilmiştir.



Şekil 1. Karot deney örnekleri; C:beton, S:kumtaşı, L:kireçtaşı (a), karot boyutlarının ölçümü (b)
Figure 1. Views of core samples; C:concrete, S:sandstone, L:limestone (a), measuring of core dimensions (b).

Çizelge 1. Örneklerin bazı fiziksel özellikleri

Table 1. Some physical properties of the samples

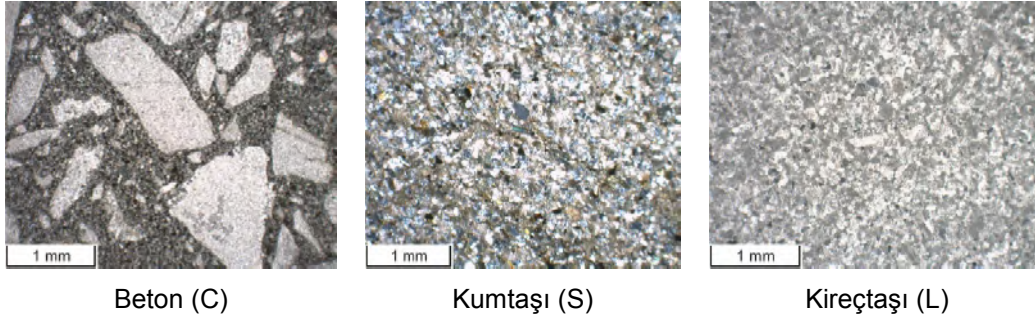
Örnek kodu	Örnek tipi	Örnek Çapı (mm)	Kuru birim hacim ağırlık (kN/m^3)	Doygun birim hacim ağırlık (kN/m^3)	Su içeriği (%)
C	Beton	54, 48, 42, 30, 21	21.01 – 21.22	22.79 – 22.99	8.13 – 8.74
S	Kumtaşı	54, 48, 42, 30, 21	26.02 – 26.18	26.21 – 26.35	0.66 – 0.74
L	Kireçtaşı	54, 48, 42, 30, 21	24.14 – 24.71	24.94 – 25.28	2.40 – 3.27

3. İNCE KESİT İNCELEMELERİ

Çalışmada kullanılan örnek gruplarının mineral bileşimleri ve litolojik tanımlamalarının yapılabilmesi amacıyla petrografik incelemelerde bulunulmuştur. Kumtaşı ve kireçtaşı



örneklerinde taneleri mikritik bir çimento ile tutturulmuşlardır. Hazırlanan beton örneklerinde kullanılan kumun yaygın olarak kalsit bileşiminde olduğu belirlenmiştir. Kumtaşı örneklerinde mika ve biyotit minerallerinin, kireçtaşında ise kalsit ve feldspat minerallerinin hakim (baskın) olduğu tespit edilmiştir (Şekil 2).



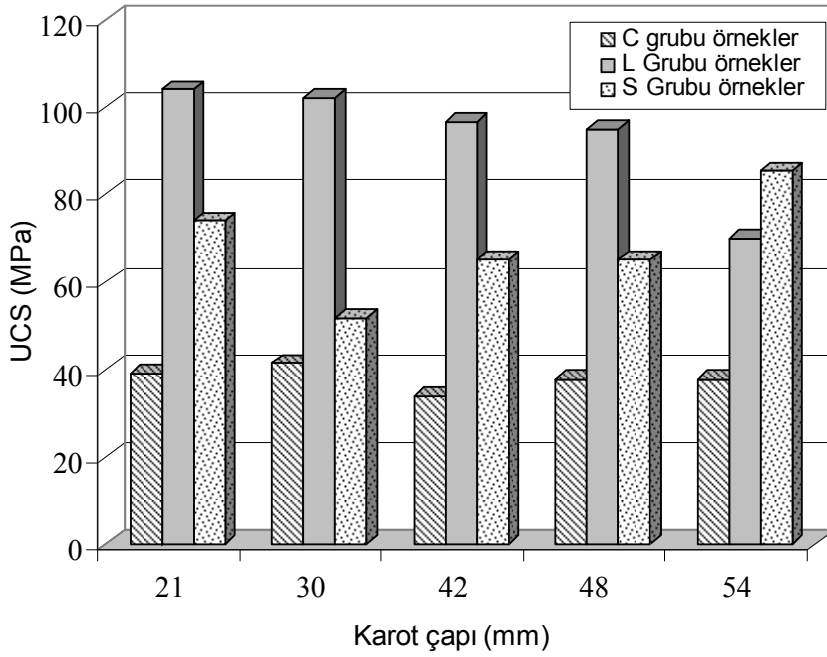
Şekil 2. Örneklerin ince kesit görünüşleri

Figure 2. Thin section views of samples

4. LABORATUVAR DENEYLERİ

4.1. Tek Eksenli Sıkışma Dayanımı Deneyi

Tek eksenli sıkışma dayanımı deneyleri ISRM (1979, 2007)'e uygun olarak yapılmıştır. Yükleme hızı 0.5 MPa/s olarak seçilmiştir. 3 tipte 5'er adet farklı çaptaki karot (54 mm, 48 mm, 42 mm, 30 mm, 21 mm), toplamda 75 adet örnek deneye tabi tutulmuştur. Özellikle tek eksenli sıkışma dayanımı ile diğer test yöntemleri arasındaki ilişkilerin ortaya konulmasında karot boyutunun etkileri çoğu kez dikkate alınmamaktadır. Bu durum tek eksenli sıkışma dayanımı testleri için daha büyük önem taşımaktadır. Bununla birlikte kayacın su içeriğinin, doymun ya da kuru koşullarda test edilmesi de elde edilecek sıkışma dayanımı üzerinde belirgin bir rol oynayacaktır. Karot çapındaki artışa bağlı olarak tek eksenli sıkışma dayanımındaki azalma en güzel L grubu örneklerde görülmüştür (Şekil 3). S grubu örneklerde belirgin bir ilişki görülmezken C grubu örneklerde daha duraylı bir ilişkinin var olduğu görülmüştür. Burada ortaya konulmuş olan ilişkiler kaya dayanımının sadece karot çapı değişiminden değil aynı zamanda litolojik özelliklerden de etkilendiğini ortaya koymaktadır. Benzer durumların nokta yük dayanım testlerinde de elde edilmiş olması elde edilen ilişkilerin geçerliliğini kuvvetlendirmektedir.



Şekil 3. Karot çapına bağlı olarak tek eksenli sıkışma dayanımlarının kaya grupları içindeki değişimleri

Figure 3. UCS values of rock types for different core diameters

Hoek ve Brown (1980) farklı kaya türlerinde örnek çapının dayanım üzerine etkisini incelemişler ve farklı çapta örnekler kullanılarak yapılan UCS deneyleri için aşağıdaki bağıntıyı (1) önermişlerdir.

$$\sigma_{C50} = \frac{\sigma_C}{\left(\frac{50}{d}\right)^{0.18}} \quad (1)$$

Bu bağıntıda;

σ_{C50} : 50 mm çaplı karot numunesi için hesaplanan tek eksenli basma dayanımı,

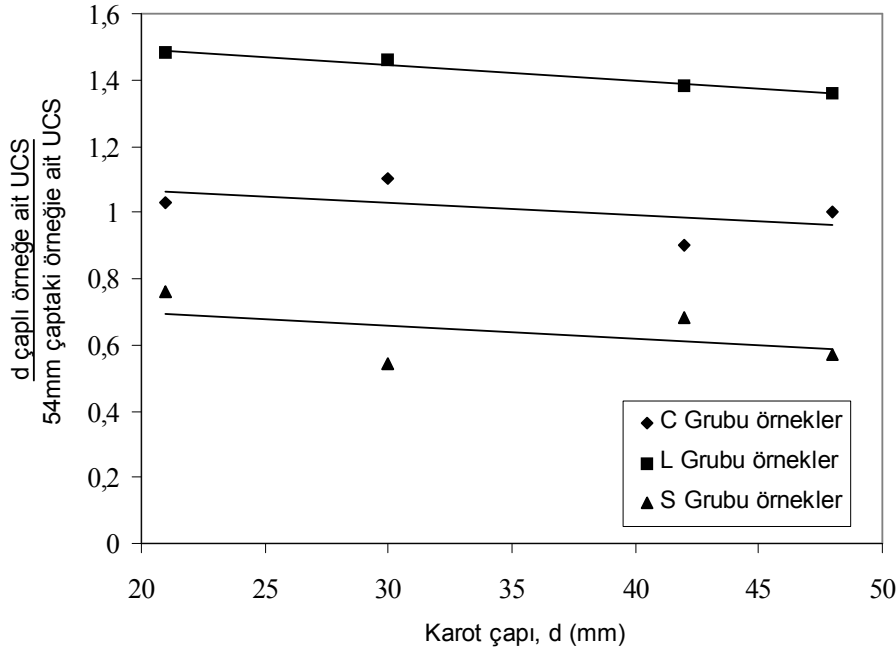
σ_C : deneyde kullanılan farklı çaplı karot için belirlenmiş tek eksenli basma dayanımı,

d : numune çapı (mm)

Bu bağıntı, 50 mm çaplı standart örnekler kullanılarak elde edilmiştir. Kaya mekaniği deneylerinde ise standart kaya karot boyutu olarak NX çaplı (54 mm) numuneler kullanılmaktadır. Hawkins (1998), sedimanter kayaç örnekleri üzerinde yaptığı çalışmalarda elde ettiği sonuçların Hoek ve Brown (1980) bağıntısını desteklemediğini belirtmiştir. Yazar maksimum dayanım değerlerini 38 – 54 mm çaplı örnekler için elde etmiştir. Bu aralığın üzerindeki ve altındaki değerlerde ise UCS değerinin azaldığını belirlemiştir. Ancak, Hoek ve Brown (1980) tarafından ortaya konulan grafiğin ağırlıklı olarak magmatik kayaç grupları kullanılarak oluşturulmuş olduğu dikkati çekmektedir. Bu çalışma ile incelenen kumtaşı, kireçtaşı



ve beton örnekleri için karot çapına bağlı olarak dayanımın değişimi ilişkisi Şekil 4’de olduğu gibi elde edilmiştir.



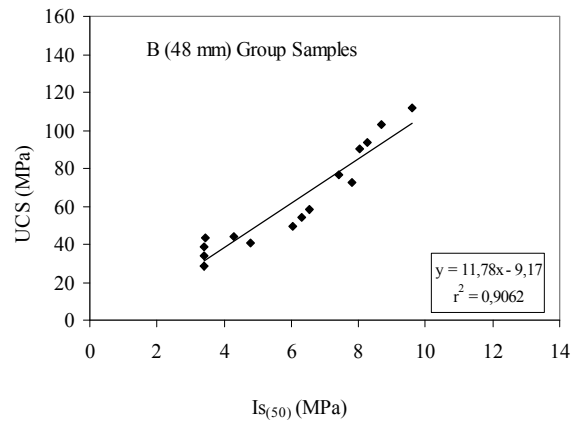
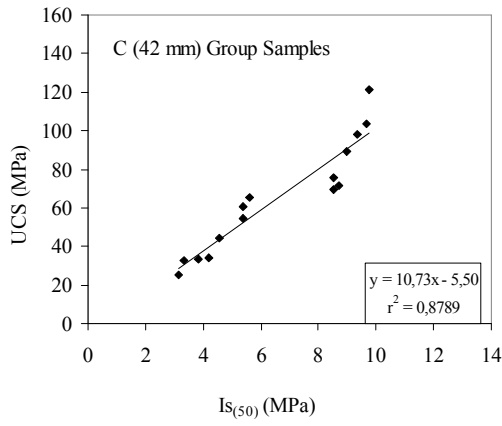
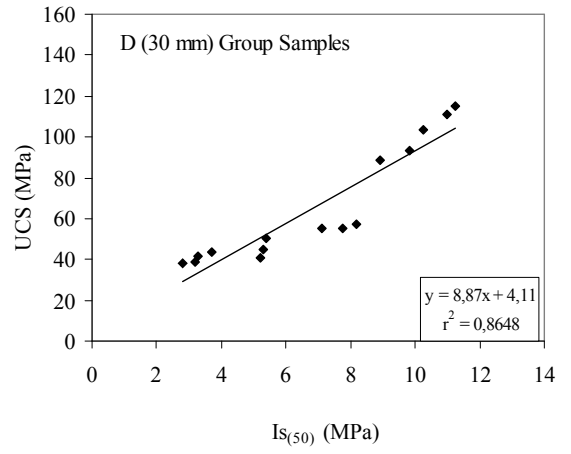
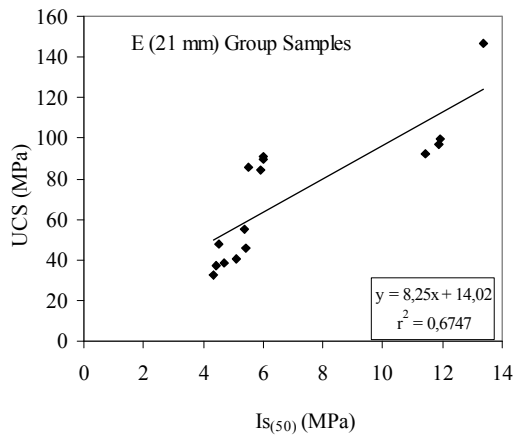
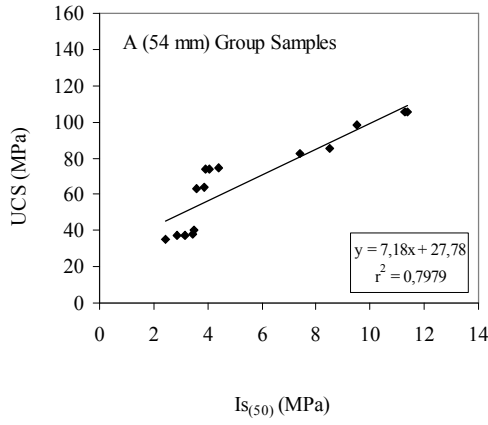
Şekil 4. Karot örneklerin çaplarının UCS değerleri üzerine etkisi

Figure 4. Effect of different core diameters on UCS values

4.2. Nokta Yük Dayanım İndeksi Deneyi

Nokta yük dayanımı indeksi ($Is_{(50)}$) deneyi çabuk uygulanabilir ve sonuçları oldukça güvenilir olarak bilinen bir deneydir. $Is_{(50)}$ değerlerinden UCS tahmini mümkün olmakla beraber bütün kaya türlerine uygulanabilecek tek bir değer önerilmesi mümkün değildir. D’Andrea vd. (1965), 25 mm çaplı örnekler için $Is_{(50)}$ ile UCS arasında dönüşüm katsayısını 16 olarak önermişlerdir. Broch ve Franklin (1972) ise 38 mm çaplı örnekler için 24 değerini önermişlerdir. Ghosh and Srivastava (1991) $Is_{(50)}$ deneyinde örnek eş boyutunun veya deney cihazı başlıkları arası mesafenin 40 ile 50 mm arasında olmasının $Is_{(50)}$ deneyi için ideal olduğunu belirtmişlerdir.

UCS ile $Is_{(50)}$ arasındaki dönüşüm bağıntıları için elde edilmiş olan katsayıların hangi çaplı örneğe ait UCS değerleri için elde edilmiş olduğu önem taşımaktadır. Ancak çoğu kez bu bilgilerin makalelerde bulunmadığı dikkati çekmektedir. Bu çalışma kapsamında yapılan analizler ile farklı çaptaki kaya grupları için nokta yük dayanım indeksi ile tek eksenli sıkışma dayanımları arasındaki ilişkiler incelenmiştir (Şekil 5). Elde edilen bağıntıların karot çapına bağlı olarak değişimleri ise Çizelge 2’de verilmiştir.



Şekil 5. Nokta yük dayanım indisi ile tek eksenli sıkışma dayanımı ilişkilerinin karot çapına bağlı olarak değişimleri

Figure 5. The relation between $I_{s(50)}$ and UCS values of samples depend on core diameters

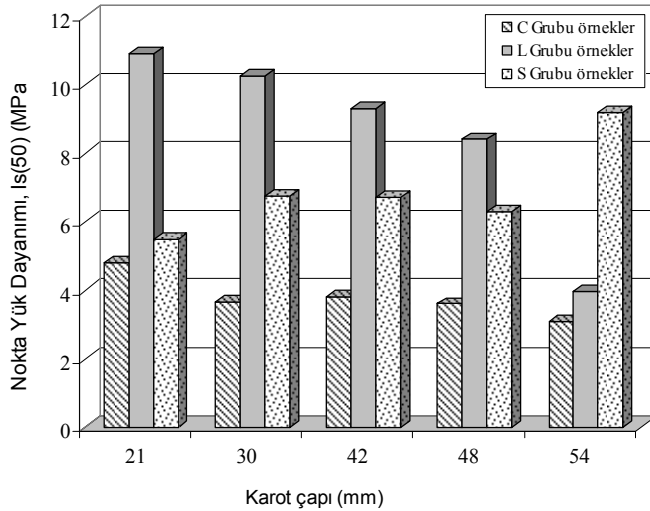


Çizelge 2. Elde edilen denklemlerin karot çapına bağlı olarak değişimleri

Table 2. Derived equations with different core diameters

Karot Boyutu (mm)	UCS - $Is_{(50)}$ Denklemi	R^2
54	$UCS = 7.18 * Is_{(50)} + 27.78$	0.80
48	$UCS = 11.78 * Is_{(50)} - 9.17$	0.91
42	$UCS = 10.73 * Is_{(50)} - 5.50$	0.88
30	$UCS = 8.87 * Is_{(50)} + 4.11$	0.86
21	$UCS = 8.25 * Is_{(50)} + 14.02$	0.67

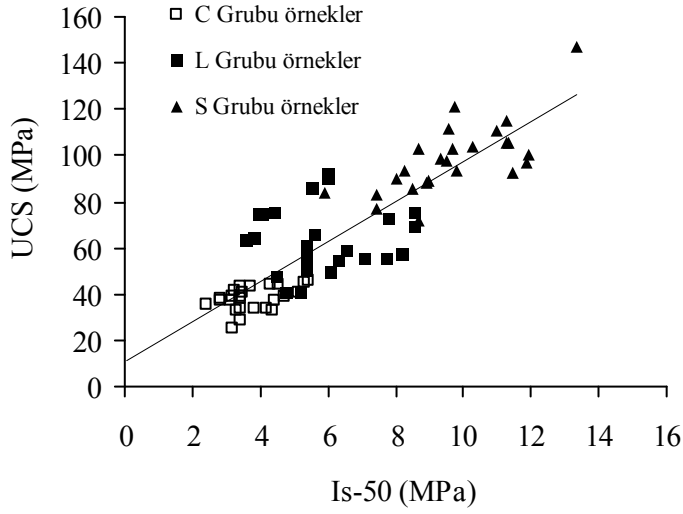
Al Jassar ve Hawkins (1979), 5 grup kireçtaşı ve 1 grup dolomit üzerinde yaptıkları deneylerde 30 mm, 50 mm ve 76 mm çaplı silindirik örnekler için nokta yük dayanım indisi değerlerinin değişimini incelemiştir. Karot çapındaki artışa bağlı olarak nokta yük dayanım indisinde belirgin bir azalmanın olduğunu belirlemişlerdir. Bu çalışma kapsamında yapılan incelemelerde kireçtaşı örneklerinde Al Jassar ve Hawkins (1979) çalışması ile benzer sonuçlar elde edilmiştir. Beton örneklerinde de benzer bir ilişkinin olduğu ancak kumtaşlarında diğer kaya malzemelerinin tersine bir ilişkinin var olduğu görülmüştür (Şekil 6).



Şekil 6. Karot çapına bağlı olarak nokta yük dayanım indisi değerlerinin değişimi

Figure 6. Variations of $Is_{(50)}$ values depend on core diameters

UCS ile $Is_{(50)}$ arasındaki ilişkiler, deneylerin yapıldığı örneklerin su içeriklerine bağlı olarak değişiklik göstermektedir. Bu açıdan test yapılan kaya koşullarının bilinmesi ve deneylerin bu koşullara göre yapılması büyük önem taşımaktadır. Daha öncede belirtildiği gibi bu çalışmada doymuş karot örnekleri kullanılmıştır. Ele alınan tüm kaya grupları için nokta yük dayanım indisi ile tek eksenli sıkışma dayanımı arasındaki ilişki Şekil 7'da görülmektedir.

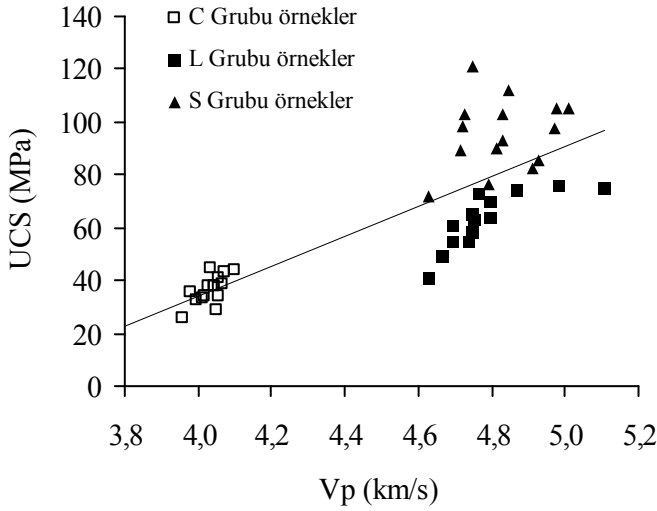


Şekil 7. Örneklerin UCS ile $Is_{(50)}$ değerleri arasındaki ilişki

Figure 7. Correlation of $Is_{(50)}$ and UCS values of tested samples

4.3. Sonik Hız Deneyi

Farklı tipteki kaya örneklerinde sonik hız (V_p) ve UCS arasındaki ilişkiler D'Andrea vd. (1965) ve McCann vd. (1990; Entwisle vd. 2005'den) tarafından araştırılmıştır. Bu çalışmada, sonik hız testi için > 30 mm çaplı örnek grupları (toplam 45 adet örnek) kullanılmıştır. Sonik hız ile tek eksenli sıkışma dayanımı arasındaki ilişki Şekil 8'de görülmektedir.



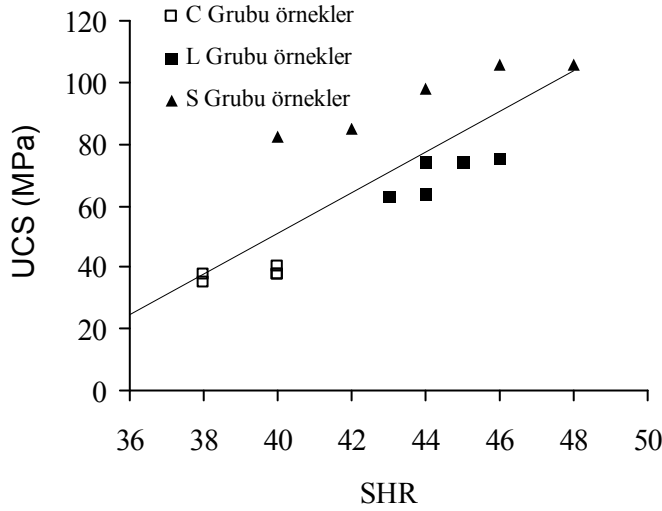
Şekil 8. Örneklerin UCS ile V_p değerleri arasındaki ilişki

Figure 8. Correlation of sonic velocities and UCS values of tested samples



4.4. Schmidt Sertlik Çekici Deneyi

Bu çalışmada 15 adet NX çaplı karot örneği L-tipi Schmidt çekici ile deneye tabi tutulmuştur. Deneylerde örneklerin sabit durması ve deney esnasında geri sıçramasını önlemek için beşik kullanılmıştır. Deneylerde ISRM (1981, 2007) standardı esas alınmıştır. Schmidt çekici geri tepme sayısı (SHR) ile tek eksenli sıkışma dayanımı arasındaki ilişki Şekil 9'da görülmektedir.



Şekil 9. V_p ile UCS arasında elde edilen ilişkinin önceki çalışmalar ile karşılaştırılması

Figure 9. Correlation of SHR and UCS values of tested samples

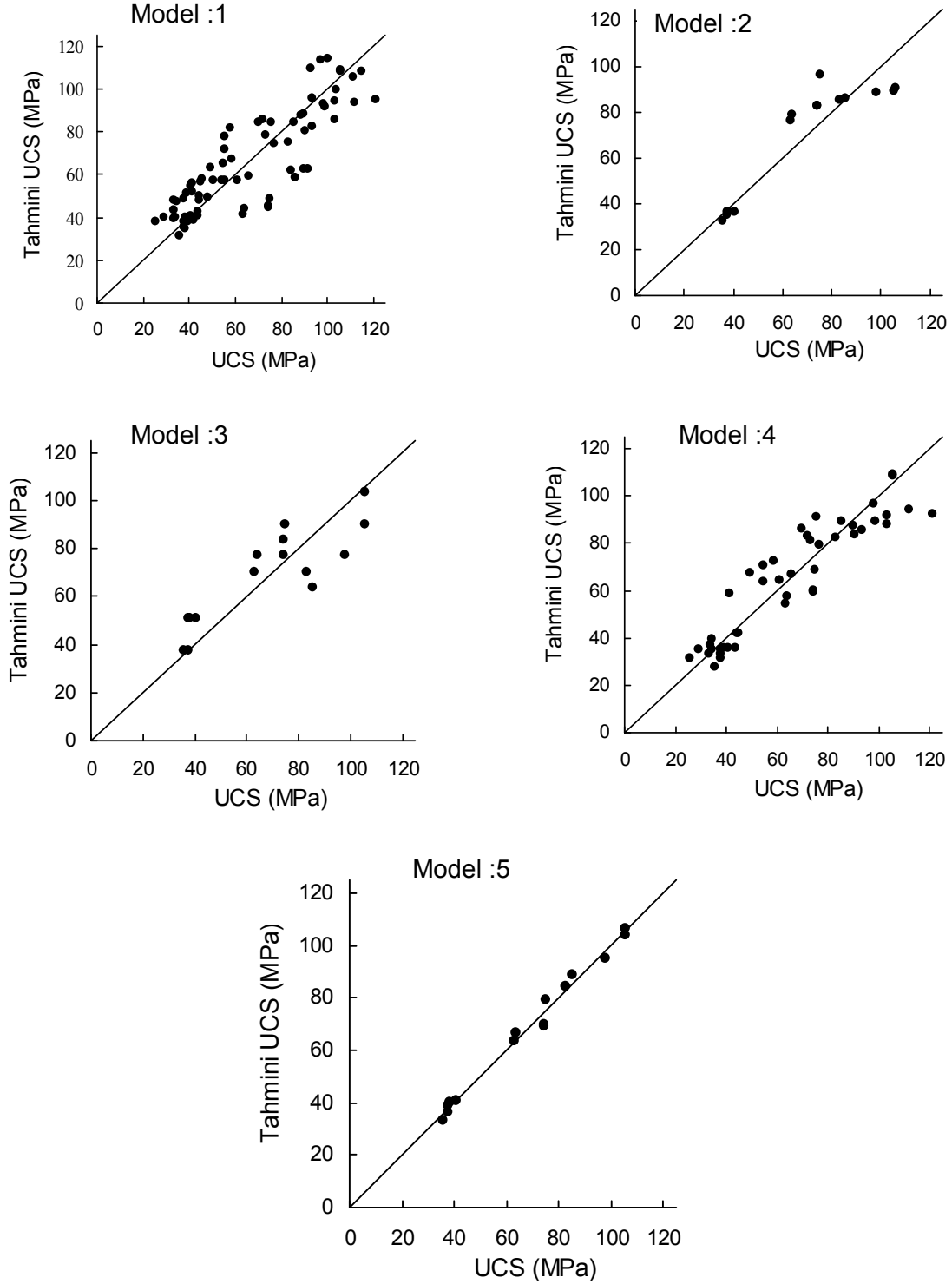
UCS'yi SHR değerlerinden tahmin etmek için değişik ampirik bağıntılar önerilmiştir (Singh, 1983; O'Rourke, 1989; Sachpazis, 1990; Katz vd., 2000; Yaşar and Erdoğan, 2004). Farklı araştırmacılar korelasyonlarında doğrusal veya üssel fonksiyonlar kullanmışlardır. Bu çalışmada ise doğrusal fonksiyon ile yüksek korelasyon katsayısı elde edilmiştir. SHR ve UCS arasında önerilen bağıntının doygun örnekler üzerinde uygulanabileceği unutulmamalıdır.

5. REGRESYON ANALİZLERİ VE ÖNERİLEN BAĞINTILARIN TAHMİN PERFORMANSLARI

Regresyon analizi herhangi bir veri grubu içindeki bağımlı ve bağımsız değişkenler arasındaki ilişki türünü belirlemede kullanılır. Çoklu regresyon analizi ise güçlü bir modelleme tekniği olup kayaların mekanik özelliklerinin tahmin edilmesinde kullanılabilmektedir. Şekil 10'da önerilen 5 model ile elde edilen değerlerin gerçek değerlerle karşılaştırılması verilmiştir. Bağıntıların performanslarını belirlemek amacı ile yaygın olarak kullanılan 2 indeks kullanılmıştır. Birincisi, ortalama kare kök hatası (Root Mean Square Error-RMSE) ve diğeri ise varyans analizidir (Variance Account for-VAF). Korelasyon katsayısı, tahmin performansının ölçülmesinde iyi bir göstergedir. Bu çalışmada korelasyon katsayılarının yanında, belirtildiği gibi RMSE ve VAF



değerleride aşağıda belirtilen 2 ve 3 formülleri ile hesaplanmıştır. VAF değerinin 100, RMSE değerinin ise 0 olması durumunda önerilen modelin mükemmel olduğu söylenebilir. Önerilen bağıntılar ve hesaplanan VAF ve RMSE değerleri Çizelge 3'de verilmiştir.



Şekil 10. Tahmini ve ölçülen UCS değerlerinin önerilen 5 model için değişimi

Figure 10. Predicted UCS versus actual UCS graphs for 5 models



Çizelge 3. Elde edilen ilişkiler ve istatistiki doğruluk değerlendirmeleri

Table 3. Derived equations and some statistical parameters on validity assessments

Model Numarası	UCS Modeli (MPa)	Std. Hata	R ²	VAF (%)	RMSE
1	UCS = 8.66 Is ₍₅₀₎ + 10.9	13.62	76.5	76	0.03
2	UCS = 52.2 V _p - 174	10.92	82.7	83	1.29
3	UCS = 7.3 SHR - 244	13.04	75.3	75	1.06
4	UCS = 6.24 Is ₍₅₀₎ + 25.8 V _p - 90.3	10.4	85.2	85	0.76
5	UCS = 4.14 Is ₍₅₀₎ + 29.1 V _p + 0.65 SHR - 117	3.14	98.8	99	1.96

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (y_i - y_i^*)^2} \quad (2)$$

$$VAF = \left(1 - \frac{\text{var}(y_i - y_i^*)}{\text{var } y_i} \right) \quad (3)$$

Burada;

y_i ölçülen değer,

y_i^* tahmin edilen değer,

N örnek sayısıdır.

6. SONUÇLAR

Kaya dayanım özelliklerini belirlemeye yönelik olarak yapılan indirekt test metotları yaygın olarak kullanılmaktadır. Ancak yapılan deneysel çalışmalarda örneklerin su içerikleri ve kullanılan örnek boyutlarının bilinmesi elde edilecek sonuçlar üzerinde etkili olmaktadır. Bu çalışmada tek eksenli sıkışma dayanımını (UCS) belirlemek amacıyla kumtaşı, kireçtaşı ve hazırlanmış beton örnekleri üzerinde nokta yük dayanım ($Is_{(50)}$), sonik hız (V_p) ve Schmidt çekici darbe sayısı (SHR) değerlerinden faydalanılmıştır. Regresyon analizleri örneklere ait, $Is_{(50)}$, V_p ve SHR değerleri ile UCS arasında lineer ilişkilerin olduğunu ortaya koymuştur. Daha fazla veri ile değerlendirilen $Is_{(50)}$ ile UCS arasında güçlü doğrusal korelasyon elde edilmiştir. Bu tür deneysel çalışmalarda kayaya ait parametrelerin değişim aralıklarının dar olması ile ancak önerilen aralıkta geçerliliği olan bağıntıların elde edileceği unutulmamalıdır. Bu bakımdan litolojik özellikleri birbirine benzer kaya örneklerinin birlikte değerlendirilmeleri daha uygun olacaktır.



7. KAYNAKLAR

- Al Jassar, S. H., Hawkins, A. B., 1979. Geotechnical properties of the carboniferous limestone of the Bristol area-the influence of petrography and chemistry. 4th ISRM Conference, Montreux, vol 1, 3-14.
- ASTM, 1984. American Society for testing and materials. Standard test method for unconfined compressive strength of intact rock core specimens. Soil and Rock, Building Stones: Annual Book of ASTM Standards, vol 4.08, Philadelphia, Pennsylvania.
- Bieniawski, Z. T., 1975. Point load test in geotechnical practice. Engineering Geology (1), 1-11.
- Broch, E. M., Franklin, J. A., 1972. The point load strength test. Int Jour. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr, 9, 669-697.
- Entwisle, D. C., Hobbs, P. R. N., Jones, L. D., Gunn, D., Raines, M. G., 2005. The relation between effective porosity, uniaxial compressive strength and sonic velocity of intact Borrowdale Volcanic Group core samples from Sellafield. Geotechnical and Geological Engineering, 23, 793-809.
- Ghosh, D. K., Srivastava, M., 1991. Point-load strength: An index for classification of rock material. Bull. Int Assoc. Eng. Geol., 44, 27-33.
- Hawkins, A. B., 1998. Aspect of rock strength. Bull. Eng. Geol. Env., vol.57, 17-30.
- Hawkins, A. B., Olver, J. A. G., 1986. Point load tests: correlation factor and contractual use. An example from the Corallian at Weymouth. Site investigation practice: Assessing BS 5930, Geological Society, 269-271, London.
- Hoek, E., Brown, E. T., 1980. Underground excavations in rock. Inst. Min. Metal., London.
- ISRM, 1979. Suggested methods for determining the uniaxial compressive strength and deformability of rock materials. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr, 16 (2), 135-40.
- ISRM, 1981. Rock characterization, testing and monitoring. ISRM suggested methods, Pergamon Press, 211 p. Oxford.
- ISRM, 1985. Suggested methods for determining point load strength, Int.J. Rock Mech. Min. Sci. 22, 53-60.
- ISRM, 2007. The complete ISRM Suggested Methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006. Ed: R. Ulusay and J. A. Hudson, ISRM Commission on testing methods, 613 p. Ankara.
- Kahraman, S., 2001. Evaluation of simple methods for assessing the uniaxial compressive strength of rock. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 38, 981-994.
- Katz, O., Reches, Z., Roegiers, J. C., 2000. Evaluation of mechanical rock properties using a Schmidt hammer. Tech Note Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 37, 723-728.
- Norbury, D. R., 1986. The point load test. In: Hawkins AB (ed) Site investigation practice: assessing BS 5930, Geological Society, 325-329.



- O'Rourke, J. E., 1989. Rock index properties for geo-engineering in underground development. *Min. Eng.* 41, 106–110.
- Palchik, V., Hatzor, Y. H., 2004. The influence of porosity on tensile and compressive strength of porous chalks. *Rock Mech. Rock Engng.*, 37 (4), 331-341.
- Pells, P. J. N., 1975. The use of the point load test in predicting the compressive strength of rock materials. *Aust. Geomech. J.* G5, 54-56.
- Romana, M., 1999. Correlation between uniaxial compressive and point load (Franklin test) strengths for different rock classes. 9th ISRM Congress, vol 1, 673-676.
- Sachpazis, C. I., 1990. Correlating Schmidt hammer rebound number with compressive strength and Young's modulus of carbonate rocks. *Bull. Int. Assoc. Eng. Geol.* 42, 75–83.
- Singh, R. N., Hassani, F. P., Elkington, P. A. S., 1983. The application of strength and deformation index testing to the stability assessment of Coal Measures excavations. In: *Proceedings of 24th US symposium on rock mechanics*, Texas A&M Univ., AEG, 599–609.
- Thuro, K., Plinninger, R. J., 2001. Scale effects in rock properties: Part 2. Point load test and point load strength index. *EUROCK Swets and Zeitlinger*, 175-180.
- Tsiambaos, G., Sabatakakis, N., 2004. Considerations on strength of intact sedimentary rocks, *Eng. Geol.*, 72, 261-273.
- Wiesner, E., Gillate, S. J., 1997. An evaluation of the relationship between unconfined compressive strength and point load strength index. *Bull. Int. Assoc. Eng. Geol.*, 56, 115-118.
- Yaşar, E., Erdoğan, Y., 2004. Estimation of rock physicommechanical properties using hardness methods. *Eng. Geol.*, 71, 281–288.



DOĞAL YAPI TAŞLARININ ISI-SES YALITIMI İLE MEKANİK ÖZELLİKLERİNİN BELİRLENMESİ

DETERMINATION OF PHYSICAL-MECHANICAL PROPERTIES WITH THERMAL AND SOUND INSULATION OF NATURAL BUILDING STONES

Y. ERDOĞAN

MTA Doğu Akdeniz Bölge Müdürlüğü, Adana

E. YAŞAR

Çukurova Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Adana

H. GÜNEYLİ

Çukurova Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Adana

ÖZET

Dünya üzerinde yeraltı kaynaklarının tükenmeye başlaması insanoğlunu enerji verimliliği konusunda daha dikkat etmesine sebep olmuştur. Bu yüzden, Avrupa birliği normlarına göre yeni yapılan inşaatlarda ısı ve ses yalıtımının en yüksek derecede olması istenmektedir. Bu çalışmada, yapı ve inşaat sektöründe yaygın olarak kullanılan doğal yapı taşlarının (mermer, andezit, bazalt vd.) ısı ve ses yalıtım değerleri ile bu kayaların fiziksel ve mekanik özelliklerinin belirlenerek uygun yapı malzemelerinin standartlara uygunluğu araştırılmıştır.

Bu açıdan, Akdeniz ve İç Anadolu Bölgesine ait bazı yapı taşlarının (Adana Kireçtaşı, Osmaniye Mermer ve Bazaltları, Konya Andezitleri, Kayseri Travertenleri, Aksaray Granitleri vs) ısı iletkenlik ve ses yalıtım değerleri, Çukurova Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölüm laboratuvarlarında yapılan çalışmalar ile tespit edilmiştir. Ayrıca bu kaya türlerinin birim hacim ağırlık ve tek eksenli basma dayanımı değerleri de saptanmıştır. Kayaçların ısı ve ses yalıtım değerleri ile fiziksel ve mekanik özellikleri arasındaki istatistiksel ilişkiler regresyon analizleri ile sağlanmıştır.

ABSTRACT

The consuming of natural energy resources all over the world, human being has taken to protect using energy efficiency. For these reasons, in new building, insulations of sound and thermal values were required the highest level into EC standards. At this study, natural building materials (marble, andesite, basalt) which are commonly used in construction sector, the values of sound and thermal insulation and physical-mechanical properties were determined and also these values were compared with building material standards.

The results of thermal and sound conductivity of natural building stones of Mediterranean and Central Anatolian (Adana limestone, Osmaniye marble and basalts, Konya andesite, Kayseri travertine, Aksaray granites) were tested in the Mining Engineering of Çukurova University and also the values of unit volume weight and uniaxial compressive strength of these rock types were investigated. The statistical relationship between the properties of physical-mechanical and the results of thermal and sound insulations were determined using regression analysis.



1. GİRİŞ

İnsanoğlu, enerji kaynaklarıyla ısınmaya başladığından itibaren ev-iş ortamlarında oluşturulan ısıyı maksimum miktarda ortamda tutarak, faydalanmaya çalışmışlardır. Böylece enerji ve maliyetten de tasarrufu amaçlamışlardır (Dağsöz, 1996). Isıyı ev-iş ortamlarında tutup yüksek ısı konforun sağlanması, ısı yalıtımı yüksek olan yapı ve kaplama malzemelerinin tercih edilmesiyle mümkün olacaktır.

Özellikle, 8 Mayıs 2000 tarihinde yürürlüğe giren “Binalarda Isı Yalıtım Yönetmeliğince”, 3030 sayılı Kanun kapsamındaki belediyeler dâhil, bütün yerleşim birimlerindeki binalarda, ısı kayıpları bakımından çevre şart ve gereklerine uygun düzeyde yalıtım yapılması zorunlu hale getirilmiştir (TS 825, <http://www.eie.gov.tr>). Bu durum, yapı ve inşaat sektöründe kullanılacak kaplama kayaçlarındaki ısı yalıtımının ne düzeyde olduğunun bilinmesini gerekli kılmıştır.

İnsanların yaşadığı belirli ölçülerde sınırlandırılmış kapalı mekanlarda, akustik açıdan belirli bir konfor düzeyine ulaşabilmek için, yapılarda kullanılan malzeme ve bu yapıların düzeni ile ilgili olarak iki önemli etken vardır. Bunlardan birincisi, sesin yansımaları veya yankı, diğeri ise ses iletimi veya bunun tersi olan ses yalıtımıdır.

Akustik, sesin meydana gelişi, yayılması, duyulması, duyulma alanındaki etkinliği ve diğer özellikleri ile ilgili bir bilim dalı olduğuna göre, etkin bir ses yalıtımı ve akustik konforun sağlanabilmesi için, kullanımı gerekli olan doğal yapı malzemelerinin ses absorpsiyon özellikleri saptanmalı ve değişik frekans bölgelerinde ses yalıtımının artırılması amacıyla, optimum yankılanma süresini de sağlayacak şekilde, ses şiddeti seviyesinin azaltılmasına yönelik malzeme, yapı ve bileşenlerinin belirlenerek, sesin doğal yapı elemanları ile iletiminde etkili olan faktörler üzerinde detay incelemeler yapılmalıdır.

Belirtildiği üzere, yapı ve inşaat sektöründe, gürültü seviyesi az, enerji (ısı) yalıtımı yüksek, daha konforlu bir yaşam standardı sunan yapı ve kaplama kayaçlarının kullanılması tüm insanlık için kaçınılmaz bir gereksinim haline gelmiştir.

Bu amaçla, on farklı bölgeden, 17 farklı jeolojik ve mineralojik özelliğe sahip yapı ve kaplama kayaçları (granit, andezit, bazalt, mermer, kireçtaşı) örnek olarak alınmıştır (Şekil 1).

Bu kayaçların ısı ve ses yalıtım değerleri TSE Standartlarına uygun olacak şekilde laboratuvar ortamında saptanmıştır. Deneysel çalışmalarda kullanılan yapı ve kaplama kayaçları;

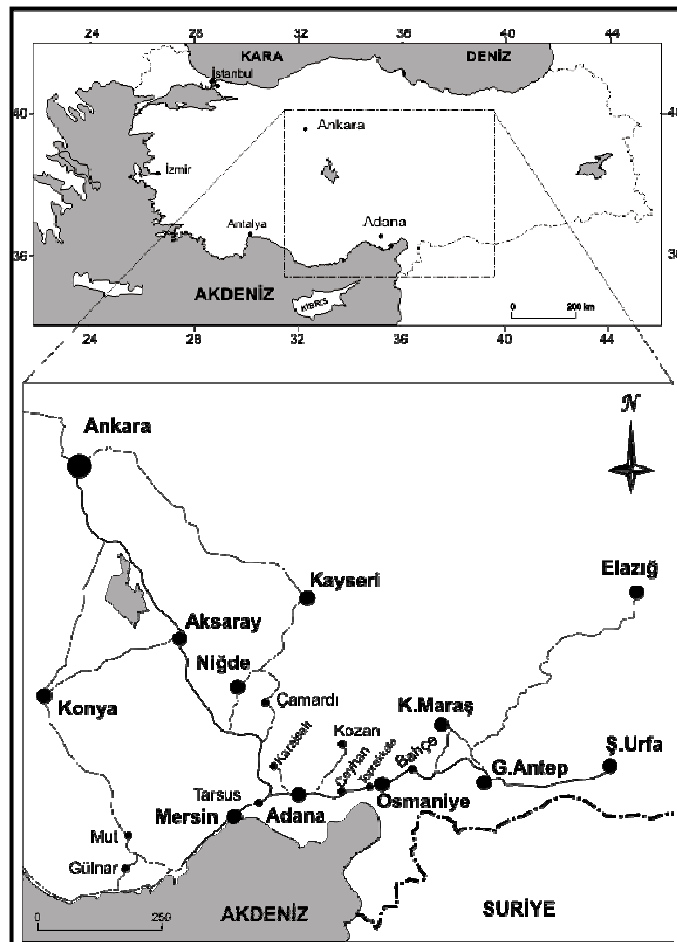
- Adana
 - Ceyhan
 - Karaisalı
 - Kozan
- Osmaniye
 - Merkez
 - Bahçe
 - Toprakkale
- Mersin
 - Tarsus
 - Mut
 - Gülnar
- Niğde
 - Merkez
 - Çamardı



- Kayseri
- Konya
- Aksaray
- Elazığ
- Gaziantep
- Kahramanmaraş,

bölgelerinde bulunan granit, mermer, kireçtaşı, traverten, andezit ve bazalt türlerinden oluşmaktadır.

Isı ve ses yalıtımları belirlenen kayaçların bu fiziksel özelliklerine olumlu ya da olumsuz yönde etkilenmesine neden olacak birim hacim ağırlıkları ve tek eksenli basma dayanımları da yapılan deneylerle belirlenmiştir.



Şekil 1.Çalışmada kullanılan numunelerin yer bulduru haritası.

Tüm deneysel çalışmalar sonrası kayaçların dayanım ve yoğunluklarının ısı ve ses yalıtımına ne şekilde bir etki yaptıklarının belirlenmesi amacıyla regresyon analizleri yapılmıştır.

Regresyon analiz çalışmaları sonucunda gerek dayanımın gerekse yoğunluğun ısı ve ses yalıtımı üzerine olan etkisi lineer bağıntılarla tespit edilmiştir (Yaşar ve Erdoğan, 2004).



2. MATERYAL VE METOT

Çalışma kapsamında kullanılan kayaçların bölgeleri, türleri jeolojik oluşumları Çizelge 1’de verilmiştir.

Çizelge 1. Yapı ve kaplama olarak kullanılan kayaçların genel özellikleri

Lokasyon	Kayaç Türü	Litoloji
Adana/ Ceyhan	Kireçtaşı	Kretase
Adana/Karaisalı	Mermer	Miyosen
Adana/Kozan	Mermer	Permiyen
Osmaniye/Merkez	Traverten	Kuaterner
Osmaniye/Bahçe	Mermer	Kambriyen
Osmaniye/Toprakkale	Bazalt	Kuaterner
Mersin/Tarsus	Mermer	Karbonifer
Mersin/Mut	Mermer	Miyosen
Mersin/Gülnar	Mermer	Miyosen
Niğde/Merkez	Kireçtaşı	Kuaterner
Niğde/Çamardı	Mermer	Kuaterner
Kayseri	Traverten	Kuaterner
Konya	Andezit	Neojen
Aksaray	Granit	Neojen
Elazığ	Mermer	Kretase
Gaziantep	Kireçtaşı	Kretase
K.Maraş	Mermer	Kuaterner

Çizelge 1’de belirtilmiş olan, yapı ve kaplama sektöründe yaygın olarak kullanılan kayaç numuneleri belirlenen lokasyonlara gidilerek alınmış ve Çukurova Üniversitesi laboratuvarlarında deneylere uygun hale getirilmiştir.

Kaya örnekleri üzerine yapılan deneyler, Birim Hacim Ağırlık, Tek Eksenli Basma Dayanımı, Isı İletim Katsayısı ve Ses Yalıtım değerleridir.

2.1. Birim Hacim Ağırlık

Doğal yapı taşların, birim hacim ağırlığının tayini için, bulunduğu sahanın değişik yerlerinden alınan temsili numuneler küp ya da silindirik karot halinde, önce dikkatlice yıkanıp etüve yerleştirilerek 105°C’de kurutulur ve ayrı ayrı 0.01 gr hassasiyetinde tartılır. Tartılan numuneler bir kaba konularak numunelerin ¼’ü su içinde kalacak şekilde su ilavesi yapılır. İki saat ara ile numunelerin ¼’ünü kaplayacak oranda su eklenir. Bu numuneler, tamamen üzerlerini örtecek miktarda su ilave yapıldıktan sonra iki gün su içinde bekletilirler.

Doygun hale gelen numuneler su içerisindeki Archimeth terazisi ile tartılarak, 0.01 gr. hassasiyetle ölçüm değerleri yapılır. Bu tartım işleminden sonra deney numunesi üzerindeki su damlaları ıslak bir bezle alınır ve bekletilmeksizin havada 0.01 gr hassasiyetle tartılır.

Bulunan sonuçlar aşağıdaki eşitlikte yerine konularak her bir numune için ayrı ayrı birim hacim ağırlığı belirlenir (Erdoğan, 2001; TS 8615, 1990),

$$dh = (Gk / (Gdh - Gds)) \quad (1)$$



Burada;

Dh : Kayacın birim hacim ağırlığı (gr/cm³),

Gk : Değişmez ağırlığa kadar kurutulmuş deney numunesi ağırlığı (gr),

Gdh : Doygun haldeki deney numunesinin havadaki ağırlığı (gr),

Gds : Doygun haldeki deney numunesinin su içindeki ağırlığı (gr).

2.2. Tek Eksenli Basma Dayanımı

Basınç dayanımı, belirli boyutlardaki kayaçların belirli ve farklı doğrultularda etkiyen gerilmeler karşısında davranışları ve kırılmaya karşı gösterdiği direnç karakteristiğidir.

Deney yapılacak numunenin boyu ve çapı kumpas ile birbirlerine dik iki yönde ayrı ayrı ölçülerek bu değerlerin ortalaması alınarak kesit alanı hesaplanır. Numune, test makinesinin ortasındaki yükseltme plakasının üzerine merkezlenerek yerleştirilir. Numune 5 ile 10 dakika arasında yenilecek şekilde (5–10 cm²/sn) sürekli olarak sabit bir gerilim hızında yük uygulanır. Numune yenildiği anda yükleme durdurulup yenilme yükü göstergeden okunur. Yük belirlendikten sonra (2) numaralı eşitlik kullanılarak kayacın tek eksenli basma dayanım değeri hesaplanır (ISRM, 1981; TS 2028, 1975).

$$\sigma_c = (P/A) \quad (2)$$

Burada;

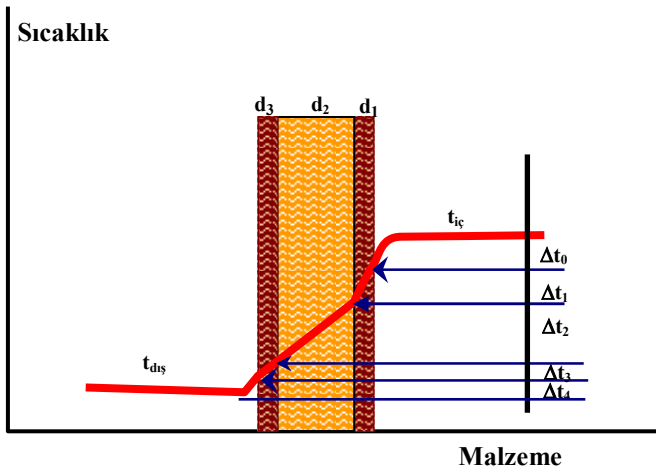
σ_c : Tek Eksenli Basınç Dayanımı, (kg/cm²),

P : Numunenin yenilme yük değeri, (kg),

A : Numunenin yüzey alanı, (cm²),

2.3. Isı İletim Katsayısı

Isı, sıcaklık farklarından dolayı katı, sıvı ve gaz ortam veya cisimlerde meydana gelen enerji transferidir. Isıl enerji, cisimlere değişik türde etkiler yapmaktadır (Şekil 2).



Şekil 2. Bir yapı kesitinin sembolik ısı geçiş diyagramı

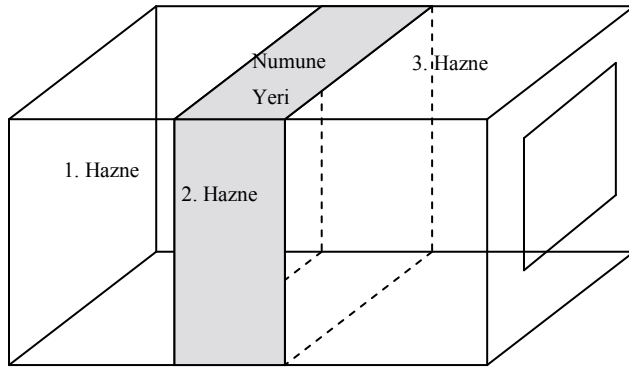
Bu etki sonucu, iç yapılarda ve mekanik özelliklerde oluşan değişimler gözlenmektedir. Bu bakımdan, malzeme yapısı ile ilgili olarak malzemenin özgül ısı, ısıl genleşme, ısı iletkenlik değerleri önemli parametreleri oluşturmaktadır. Bu parametreler aşağıda tanımlanarak, ölçüm ilkeleri verilmiştir.



Bir cismin ısı iletkenliği, homojen bir malzemenin kararlı hal şartları altında iki yüzey sıcaklıkları arasındaki fark 1°C olduğu zaman, birim zamanda, (1 saat birim alanı (1m^2) ve bu alana dik yöndeki birim kalınlıktan (1m) geçen ısı miktarıdır. Isı iletkenliğinin birimi ($\text{kCal/m.h.}^{\circ}\text{C}$) olarak tanımlanır (Kakaç, 1998).

Isı iletkenlik değeri malzemenin kalınlığına, yüzey alanına, geçen enerji miktarına, deney zamanına ve ısı farkının değişimine bağlı olarak hesaplanabilmektedir. Bu amaçla Çukurova Üniversitesi, Maden Mühendisliği laboratuvarlarında ısı iletim katsayısının belirlenmesi için ısı iletim fırını yaptırılmıştır.

Bu düzenekte numune, fırının orta haznesine (ikinci hazne) konmaktadır. Ön kısımdan (birinci hazne) üretilen ısı vantilatör yardımıyla üflenerek bloğu geçip bloğun arka tarafına (üçüncü hazne) iletilmesi deneyin ana prensibini oluşturur. Birinci ve üçüncü haznedeki ısı farkı kaya numunesinin ne kadarlık ısıyı absorbe ettiğini veya ne kadarlık bir ısıyı ilettiğini göstermektedir (Şekil 3), Erdoğan, 2007).



Şekil 3. Isı izolasyonunun hesabında kullanılan etüv

Şekil 3’de belirlenen fırın aracılığıyla deneyleri yapılan numunelerin ısı iletkenliğinin tespitinde Fourie kanunu olarak da bilinen denklem kullanılarak yapı ve kaplama kayaçlarının ısı iletkenlik değerleri hesaplanmıştır (Kakaç, 1998). Bu denklemde;

$$\lambda = \frac{Q \cdot h}{(A \cdot \Delta T \cdot t)} \quad (3)$$

- λ : Isı iletkenlik değeri (W/mK),
 Q : Isı miktarı (W/m^2),
 h : Isı iletiminin yapıldığı kayacın kalınlığı (m),
 A : Isıtılan kayacın yüzey alanı (m^2),
 ΔT : Kaya plakası üzerindeki ısı farklılığı ($^{\circ}\text{C}$),
 t : Isıtma süresi (saat).

Isı iletkenlik değeri (λ); ısı miktarına (Q), ısı iletkenliği belirlenecek olan malzemenin kalınlığına (h), yüzey alanına (A) ve bu işlemler gerçekleşirken geçen süreye (t) bağlıdır.

2.4. Ses Yalıtımı

İnsanların yaşadığı belirli ölçülerde sınırlandırılmış kapalı mekanlarda, akustik açıdan belirli bir konfor düzeyine ulaşabilmek için, yapılarda kullanılan malzeme ve bu yapıların düzeni ile ilgili

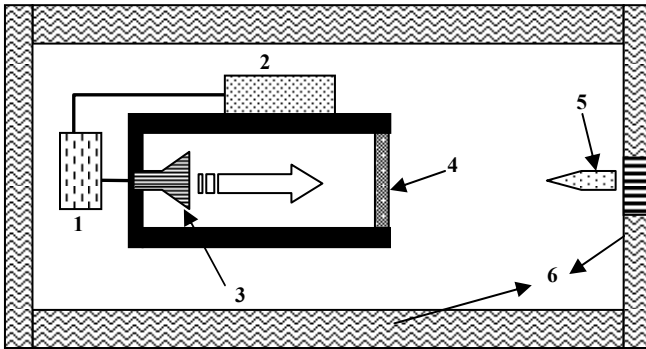
olarak iki önemli etken vardır. Bunlardan birincisi, sesin yansıması veya yankı, diğeri ise ses iletimi veya bunun tersi ses yalıtımıdır. Akustik, sesin meydana gelişi, yayılması, duyulması, duyulma alanındaki etkinliği ve diğör özellikleri ile ilgili bir bilim dalı olduğuna göre, etkin bir ses yalıtımı ve akustik konforun sağlanabilmesi için, kullanımı gerekli olan doğal yapı malzemelerinin ses absorpsiyon özellikleri saptanmalı ve değişik frekans bölgelerinde ses yalıtımının artırılması amacıyla, optimum yankılanma süresini de sağlayacak şekilde, ses şiddeti seviyesinin azaltılmasına yönelik malzeme yapı ve bileşenlerinin belirlenerek, sesin doğal yapı elemanları ile iletiminde etkili olan faktörler üzerinde detay incelemeler yapılmalıdır (Uğur, 2001).

Ses yalıtımı, duvarlar, tavan, zemin ve açıklıklar boyunca iletilen sesin kontrol edilebilmesi anlamına gelmektedir. Ses, hava doğuşlu veya yapı doğuşlu olarak oluşan vibrasyonun etkisiyle yapı içerisinde iletilir.

Yapı malzemesi teknolojisinde, doğal kayaçların hammadde olarak değerlendirildiği kaplama veya yapı elemanı türevleri için, gelişmiş bir ölçüm tekniği kullanılarak ses akustiği ve yalıtımı gibi hususlar, yeterince bilinmemektedir. Yapılmış olan araştırmalarda, tamamlanmış bir yapının bir bütün olarak ses yalıtım değerlendirilmelerinin yapıldığı ve sınıflamalarının getirildiği görülmektedir. Ancak, bir yapıyı oluşturan temel öğeler yapıda kullanılan malzemeler olduğuna göre, yapının bir bütün olarak ses yalıtım değerlendirmesine burada kullanılan malzemelerin, kullanım öncesi sahip oldukları ses yalıtım ölçütleri doğrudan etki etmektedir. Ayrıca her bir elemanın birbirinden farklı ses yalıtım ölçütü bulunmakta, bu da yapı tasarımı açısından malzeme seçiminde önemli bir ölçüt olabilmektedir (Erdoğan,2007).

Bu amaçla, Çukurova Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümün laboratuvarlarında ses yalıtımının belirlenmesi amacıyla ses-akustik laboratuvarı oluşturulmuştur (Şekil 4).

Yapı ve kaplama kayaçlarının ses yalıtımının belirlenmesi iç kaplaması ses geçirmez bir kılıfla kaplanarak oluşturulmuş ses odasında gerçekleştirilmiştir.



(1. Amfi, 2. Ses Üretci, 3. Hoparlör, 4. Kaya Numunesi, 5. Ses Ölçme makinesi (dB), 6. Oda içinde ses geçirmeyi önleyen kılıflar)

Şekil 4. Ses ölçüm odasının şematik görünümü

Bu odada Şekil 4'den görüleceği üzere bir adet ses üretici ve ses boyutunu (genliğini) daha büyük genlikli ses boyutlarına yükselmesini sağlayacak bir amfi bulunmaktadır. Amfiden alınan elektriksel enerjiyi ses enerjisine dönüştüren ölçüm kutusunun arka bölümüne konulmuş bir hoparlör bulunmaktadır. Ses yalıtım özellikleri belirlenecek olan numune örneğinde belirli bir mesafede sabit bir konumda yerleştirilen bir ses ölçme makinesi ile ölçüm gerçekleştirilmektedir.

Yapılan deneysel çalışmalarda, 125 Hz, 500 Hz, 1000 Hz, 2000 Hz ve 4250 Hz'lik frekans boyları tercih edilmiştir. Yapı ve kaplama kayaçları belirlenen frekanslarda ses şiddetine maruz



bırakılarak, kayaçların dB cinsinden ne kadarlık bir yalıtım sağladığı Şekil 4’de görsel olarak sunulan ses-akustik odasında tespit edilmiştir.

4. ARAŞTIRMA VE BULGULAR

17 farklı yapı ve kaplama kayaçlarının birim hacim ağırlığı, tek eksenli basma dayanımı, ısı iletim katsayıları ve ses yalıtım değerleri tespit edilerek elde edilen sonuçlar Çizelge 2’de verilmiştir.

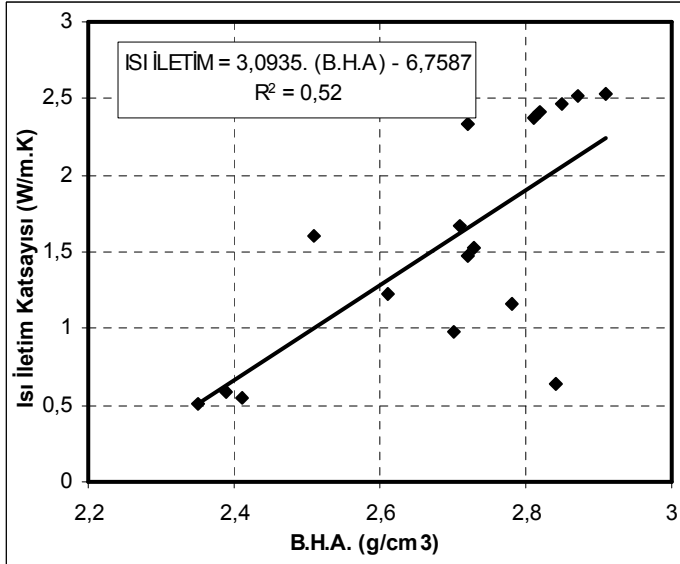
Elde edilen veriler sonrası yapı ve kaplama kayaçlarının fiziksel ve mekanik özellikleri arasında lineer düzlemli regresyon analizleri yapılmıştır.

Bu analizlerde kayaçların ısı iletim katsayılarının birim hacim ağırlık ve tek eksenli basma dayanımlarıyla olan ilişkileri istatistiksel olarak incelenmiştir.

Yapılan çalışmalar sonucunda yapı ve kaplama kayaçlarında ısı iletim değerlerinin birim hacim ağırlıklar ile iyi bir korelasyon gösterdikleri belirlenmiştir. Elde edilen korelasyon bağıntısı (4) nolu eşitlikte verilmiştir. Ayrıca, M.S. Excel formatında çizilen denklemin eğrisi Şekil 5’de verilmiştir.

Aynı şekilde kayaçların ses yalıtım değerleri ile birim hacim ağırlık ve tek eksenli basma dayanımları arasında var olan ilişkiler istatistiksel olarak irdelenmiştir.

Ses yalıtım değerleri ile kayaçların tek eksenli basma dayanımları arasında yüksek korelasyon olduğu görülmüş ve bu regresyon analizi sonucu elde edilen korelasyon bağıntısı (5) nolu eşitlikte, oluşturulan grafik ise Şekil 6’da verilmiştir.



Şekil 5. On yedi farklı kayaç türünün ısı iletim katsayıları ile Birim Hacim Ağırlık değerleri arasındaki regresyon analizinin grafiksel gösterimi



Çizelge 2. Çalışma kapsamında deneyleri yapılan yapı ve kaplama kayaçlarının fiziksel ve mekanik özellikleri

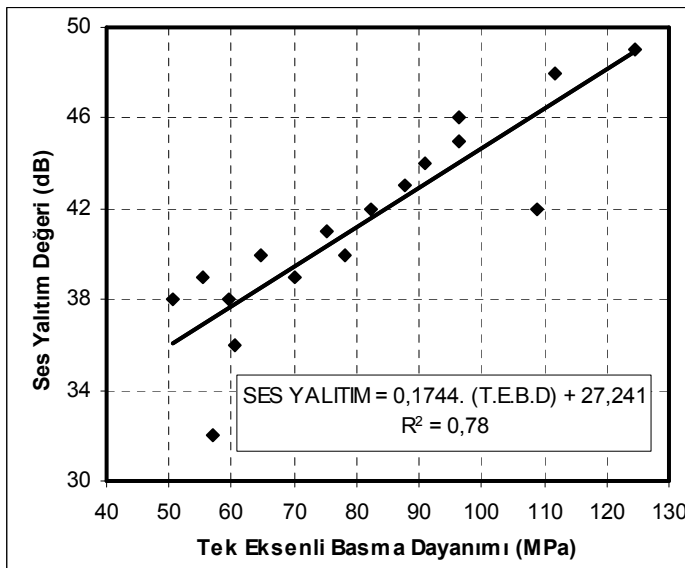
LOKASYON	KAYAÇ TÜRÜ	B.H.A. (gr/cm ³)	TEBD (MPa)	ISI İLETİM (W/m.K)	SES YALITIM (dB)
Adana/ Ceyhan	Kireçtaşı	2,72 ± 0,01	78,2 ± 4,28	1,48 ± 0,07	40,2 ± 2,4
Adana/Karaisali	Mermer	2,73 ± 0,02	82,4 ± 4,55	1,52 ± 0,08	42,1 ± 2,5
Adana/Kozan	Mermer	2,61 ± 0,02	75,1 ± 5,22	1,23 ± 0,08	41,0 ± 2,1
Osmaniye/Merkez	Traverten	2,39 ± 0,02	55,3 ± 4,33	0,59 ± 0,08	39,4 ± 2,0
Osmaniye/Bahçe	Mermer	2,87 ± 0,03	96,4 ± 9,12	2,52 ± 0,05	46,2 ± 2,3
Osmaniye/Toprakkale	Bazalt	2,72 ± 0,02	108,9 ± 5,77	2,34 ± 0,12	41,6 ± 2,3
Mersin/Tarsus	Mermer	2,78 ± 0,01	70,2 ± 3,66	1,16 ± 0,06	39,5 ± 1,9
Mersin/Mut	Mermer	2,85 ± 0,04	111,6 ± 9,56	2,47 ± 0,03	48,0 ± 2,6
Mersin/Gülнар	Mermer	2,71 ± 0,03	90,8 ± 5,45	1,67 ± 0,03	44,8 ± 2,3
Niğde/Merkez	Kireçtaşı	2,41 ± 0,02	60,4 ± 4,49	0,55 ± 0,11	35,5 ± 1,6
Niğde/Çamardı	Mermer	2,82 ± 0,04	96,5 ± 8,22	2,41 ± 0,04	45,7 ± 2,6
Kayseri	Traverten	2,51 ± 0,02	57,0 ± 5,70	1,6 ± 0,04	31,6 ± 1,1
Konya	Andezit	2,84 ± 0,02	50,6 ± 0,98	0,64 ± 0,03	38,0 ± 1,4
Aksaray	Granit	2,91 ± 0,03	124,5 ± 9,96	2,53 ± 0,02	49,1 ± 1,7
Elazığ	Mermer	2,70 ± 0,02	64,8 ± 3,86	0,98 ± 0,03	40,0 ± 2,2
Gaziantep	Kireçtaşı	2,35 ± 0,01	59,4 ± 4,10	0,51 ± 0,02	38,2 ± 1,5
K.Maraş	Mermer	2,81 ± 0,02	87,6 ± 7,31	2,37 ± 0,09	43,3 ± 2,0

Şekil 5’den görüldüğü üzere, Kayaçların ısı iletim değerleri (λ) ile Birim hacim Ağırlıkları (γ) arasında $R^2=0,52$ olan lineer bir istatistiksel ilişki mevcuttur. Bu regresyon analiz sonucunda elde edilen bağıntı,

$$\lambda = -3,0935.\gamma - 6,7587 \quad (4)$$

şeklinde korelasyon bağıntısı elde edilmiştir.

Şekil 6’a görüldüğü üzere, Kayaçların ses yalıtımı (ζ) ile Tek Eksenli Basma Dayanımları (σ) arasında $R^2=0,78$ olan düz lineer bir istatistiksel ilişki mevcuttur. Bu regresyon analiz sonucunda elde edilen bağıntı,



Şekil 6. On yedi farklı kayaç türünün Ses Yalıtım Değerleri ile Tek Eksenli Basma Dayanımları değerleri arasındaki regresyon analizinin grafiksel gösterimi



$$\zeta = 0,175.\sigma + 27,24 \quad (5)$$

şeklinde korelasyon bağıntısı elde edilmiştir.

Ayrıca yapı ve kaplam kayacı olarak belirlediğimiz numuneler üzerine ısı iletim değerleri ile ses yalıtım değerleri arasında da yüksek korelasyon katsayılı olmasa da $R^2 = 0.55$ olacak şekilde bir korelasyonun olduğu görülmüş ve bağıntı (6) nolu eşitlikte verilmiştir.

$$\begin{aligned} \zeta &= 4,2331.\lambda + 34,67 \\ R^2 &= 0.55 \end{aligned} \quad (6)$$

5. SONUÇLAR

Yapılan çalışmalar sonucunda, Bayındırlık Bakanlığının aldığı 3030 nolu karar gereği tüm binalarda ısı yalıtımının yapılması zorunlu kılınmıştır. Ancak ülkemizde yapı ve kaplamada kullanılan kayaların ısı iletim katsayıları bilinmemektedir. Gerek enerji tasarrufu, gerekse yüksek ısıl konforunun sağlanması açısından yapı sektöründe kullanılacak her türlü doğal malzemenin ısı iletim katsayıları belirlenmelidir.

Yaşamsal konforun sağlanması, ses izolasyonu ve gürültünün azlığıyla doğrudan ilişkilidir. Bu amaçla yeni yapılacak binalarda gürültüyü emen, oturulan binanın içine daha az gürültü alan yapı ve kaplama kayaları gün geçtikçe daha fazla talep görmektedir.

Belirlenen amaçlar doğrultusunda 17 farklı yapı ve kaplama kayacını kapsayan numuneler üzerinde, ısı iletim katsayıları, ses yalıtımları, birim hacim ağırlıkları ve tek eksenli basma dayanım deneyleri yapılmıştır. Deney sonuçlarından yola çıkarak, kayaların fizikomekanik özellikleri ile ısı iletim ve ses yalıtım davranışı arasındaki ilişkiler istatistiksel analizlerle incelenmiştir.

Bu ilişkiler içinden en yüksek korelasyon katsayısının, ısı iletim katsayısı ile birim hacim ağırlık ve ses yalıtım değerleriyle tek eksenli basma dayanımları arasında olduğu görülmüştür.

$\lambda = -3,0935.\gamma - 6,7587$ bağıntısı ile kayaların ısı iletimi ile birim hacim ağırlıkları arasında lineer bir düzlem boyunca artan/azalan bir ilişkinin varlığı belirlenmiştir. Bu denklemin korelasyon katsayısı ise $R^2 = 0,58$ 'dir. Bu durum kayaların birim hacim ağırlıklarının ısı iletimlerinde yüksek rol oynadığını göstermektedir.

$\zeta = 0,175.\sigma + 27,24$ bağıntısı ile kayaların ses yalıtımı ile tek eksenli basma dayanımları arasında lineer bir düzlem boyunca artan/azalan bir ilişkinin varlığı belirlenmiştir. Bu denklemin korelasyon katsayısı ise $R^2 = 0,78$ 'dir. Bu durum dayanımı yüksek olan kayaların ses yalıtımına daha uygun olduğunu göstermektedir.

Daha iyi bir yaşamsal konforun sağlanması açısından yapı ve inşaat sektöründe kullanılacak yapı ve kaplama kayalarının tüm fiziksel ve mekanik özelliklerinin bilinmesi gerekmektedir.

KAYNAKLAR

Dağsöz, A. K., 1996. Yapılarda Isı Yalıtım ve Buhar Geçişi, *İTÜ Yayınları*, İstanbul, 1996
Erdoğan, Y., 2001. Çukurova Bölgesinde Yüzeyleyen Kayaların Mühendislik Özelliklerinin Belirlenerek Yapı ve Kaplamacılıkta Kullanabilirliğinin Araştırılması, *Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi*, 138s, Adana



Erdoğan, Y., 2007. Asidik ve Bazik Pomzadan Üretilen Yapı Malzemelerinin Mühendislik Özelliklerinin Araştırılması, *Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Doktora Tezi*, 301s, Adana.

http://www.eie.gov.tr/turkce/en_tasarrufu/konut_ulas/yonetmelik.html

ISRM., 1981. Rock Characterization Testing and Monitoring. ISRM Suggested Methods. *International society for rock mechanics*, 211 p.

Kakaç, S., 1998. Örneklerle Isı Transferi, *Tıp & Teknik Yayınları*, 358s, Ankara.

TS 2028, 1975. Kayaçların Tek Eksenli Basma Dayanımlarının Tayini, 4s, Ankara.

TS 8615, 1990. Kayaçlar - Su Muhtevası, Yoğunluk ve Porozite Tayini

TS 825, 1998. Binalarda Isı Yalıtım Kuralları, 81 s. Ankara

Uğur, İ., 2001. Doğal Yapı ve Kaplama Taşlarının Ses Akustiği ve Kayaç Parametreleri İle İlişkisinin İncelenmesi, Süleyman Demirel Üniv. Fen Bil. Enst. Doktora Tezi, Isparta.

Yaşar E., Erdoğan Y., 2004, Correlating sound velocity with the density, compressive strength and Young's modulus of carbonate rocks, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Volume 41, Pages 871-875.

Yaşar E., Erdoğan Y., 2004, Estimation of rock physico-mechanical properties using hardness methods, *Engineering Geology*, 71/3-4 pp. 281-288.



KAYA KALİTESİ BELİRLEMEDE RQD ÇİZELGELERİ

RQD CHARTS FOR ROCK QUALITY EVALUATIONS

İ.Emre ÖNSEL, Erkin NASUF

İstanbul Teknik Üniversitesi, Maden Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Yeraltı Maden İşletmeciliği Ana Bilim Dalı, Maslak, İstanbul

ÖZET

RQD bir çok yetersizliğine rağmen kolay hesaplanabildiği için kaya kalitesini belirlemede yaygın olarak kullanılmaktadır. Aynı verilerle kayaç çeşitli çizelgeler kullanılarak RQD'ye göre daha iyi tanımlanabilir. Bu çizelgelerle kayacın homojenliği, RQD dağılımı, zayıf bölgeleri, kalitesinin dağılımı gibi özellikler belirlenebilir. Bu çalışmada bu çizelgelerin çok hızlı ve pratik bir şekilde hazırlanmasını sağlayacak bir yazılım geliştirilmiştir.

Anahtar Sözcükler: RQD, süreksizlik, kaya kütlesi, yazılım, çizelge

ABSTRACT

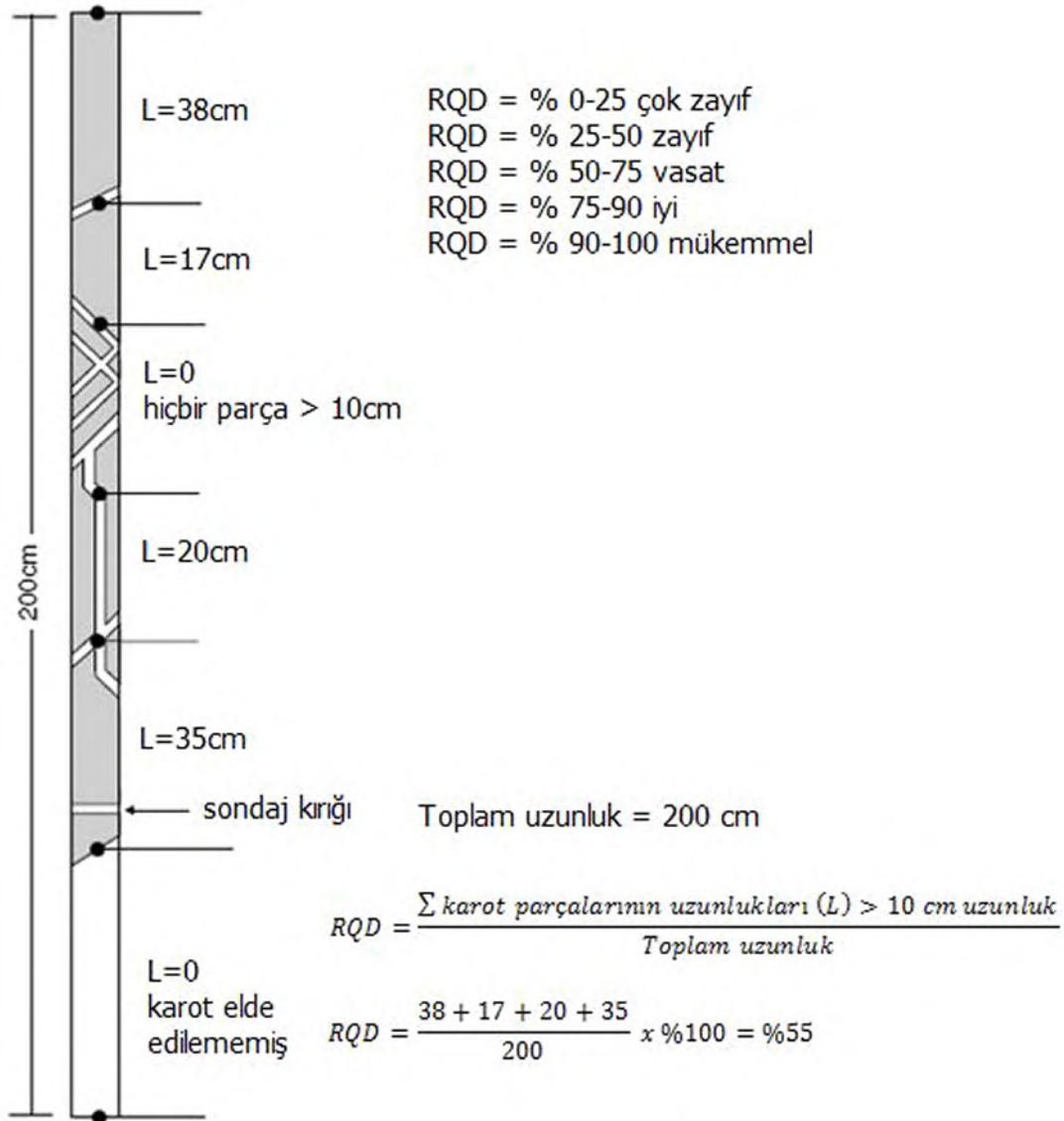
RQD is widely used in rock quality determination, although it has limits, because of its simplicity. Various charts can be used to describe the rock mass much better by using the same data. Some properties such as homogeneousness of the rock mass, RQD distribution, weak zones, quality distribution can be determined. In this work a software is developed to prepare this charts rapidly and practically.

Keywords: RQD, discontinuity, rock mass, software, chart

1. GİRİŞ

Süreksizlikler, çeşitli boyutlarda fissürler, yataklanma düzlemleri, eklemler veya faylar olarak hertürlü kaya kütlesinde bulunurlar. Varlıkları, kayacın dayanım, stabilite, porozite, su depolama kapasitesi ve geçirgenliği gibi mekanik ve hidrojeolojik özelliklerini kuvvetli şekilde etkiler. Bu özellikler, mühendislik tasarımlarında ve de yeraltı suyunun bulunması ve hareketinde ana rolü oynar (Şen ve Kazi, 1984, Şen, 2000, Goodman, 1993).

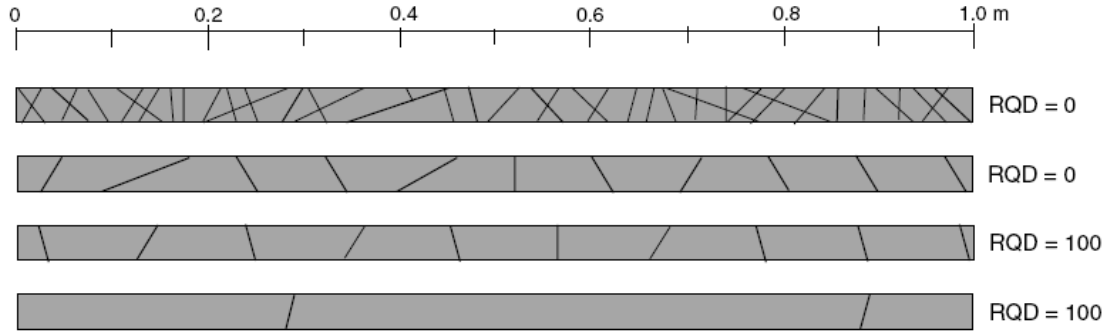
Kaya kalitesi belirteci (RQD), süreksizlik içeren kaya kütlelerini sınıflamada yaygın olarak kullanılan bir mühendislik ölçüsüdür (Harrison, 1999). 1963'te Deere tarafından geliştirilmiştir. Belli bir eşik değerinden (genellikle 10 cm veya 2 inch) uzun sondaj karotlarının toplam uzunluğunun, sondajın uzunluğuna oranı RQD'yi verir (Şekil 1).



Şekil 1 RQD ölçme, hesaplama prosedürü (Deere, 1989, Palmström, 2005)

Harrison (1999) RQD'nin çok yaygın kullanılmasına iki neden göstermiştir. Birincisi, ölçüm yapılması çok kolaydır. Ölçülen tanelerin iri boyutlu olması kolaylık sağlamaktadır. İkincisi, evrensel olarak tanımlanmış bir ölçü olduğu için, sahaları karşılaştırmada kullanılabilmektedir.

Şen de (2000) yaygın kullanımını basitliğine bağlayarak, her çeşit mühendislik amaçlı kaya sınıflamasında kullanıldığını belirtmiş ve çeşitli çalışmalara değinmiştir. Piteau (1970) şev stabilitesinde, Barton, Lien, ve Lunde (1974) tünel tahkimatı seçiminde, Louis ve Pernot (1972) baraj temeli geçirgenlik analizinde, Cording ve Mahar (1978) kayaç içindeki yeraltı boşluk tasarımında ve Bieniawski (1974, 1988) ve Kulhawy (1978) kayaç malzemesinin dayanımında, Bieniawski (1978) geliştirdiği Kaya Kütlesi Sınıflandırma'da RQD yi parametre olarak kullandı.



Şekil 2. Minimum ve maksimum RQD değerleri için farklı süreksizlik yoğunluğuna sahip sondajlar (Palmström, 2005).

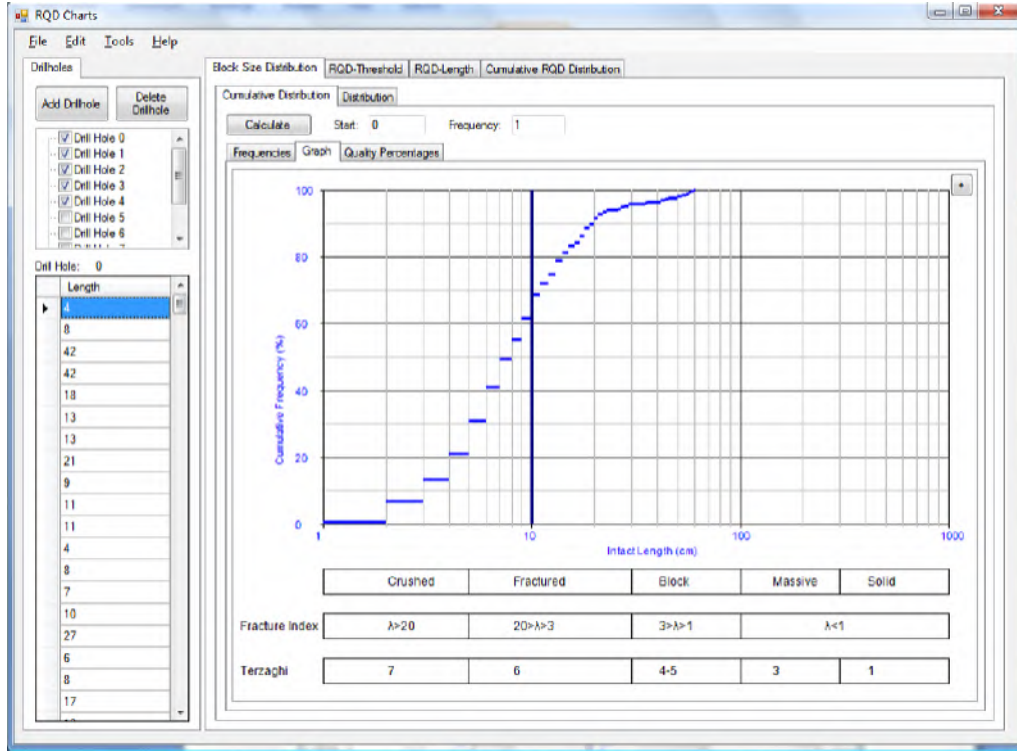
RQD yetersiz kalabilmektedir. Karot uzunluklarının 10 cm den kısa olduğu bir sondajda RQD=0 iken, 11 cm olduğu bir sondajda RQD=100 olur (Şekil 2). Tek boyutlu bir ölçme olduğu için yöne bağlı olarak çok farklı değerler alabilir (Palmström, 2005). RQD sonuçları çoğunlukla çok yüksek (85 ve üzeri) veya çok düşük (10 ve altı) çıkar. Bunun sebebi RQD deki tek parametre olan eşik değeridir (Harrison, 1999).

Bu sorunları aşmak için çeşitli çalışmalar yapılmıştır. Kalite tanımlama çizelgesi (Şen, 1990), blok dağılımı ve kalite sınıflama çizelgesi (Sadagah ve Şen, 1992), RQD dağılım çizelgesi (Sadagah ve Şen, 1996) bu sorunları aşmak için geliştirilmiş çizelgelerdir. Bu çizelgelerde RQD hesaplamada kullanılan veriler kullanılarak dağılım eğrilerinin elde edilmesi yoluyla kaya kalitesinin daha açık, daha ayrıntılı şekilde gösterilmesi hedeflenmiştir. Bu çalışmada, Sadagah ve Şen'in (1992) ve Sadagah ve Şen'in (1996) çizelgeleri başta olmak üzere kayacın kalitesini tanımlamada kullanılabilecek diğer çizelgelerin hızlı ve kolayca hazırlanmasını sağlayacak bir yazılım geliştirilmiştir.

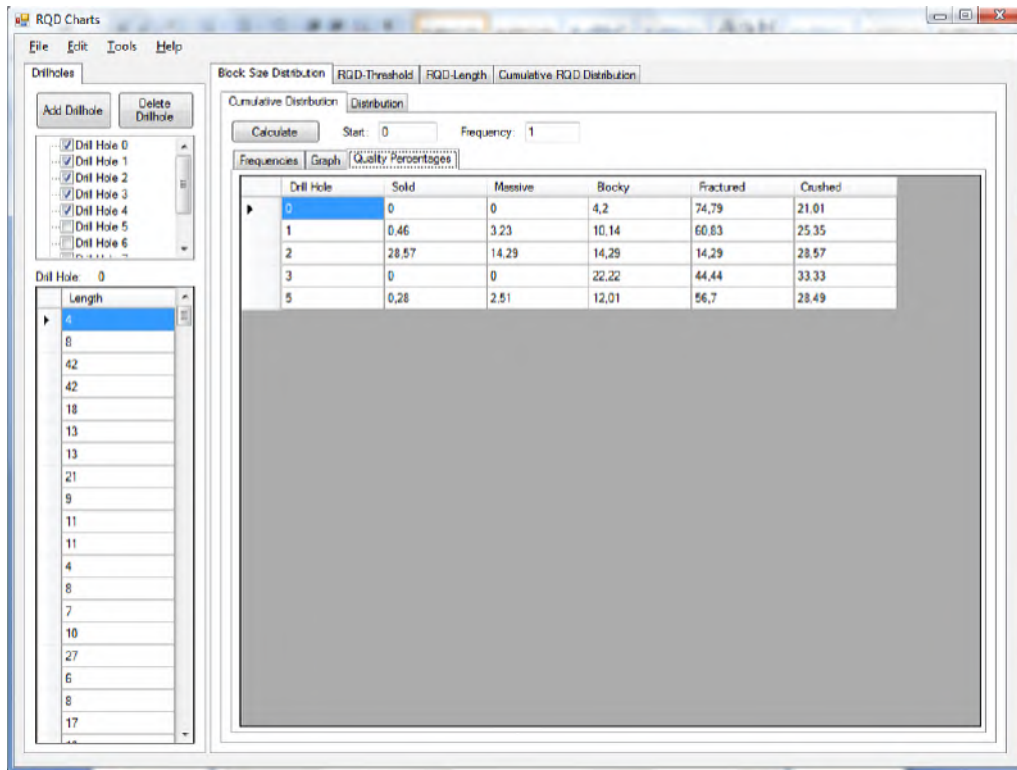
2. RQD ÇİZELGELERİ

Geliştirilen yazılımda kolayca sondaj/gözlem hattı ölçümleri girilebilmekte ve sekmelerde yer alan çizelgeler hazırlanabilmektedir. Bu çalışmadaki örnek veriler, Ehlen (2000) tarafından yapılan bir çalışmadaki ölçümlerden alınmıştır.

Sadagah ve Şen (1992) tarafından geliştirilen çizelgede sağlam karot uzunlukların kümülatif dağılımları yarı logaritmik olarak gösterilmektedir. Çizelgedeki lejant ile boyut aralığına göre kayacın yapısı(kırılmış, çatlaklı, bloklu, masif, katı), ortalama süreksizlik sayısı ve Terzaghi sınıflama sayıları (Farmer, 1983) gösterilmiştir. Şekil 3 te bir gözlem hattı verisinin dağılımı bu çizelgede gösterilmiştir. Şekil 4 te kayaç yapısı yüzde değerler olarak verilmiştir.



Şekil 3 Blok dağılımı ve kalite sınıflama çizelgesi (Sadagah ve Şen, 1992)



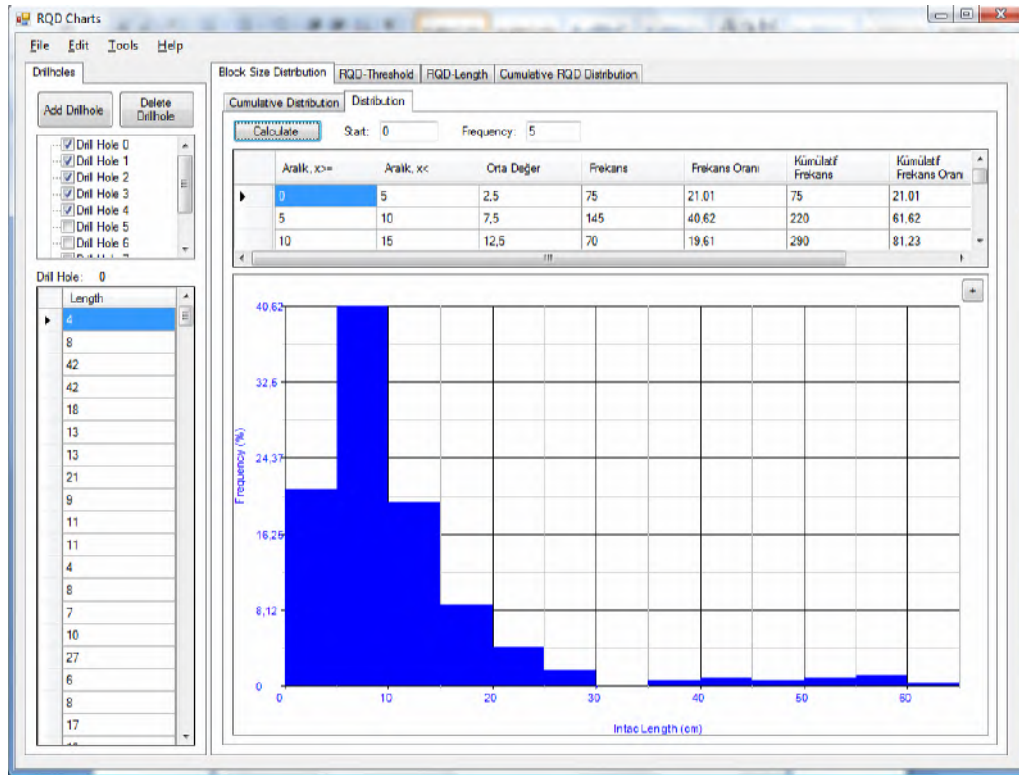
Şekil 4 Blok dağılımı ve kalite sınıflama çizelgesinden (Sadagah ve Şen, 1992) elde edilen kayaç kalitesinin yüzde olarak dağılımı



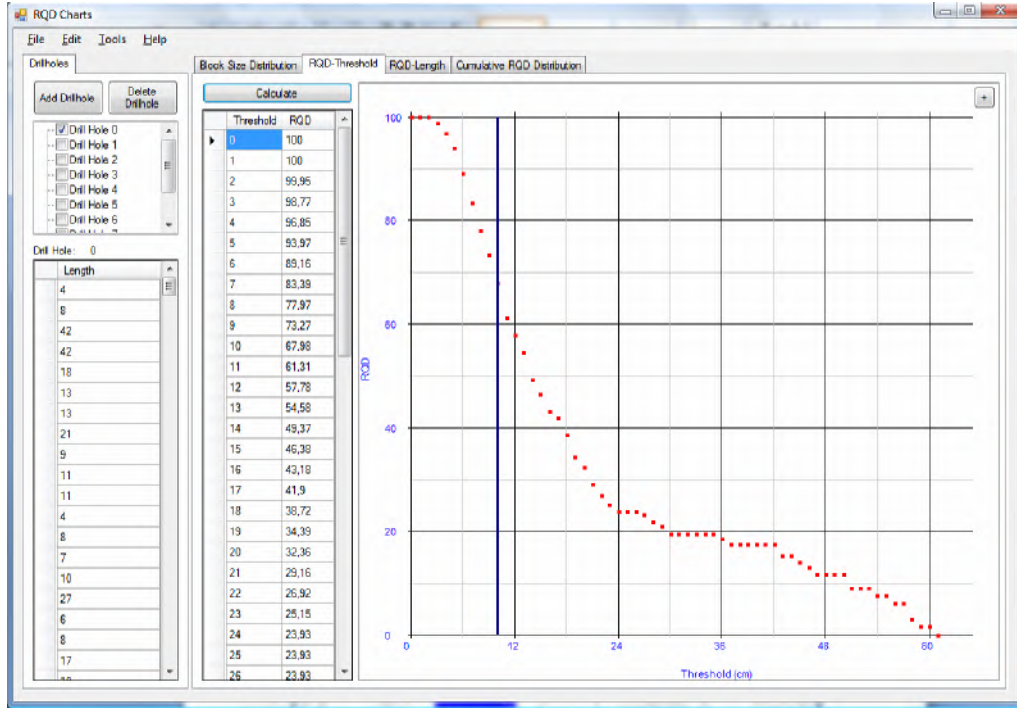
Bu çizelgeden aşağıda belirtilen faydalar elde edilebilmektedir (Sadagah ve Şen, 1992).

1. Belli bir sağlam karot uzunluğundan kısa veya uzun olanların oranı bilinebilir.
2. Ortaya çıkan eğrinin yapısı kaya kütleindeki süreksizliklerin ortaya çıkmasına sebep olan olayların sayısını verir. Yumuşak S şeklindeki bir eğri tek bir olayda süreksizliklerin oluştuğunu gösterir. İki olayın yaşanması durumunda iki alt S eğrisi oluşacaktır.
3. 10 cm değeri RQD için eşik değer olduğu için, eğrinin bu değeri nerden kestiği ve ne kadarının bu değerin sağında veya solunda kaldığı kaya kalitesini gösterir.
4. Farklı gözlem hatları ile ölçüm yapılarak elde edilen eğriler arasındaki deviasyon farkından kütleinin homojenliği ölçülebilir. Farklı bölgelerin yapıları karşılaştırılabilir.
5. Farklı kalite değerlerinin yüzde olarak dağılımı görülebilir.
6. Blok dağılım eğrisi elde edilebilir.
7. Eğrinin doğrusal olan orta kısmı d_{10} ve d_{60} arasında kalır. Bu aralığın eğiminden RQD belirlenebilir.

Şekil 5' te sağlam karot uzunluklarının dağılımı histogram ile gösterilmiştir. Şekil 6 da eşik değer değişimine bağlı olarak RQD nin nasıl değiştiğini gösteren çizelge verilmiştir. Her iki grafikte de genelde negatif üssel dağılım gözlenmektedir.

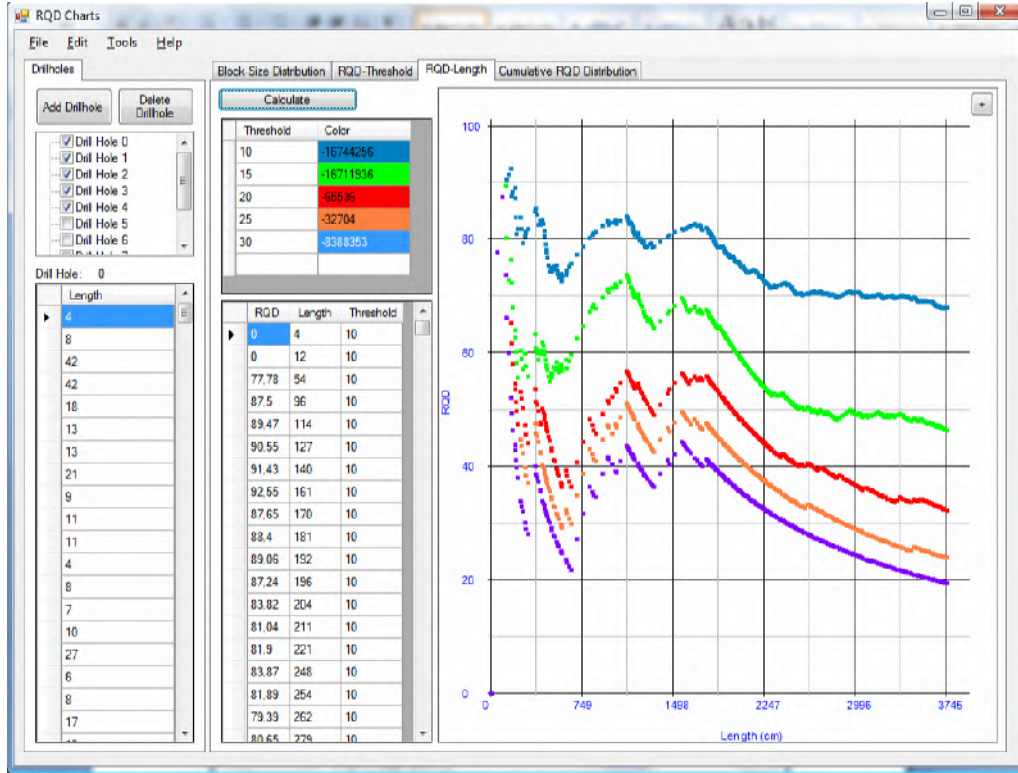


Şekil 5 Sağlam karot uzunluklarının histogramı

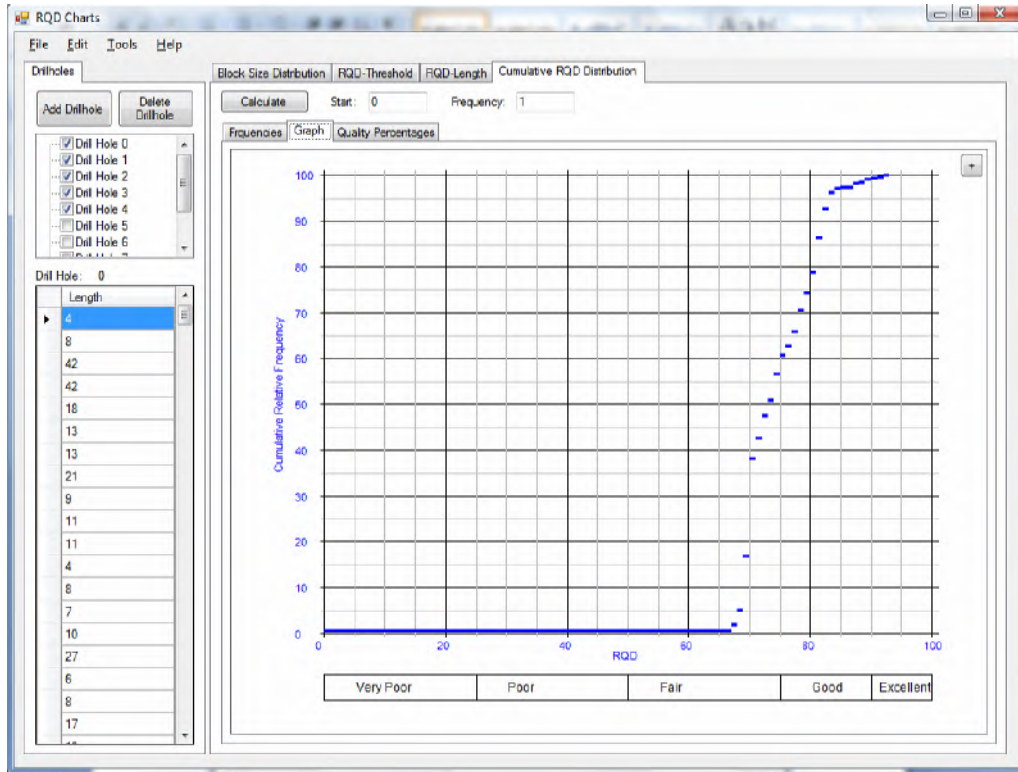


Şekil 6 Eşik değer-RQD çizelgesi

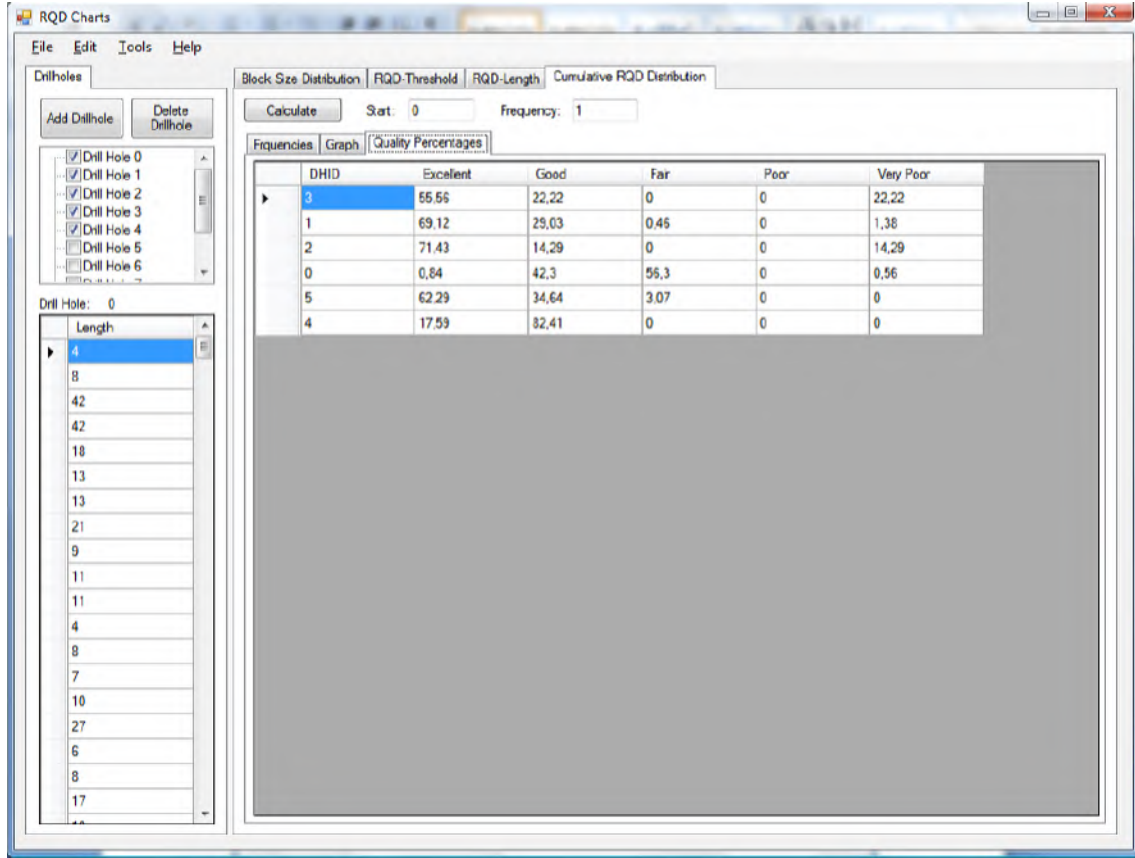
Sadagah ve Şen (1996) tarafından geliştirilen çizelgede sondaj/gözlem hattı boyunca elde edilen RQD değerlerinin dağılımı çizilir. Bir kaya kütleinin tümünde RQD değerleri aynı kalmayabileceği gibi bir sondaj/gözlem hattı boyunca da farklı RQD değerleri ortaya çıkabilecektir. Süreksizliklerin sıklaştığı noktalarda RQD değeri düşecektir. Çizelgeden okunabilen RQD değerlerine bakılarak hesaplamalarda kullanılmak üzere seçilen RQD değeri için risk hesabı yapılabilir. Kayaç içindeki zayıf bölgeler tespit edilebilir (Sadagah ve Şen, 1996). Şekil 7 deki çizelgede sondaj/gözlem hattı uzunluğuna bağlı olarak RQD değerlerinin nasıl değiştiği görülebilmektedir. Farklı eşik değerleri için bu ilişki incelenebilir. Şekil 8 de ise bu çizelgeden elde edilen RQD dağılımı çizelgesi görülmektedir. Şekil 9 da kayaç kalitesinin yüzde olarak dağılımı verilmiştir.



Şekil 7 Sondaj/gözlem hattı uzunluğu-RQD çizelgesi



Şekil 8 RQD dağılım çizelgesi (Sadagah ve Şen, 1996)



Şekil 9 RQD dağılım çizelgesine (Sadagah ve Şen, 1996) göre kayaç kalitesinin yüzde olarak dağılımı

3. SONUÇLAR

Sondaj/gözlem hattı verileri kullanılarak hesaplanan RQD, yetersizliklerine rağmen pratik ve hesaplanması kolay olduğu için kayaç kalitesini belirlemede yaygın olarak kullanılmaktadır. Aynı verileri kullanarak hazırlanabilen çizelgeler yoluyla kayaç hakkında kayacın homojenliği, kalitesinin dağılımı, zayıf bölgelerin varlığı gibi daha ayrıntılı bilgiler elde etmek mümkündür. Bu çalışmada geliştirilen yazılım ile çizelgelerin hazırlanması kolay ve hızlı hale getirilerek bu çizelgelerin hazırlanmasının, RQD nin hesaplanması kadar pratik hale getirilmesi sağlanmıştır.



KAYNAKLAR

- Barton, N., Lien, R., and Lunde, J., 1974. Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support. *Rock Mechanics*, 6, 189-236.
- Bieniawski, Z. T., 1974. Geomechanics classification of rock masses and its application in tunnelling. *Proc. 3rd Int. Congr. On Rock Mechanics, ISRM, Denver*, 11, 27-32.
- Bieniawski, Z. T., 1988. Engineering classification of jointed rock masses. *Transactions, South African Institution Of Civil Engineers*, 15, 335-344.
- Bieniawski, Z. T., 1978. Determining rock mass deformability: experience from case histories. *International Journal Rock Mechanics Mining Science & Geomechanics Abstracts*, 15, 237-247.
- Cording, E. J. and Mahar, J. W., 1978. Index properties and observations for design of chambers in rock. *Engineering Geology*, 12, 113-142.
- Deere, D. U., 1963. Technical description of rock cores for engineering purposes. *Rock Mechanics And Engineering Geology*, 1, 18-22.
- Deere, D. U., 1989. Rock quality designation (RQD) after 20 years. *US Army Corps Engrs. Contract Report, GL-89-1, Waterways experimental station, Vicksburg MS*.
- Ehlen, J., 2000. Fractal analysis of joint patterns in granite. *International Journal Rock Mechanics And Mining Science*, 37, 909-922.
- Goodman, R. E., 1993. *Engineering Geology. Rock In Engineering Construction*, Wiley, New York, 385.
- Harrison, J. P., 1999. Selection of the threshold value in RQD assesments. *International Journal Rock Mechanics And Mining Science*, 36, 673-685.
- Kulhawy, F. H., 1978. Geomechanical model for rock foundation settlement. *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 104(GT2), Proc. Paper 13547, 211-228.
- Louis, C. and Pernot, M., 1972. Three-dimensional investigation of flow conditions of Grand Malson Dam Site. *Proc. Symp. Int. Sc. Rock Mech., Percolation through fissured rocks*.
- Palmström, A., 2005. Measurement of and correlations between block size and rock quality designation (RQD). *Tunnelling and Underground Space Technology*, 20, 362-377.
- Piteau, D. R., 1970. Analysis of the genesis and characteristics of jointing in the Nchanga Open pit for the purpose of ultimately assessing the slope stability. *Report, Nchanga Consolidated Copper Mines Ltd*.



Şen, Z., 1990. RQP, RQR and fracture spacing. International Journal Rock Mechanics Mining Science & Geomechanics Abstracts, 27(2), 135-137.

Şen, Z., 2000. Rock quality designation model formulation and simulation for correlated fracture intact lengths. Mathematical Geology, 32(8), 985-999.

Şen, Z., and Kazi, A., 1984. Discontinuity spacing and RQD estimates from finite length scanlines. International Journal Rock Mechanics Mining Science & Geomechanics Abstracts, 21, 203-212.

Sadagah, B. H., and Şen, Z., 1992. Block size distribution and quality classification in naturally fractured rocks. Bulletin of the association of engineering geologists, xxix (4), 405-414.

Sadagah, B. H., and Şen, Z., 1996. Naturally fractured rock mass quality zonation in Saudi Arabia. Quarterly Journal of Engineering Geology, 29, 205-208.



Bir yerleşim yerinin (Yaprakhisar, Kapadokya) iki boyutlu kaya düşmesi analizleri ile kaya düşmesi riski açısından değerlendirilmesi

Rockfall risk assessment in a settlement area (Yaprakhisar, Cappadocia) by two-dimensional rockfall analysis

**Kıvanç ZORLU¹, Dilek TÜRER², M. Celal TUNUSLUOĞLU³, Candan GÖKÇEOĞLU²,
Ali YALÇIN⁴**

¹Mersin Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Mersin

²Hacettepe Üniversitesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Ankara

³Çanakkale Onsekiz Mart Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Çanakkale

⁴Aksaray Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Aksaray

ÖZET

Kapadokya Bölgesi, farklı erozyon süreçlerine bağlı olarak oluşan ilginç morfolojik yapıları ile en önemli jeolojik bölgelerden biridir. Seçici erozyon sonucu oluşan peri bacaları, büt ve mesa türü yapısal düzlüklerin yanı sıra, farklı litolojiler üzerindeki değişik erozyon süreçleri, bölgede kaya düşmelerine de neden olabilmektedir. Bu çalışmada İhlara Bölgesi'nde bulunan Yaprakhisar Köyü'nün, kaya düşmesi riski açısından değerlendirilmesi amaçlanmıştır. Çalışma alanındaki birimler, Kızılıkaya ignimbiriti, Selime tüfü ve Melendiz nehrine ait alüvyonlardır.

Kızılıkaya ignimbiriti ile Selime tüfünün erozyona karşı gösterdikleri duyarlılık birbirinden farklıdır. Erozyona karşı daha duyarlı olan ve kolay aşınabilen Selime tüfü üzerindeki Kızılıkaya ignimbiriti, erozyon süreçlerine karşı daha az duyarlı bir birimdir. Dik ve dike yakın süreksizlik setlerine sahip Kızılıkaya ignimbiriti, tabanda Selime tüfünün aşınması ile kaya düşmeleri sergilemektedir. Düşen bloklar ise, yamacın eteklerindeki yerleşim birimi olan Yaprakhisar köyü için ciddi bir tehlike oluşturmaktadır. Özellikle yamaca yakın evler kaya düşmelerine karşı oldukça büyük bir risk altındadır.

Bu çalışma kapsamında, Kızılıkaya ignimbiritlerinde meydana gelen kaya düşmeleri iki boyutlu kaya düşmesi analizleri ile yorumlanmış ve farklı blok boyutlarına göre değişik kaya düşmesi senaryoları oluşturulmuştur. Kaya düşmesi analizlerinden elde edilen; blokların gidebildikleri en uzak mesafe, yatay hız ve toplam kinetik enerji miktarları yorumlanarak, niceliksel risk değerlendirme hesapları yapılmıştır.

Anahtar sözcükler: Kapadokya, İhlara, kaya düşmesi, risk analizi



ABSTRACT

The Capadoccia region is one of the most important geological areas because of interesting morphological structures resulting from different erosional processes. In addition to fairy chimneys, buttes and mesas formed by selective erosion, different erosional processes on the different lithologies has been resulting in rock falls in the region. Assessment of rock fall risk on Yaprakhisar village is the purpose of this study. The lithological units in the study area are Kızılkaya ignimbrite, Selime tuff and alluvium of the Melendiz river.

The susceptibilities against erosion of the Kızılkaya ignimbrite and Selime tuff are different. The Selime tuff is highly susceptible to erosion. However, the Kızılkaya ignimbrite overlying the Selime tuff is more resistant to erosion. The Kızılkaya ignimbrite having vertical or nearly vertical discontinuity sets exhibit rock falls because of erosion of Selime tuff. The fallen rocks are serious threats on Yaprakhisar village locating on the lower parts of the slope. Especially, the houses near to slope are under a serious rock fall risk.

In the present study, the rock falls sourced from the Kızılkaya ignimbrite were evaluated by two-dimensional rock fall analyses and the different rock fall scenarios depending on block size were assessed. By evaluating the maximum runout distance, horizontal velocity and total kinetic energy obtained from rock fall analyses, quantitative risk assessments were performed.

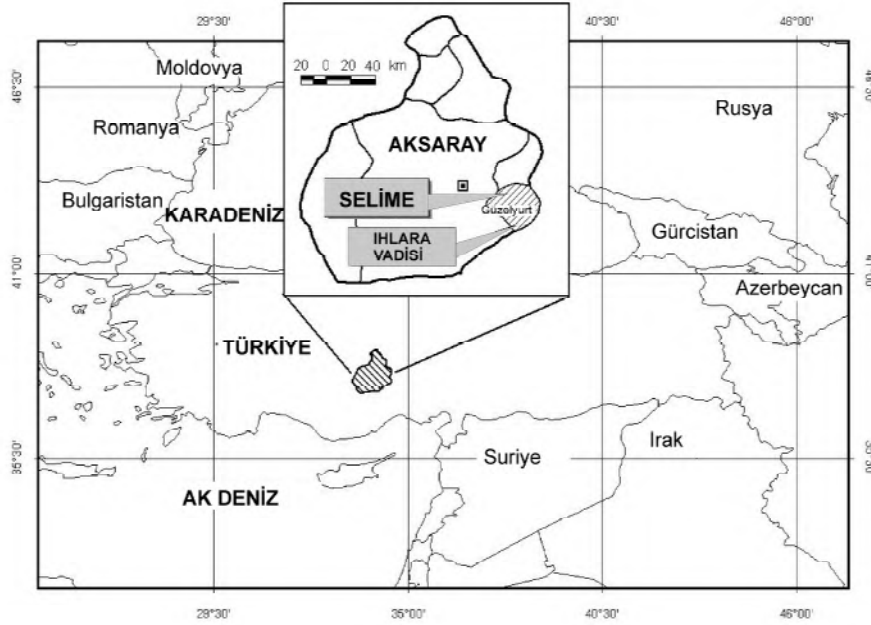
Key words: Capadoccia, Ihlara, rock fall, risk analyses

1. GİRİŞ

Çalışma alanı Kapadokya Bölgesi'nin jeolojik ve jeomorfolojik özellikleri bakımından en ilgi çekici yerlerinden biri olan Ihlara Bölgesi'nde yer almaktadır (Şekil 1). Bu bölgedeki en önemli yerleşim yerlerinden biri olan Yaprakhisar köyü ve çevresinde meydana gelen kaya düşmeleri, hem buradaki yerleşik düzeni hem de ziyaretçileri tehdit etmektedir. Kapadokya Bölgesi farklı aşınım süreçleri sonucu oluşan ilginç morfolojik yapılarının yanı sıra, bu süreçlerin erozyona karşı gösterdikleri duyarlılık bakımından birbirinden "daha az" ya da "daha çok" duyarlı kayaçların sergiledikleri davranış biçimleri ile de önemli bir bölge niteliğindedir. Kayaçların erozyona karşı gösterdikleri farklı duyarlılık Kapadokya bölgesinin pek çok yerinde ve çalışma alanında meydana gelen kaya düşmelerinin en önemli nedenlerinden biridir (Doyuran, 1976; Tunusluoğlu and Zorlu, 2008; Zorlu vd., 2008). Bölgede, dirençli kayaçlardan oluşan seviyeler genellikle kireçtaşı ve ignimbirit gibi aşınıma dayanıklı birimlerden oluşurken, düşük direnç özelliği gösteren birimler; kil, marn ve tüften oluşmaktadır. Erozyona karşı düşük direnç gösteren kayaçların tabanda bulunmaları ve aşınarak üst kısımlardaki daha dirençli kayaçların taban kısımlarını desteksiz bırakmaları ile kaya düşmeleri meydana gelmektedir. Bu çalışma kapsamında, erozyona karşı gösterdikleri duyarlılık birbirinden farklı olan Kızılkaya ignimbiriti ile Selime tufü'nde meydana gelen kaya düşmelerinin Yaprakhisar köyü için oluşturduğu tehlikeler tartışılmış olup, niceliksel risk değerlendirme hesapları yapılmıştır. Bu amaçla, iki boyutlu kaya



düşmesi senaryoları oluşturularak, düşen blokların kinetik enerjileri ve gidebilecekleri en uzak mesafeler belirlenmiştir. Yapılan analizler sonucunda risk altındaki elemanlar belirlenmiş ve bir risk haritası üretilerek yorumlanmıştır.

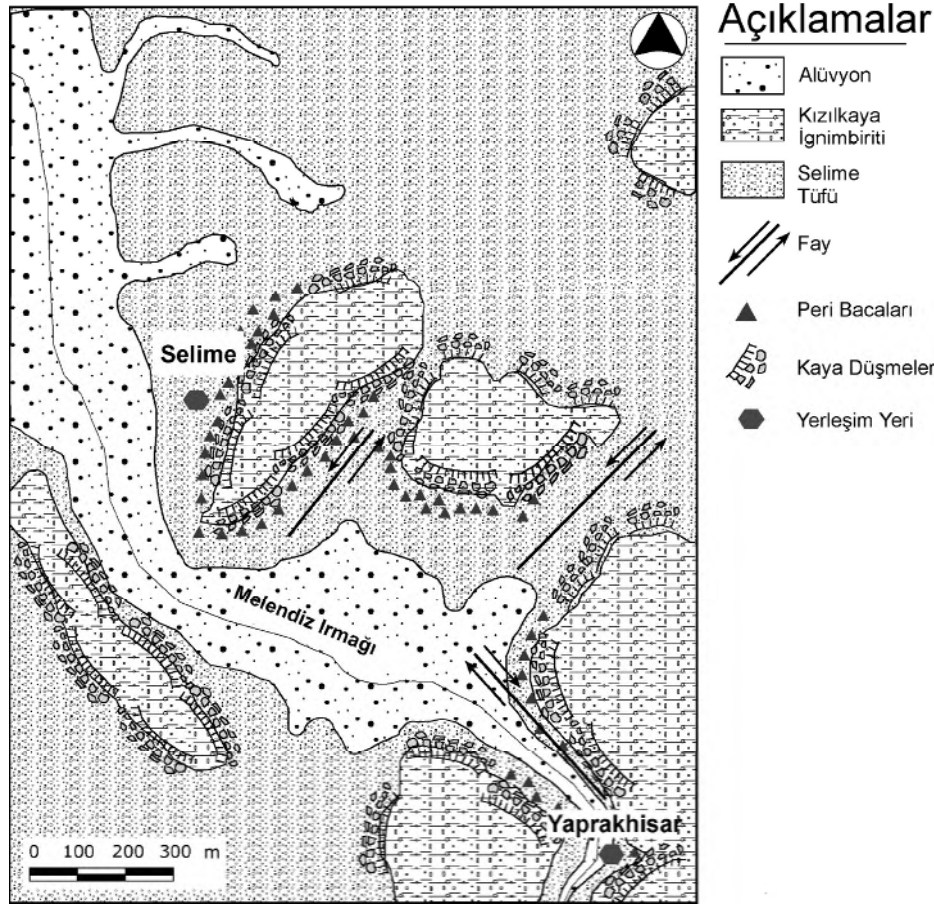


Şekil 1. Yer bulduru haritası

2. ÇALIŞMA ALANI

İnceleme alanı Ihlara Bölgesi'nde yer alan Yaprakhisar Köyü'dür. Yaprakhisar Köyü ve çevresinde yüzeylenen birimler Pliyosen yaşlı Selime tüfü ve Kızılkaya ignimbiriti ile Melendiz çayına ait alüvyonlardır. Kızılkaya ignimbiritinin en iyi gözlemlendiği yerler Kızılkaya köyü ve Ihlara vadisi olup (Temel et. al., 1998) Le Penneç (1994)'e göre birimin sırasıyla; yüzeylendiği alan yaklaşık 10600 km², hacmi 180 km³ ve kalınlığı 4-60 m'dir. Bölgenin bazı kesimlerinde 100 m kalınlığa kadar ulaşan Selime tüfü üzerine uyumlu olarak gelen Kızılkaya ignimbiriti üzerinde alüvyonlar, uyumsuz olarak yer almaktadır (Şekil 2).

Kapadokya bölgesine en yakın aktif fay, Ecemiş fay sistemidir. Bu fay sisteminin çalışma alanına yaklaşık uzaklığı 60 km'dir. Ecemiş fay zonu KD-GB yönlü doğrultu atımlı bir fay sistemidir. Türkiye'nin diğer bölgeleriyle karşılaştırıldığında, Kapadokya bölgesi, depremsellik açısından, daha düşük aktiviteye sahip bir bölgedir (Ulusay ve diğ., 2006).



Şekil 2. İnceleme alanının jeoloji haritası

Bölgedeki en büyük deprem, 1940 yılında, çalışma alanının kuzeydoğusunda kalan Erciyes dağı civarında ve 5.2 büyüklüğünde meydana gelmiştir (Aydan ve Ulusay, 2003). Türkiye'nin Deprem Tehlike Zon Haritası'na göre, çalışma alanı 4. derece deprem bölgesi içerisinde yer almaktadır.

Çalışma alanı ve yakın çevresinde meydana gelen erozyon, su veya rüzgar, ya da her ikisinin birden etkisiyle oluşmakta ve bölgede yarınıtı/yüzey erozyonu şeklinde gözlenmektedir. Aşınma duyarlılıkları birbirinden farklı kayaçların yer aldığı bölgede, erozyon süreçleri hem jeolojik olarak ilginç morfolojiler sunmakta hem de bölgedeki kaya düşme riskini artırmaktadır.

İnceleme alanındaki topografik yükseklik 1320 m'ye kadar çıkmakta olup, Yaprakhisar köyü ile kaya düşmelerinin meydana geldiği yamaçlar arasındaki yükseklik farkı yaklaşık 200 m'dir (Şekil 3). Yamaç eğimlerinin yaklaşık 90°'ye kadar ulaştığı bölgede, yamaç yönelimleri genellikle K-KB yönündedir (Şekil 4a, 4b, 4c).

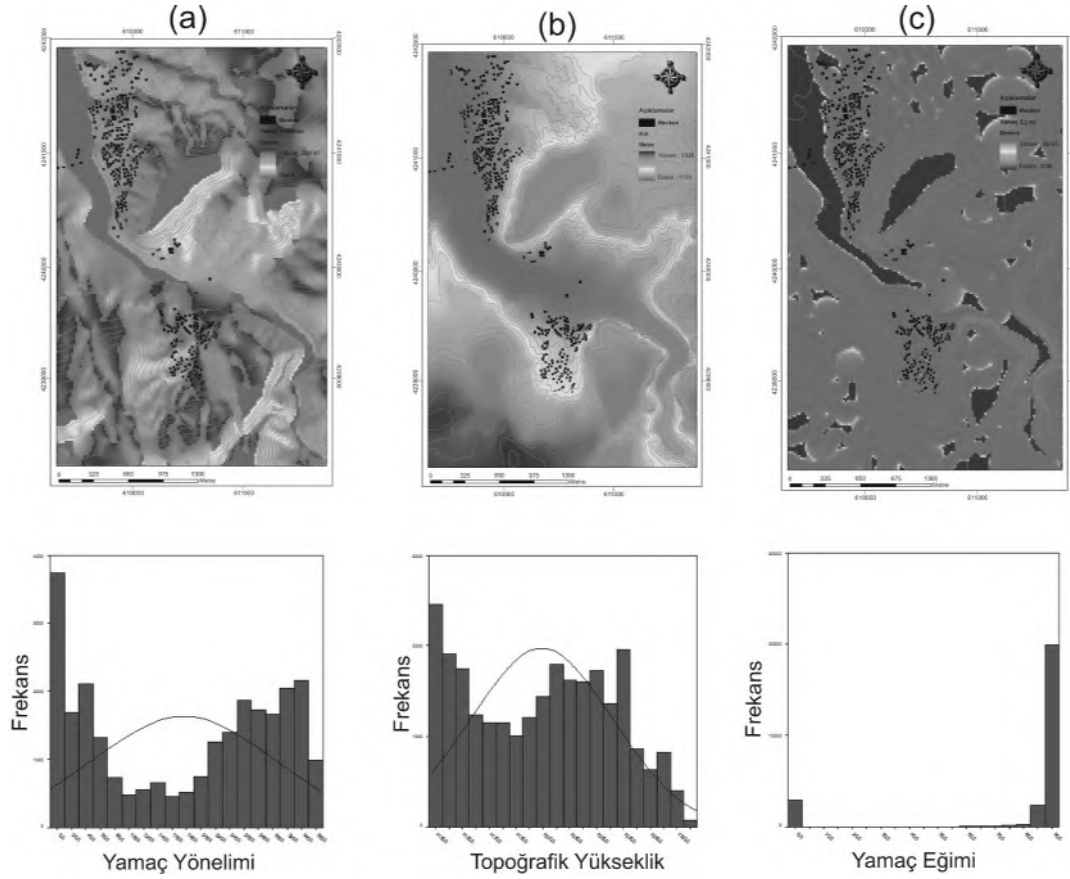


Şekil 3.Yaprakhisar köyü ve kaya düşmelerinin meydana geldiği yamaçlar

3. ARAZİ ÇALIŞMALARI

Arazi çalışmalarının ilk aşamasında süreksizlik hat etüdları yapılmış, ve düşme tehlikesi bulunan blokları kontrol eden süreksizlikler belirlenmiştir (Şekil 5). Süreksizlik hat etüdlarına göre; düşen ve düşme tehlikesi bulunan blokları kontrol eden üç ana süreksizlik seti ile farklı evrelerde çökmelere bağlı olarak gelişen yataya yakın süreksizlikler bulunmaktadır. Eğim-eğim yönlerine göre süreksizlik setleri sırasıyla; 84/263, 87/202, 82/148 olarak belirlenmiştir (Şekil 6). Süreksizlikler, oldukça yüksek devamlılığa (>20 m), 1 mm'den >10 cm'ye kadar açıklığa (çok sıkıdan, oldukça geniş açıklığa kadar) sahiptir. Süreksizliklerde herhangi bir su akışına rastlanmamıştır (ISRM, 1981). Süreksizlik yüzeyleri ondülasyonlu pürüzlü - basamaklıdır ve bu yüzeyler dolgu malzemesi içermemektedir. Süreksizlik aralıkları değişken olup, ortalama aralık değeri 3 m olarak belirlenmiştir.

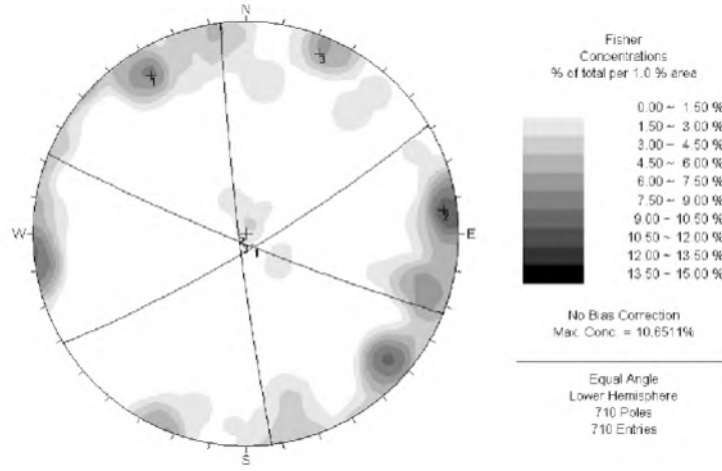
Arazi çalışmalarının son aşamasında, düşmüş olan blokların yerleri ve boyutları belirlenmiş, ayrıca kat ettikleri mesafeler ölçülmüştür (Şekil 7). Arazide ölçülen düşmüş blokların boyutları iki boyutlu kaya düşmesi analizlerinde kullanılmıştır. Düşmüş blokların ölçülen en büyük ağırlık değerleri ortalaması yaklaşık 3500 kg olup, en küçük düşmüş blok ağırlığı ortalaması ise 50 kg'dır. Arazi çalışmaları sırasında, kaya düşme analizlerinde girdi parametresi olarak kullanılacak olan morfolojik ve yüzey özellikleri belirlenmiştir. Analizlerde topografik yüzeyler talus malzemesi olarak tanımlanmıştır.



Şekil 4. (a) İnceleme alanının yamaç yönelimi, (b) topoğrafik yükseklik, (c) yamaç eğimi haritaları ve sayısal arazi modelinden üretilen parametrelerin histogramları



Şekil 5. Kızılkaya ignimbiritlerinde gelişen süreksizlikler



Şekil 6. Ana süreksizlik setlerinin kontur diyagramı



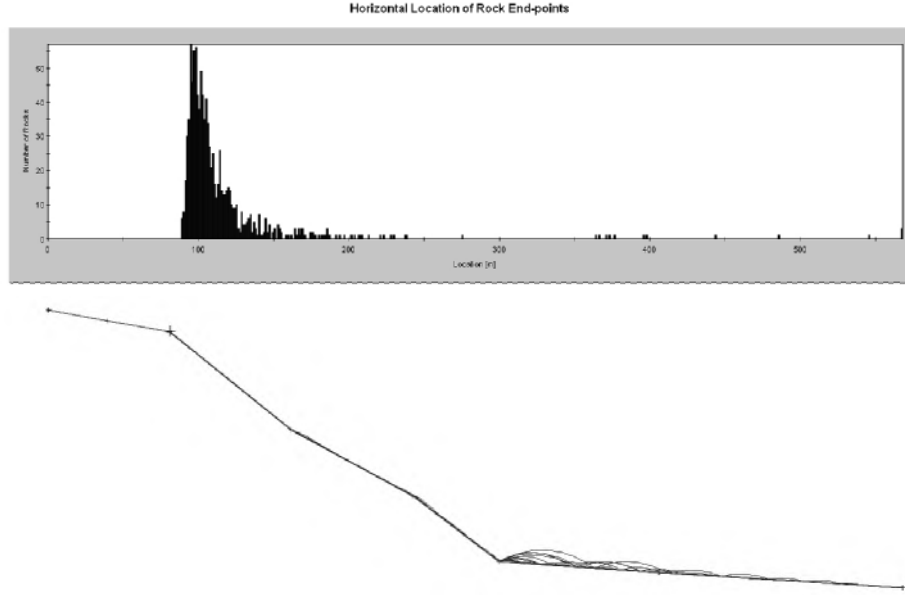
Şekil 7. Arazide ölçülmüş değişik boyutlardaki düşmüş blok boyutları

4. KAYA DÜŞMESİ ANALİZLERİ

Kızılkaya ignimbiritleri üzerinde meydana gelen kaya düşmelerinin mekanizmasının ve düşme potansiyeli olan blokları kontrol eden süreksizliklerin belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar sonrasında, kaya düşmesi analizlerinde kullanılmak üzere düşmüş blokların boyutları ve konumları, arazi gözlem ve ölçümleriyle belirlenmiştir. Blokların hesaplanan ağırlıkları 50 kg ile 3500 kg arasında değişmektedir. Blok boyutuna bağlı olarak gerçekleştirilen farklı kaya düşme senaryoları ile serbest blokların düşmeleri halinde gidebilecekleri en uzak mesafe ve toplam kinetik enerjileri belirlenmiştir (Şekil 8). Kaya düşmesi analizleri, Yaprakhisar köyünü



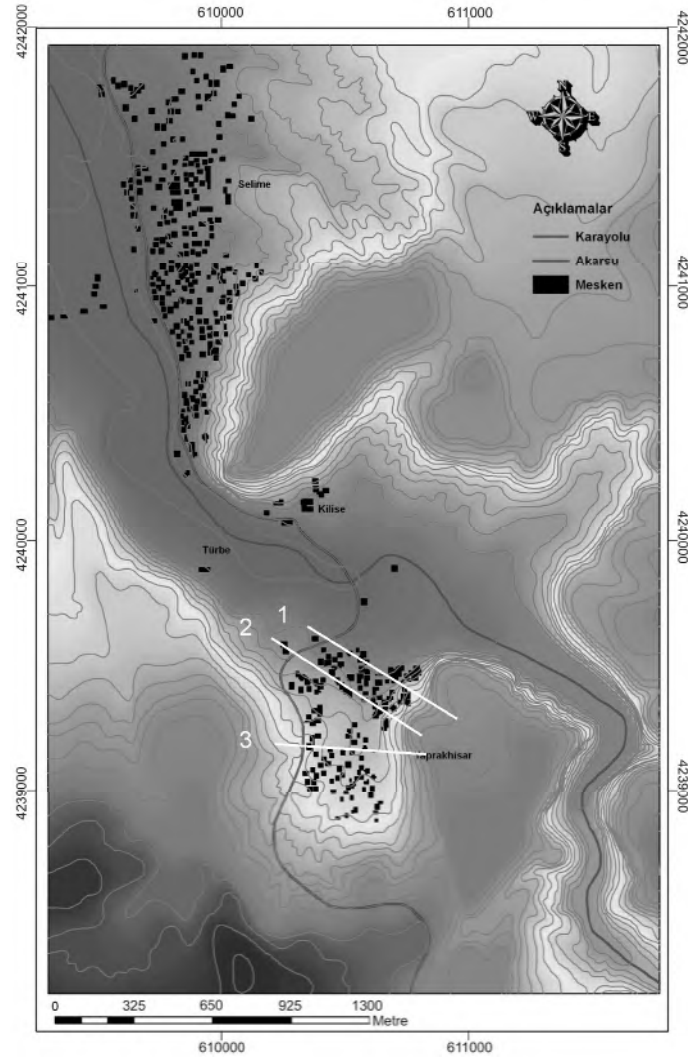
tehdit eden blok düşmelerinin kaynağından köye kadar uzanan üç farklı kesit üzerinde gerçekleştirilmiştir (Şekil 9). Yapılan bütün analizler, Rockfall V4.0 yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiş olup, analizlerde kullanılan girdi parametrelerinin detayı Tablo 1’de verilmiştir.



Şekil 8. Kaya düşme analizleri ile oluşturulan senaryoda bloğun gidebileceği en uzak mesafenin belirlenmesi (kesit 1 örneği)

Tablo 1. Kaya düşme analizlerinde kullanılan girdi parametreleri

Parametreler	Değer
Kaya düşürme sayısı	1000
En düşük hız kesme değeri (m/s)	0.1
Normal geri verme katsayısı	0.75 ± 0.07
Teğetsel geri verme katsayısı	0.98 ± 0.07
İçsel sürtünme açısı (Φ)	35^0
Profil pürüzlülüğü	2
İlk hız (m/s)	1 ± 0.5



Şekil 9. Kaya düşmesi analizlerinin yapıldığı kesit hatları

5. RİSK ANALİZLERİ

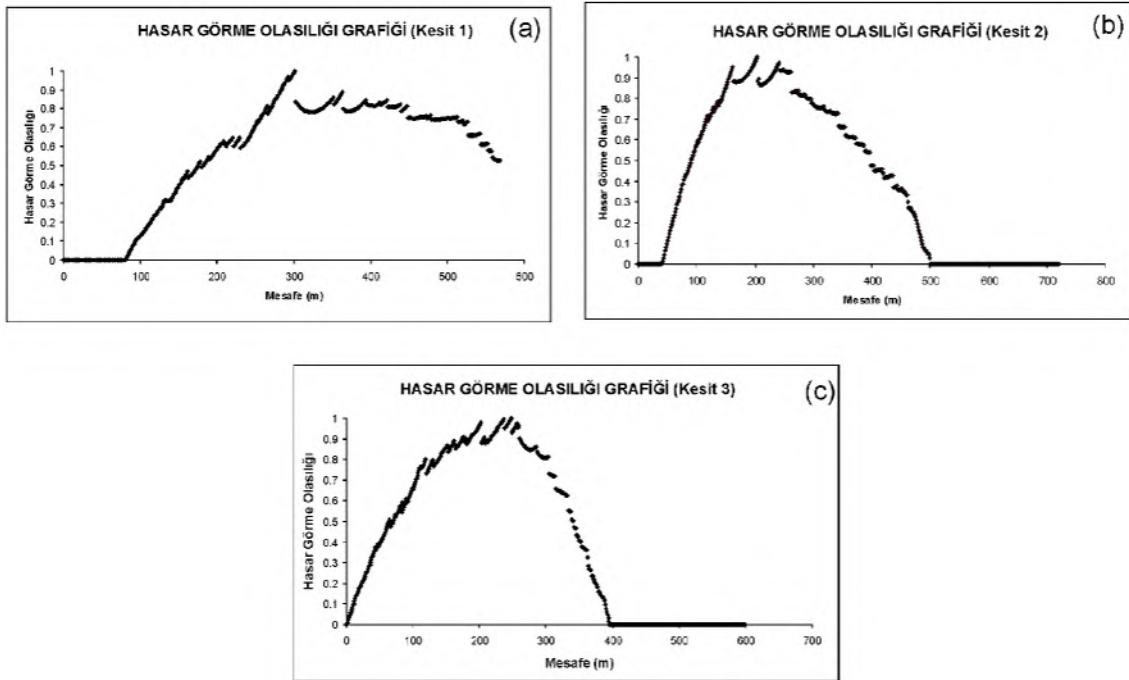
Yaprakhisar köyünü tehdit eden kaya düşmeleri, özellikle şev yamaçlarına yakın evler için ciddi bir tehlike oluşturmaktadır. Yaprakhisar köyü için can kaybıyla sonuçlanan herhangi bir kaya düşmesi olayına kayıtlarda rastlanmamış olmakla birlikte, düşen blokların köyün içerisine kadar ulaşmaları ile evlerde hasarların meydana gelmesi kaçınılmazdır. Üç farklı kesitte oluşturulan kaya düşmesi senaryolarına göre, blok boyutuna da bağlı olarak düşen blokların gidebildikleri en uzak mesafeler sırasıyla; kesit 1, 2 ve 3 için, 200 m, 250 m ve 150 m olarak belirlenmiştir. Blokların gidebildikleri en uzak mesafeler dikkate alındığında, bu blokların düşmeleri halinde köyün içlerine kadar ulaşmaları, ya da şevin yamaçlarında bulunan evlere çarparak durmaları söz konusudur. Bu nedenle, şeve yakınlığa göre evlerin hasar görme olasılıkları değişkendir.



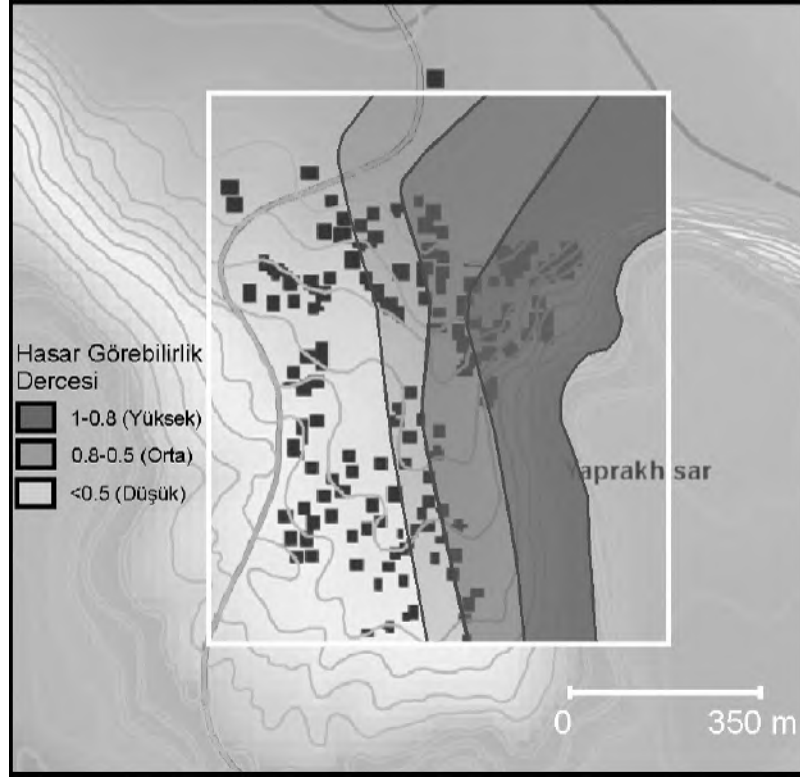
Risk analizleri;

$$R = A \cdot V \cdot C \quad (1)$$

Formülü dikkate alınarak yapılmıştır. Burada; R, risk, A, tehlike, V, hasar görebilme olasılığı ve C, hasar görececek elemanın değeri'dir (Afet İşleri Genel Müdürlüğü 2007 yılı verilerine göre, bir ev için maddi değer 21000 YTL olarak verilmektedir). Yaprakhisar köyü için tehlike değeri, kaya düşmelerinin zamandan bağımsız olarak her koşulda kopma zonundan itibaren gerçekleşeceği öngörülerek "1" alınmıştır. Evlerin hasar görebilme olasılığı ise; toplam kinetik enerjiye bağlı olarak hasarın "0" ile "1" arasında değiştiği kabul edilmiştir. Kinetik enerjinin en yüksek olduğu mesafede hasar görebilme olasılığı "1" alınmış ve kinetik enerji değerleri buna göre normalize edilerek hasar görebilme olasılıkları belirlenmiştir (Şekil 10). Hasar görebilme olasılıklarının dağılımı haritalanarak (Şekil 11) bu zonlar içerisinde kalan evler belirlenmiştir. Buna göre yüksek risk, diğer bir ifadeyle hasar görebilme olasılığının "1" olduğu alanda kalan ev sayısı 32 adet, orta seviyede risk altında kalan ev sayısı 25 adet ve düşük seviyede risk altında kalan ev sayısı ise 24 adettir. Tehlikenin "1" olması koşulunda (bu çalışma kapsamında tehlike "1" alınmıştır) beklenen maddi kayıp ise 1.344.000 YTL'dir. Ayrıca, hazırlanan zon haritasına göre, herhangi bir yapılaşmanın olmadığı alanlarda, gelecekte yapılaşmanın olması durumunda üstlenilecek olan risk miktarı da tahmin edilebilir.



Şekil 10. Toplam kinetik enerji miktarına bağlı olarak hasar görebilme olasılığının mesafeye bağlı değişimi



Şekil 11. Evlerin hasar görülebilirlik derecesi zon haritası

SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Çalışma kapsamında bir yerleşim yerinin kaya düşmesi tehlikesi ve riski incelenmiştir. Çalışma alanındaki litolojiler üzerinde etkili olan farklı erozyon süreçleri kaya düşmelerine neden olmaktadır. Çalışmada Kızılkaya ignimbritlerinde meydana gelen kaya düşmeleri iki boyutlu kaya düşme analizleri ile değerlendirilmiş ve düşen blokların gidebilecekleri en uzak mesafeler ile toplam kinetik enerjileri belirlenmiştir. Analizlere temel olan blok boyutu, geri verme katsayıları, şev özellikleri gibi veriler saha çalışmalarıyla toplanmıştır. Kızılkaya ignimbritlerinde kaya düşmelerine neden olan dike yakın ve birbirini kesen üç süreksizlik seti mevcuttur. Ortalama süreksizlik aralığı 3 m olup, bu süreksizlikler yüksek devamlılığa sahiptir. İncelenen sahada alınan ölçümlere göre, ağırlıkları 50 kg'dan 3500 kg'a kadar değişen düşmüş bloklar mevcuttur. Yapılan analizler sonucunda blokların gidebileceği en uzak mesafeler ve kinetik enerjinin mesafeye bağlı değişimleri dikkate alınarak, Yaprakhisar köyü yerleşim yerinin risk düzeyleri belirlenmiştir. Çalışmanın son aşamasında, hasar görülebilirlik derecesi zon haritası hazırlanmış ve beklenen maddi kayıp bu zon haritası dikkate alınarak hesaplanmıştır.

Elde edilen sonuçlara göre, Yaprakhisar köyü büyük ölçüde kaya düşmesi riski altındadır. Erozyona karşı duyarlı Selime tüfü üzerinde yüzeylenen ve erozyon süreçlerine daha fazla dirençli Kızılkaya ignimbritinde, taban aşınması ve süreksizlik kontrollü meydana gelen kaya düşmeleri Yaprakhisar köyündeki evleri tehdit etmekte ve düşen/düşecek bloklara karşı



herhangi bir önlem alınmamış durumdadır. Ancak, yapılan analizler sonucunda, kaya düşmelerinin Yaprakhisar köyü için oldukça yüksek bir maddi kayıpla sonuçlanması, daha da önemlisi düşen blokların can kayıplarına da yol açma olasılığı, oldukça yüksek bir ihtimaldir. Bu nedenle, Yaprakhisar köyü ve çevresinin kaya düşmesi riski açısından daha detaylı değerlendirilmesi ve gerekli önlemlerin alınması, buralardaki can ve mal kayıplarını önleme açısından oldukça önemlidir.

KAYNAKLAR

Aydan O., Ulusay, R., 2003, Geotechnical and geoenvironmental characteristics of man-made underground structures in Cappadocia, Turkey. Eng Geol, Vol. 69, 245–272.

Doyuran, V., 1976, Environmental geology problems of Ortahisar (in Turkish), TJK Bulteni, Vol. 19, 83-88.

Gökçe, O., Demir, A., Özden, Ş., 2006. Türkiye’de heyelanlı yerleşim birimlerinin dağılımı ve CBS ortamında sorgulanması (Afet Envanteri 1950-2005). 1. Heyelan Sempozyumu 30 Kasım-2 Aralık Trabzon, Bildiriler Kitabı, 24-40.

ISRM 1981, Rock characterization, testing and monitoring: suggested methods, International Society for rock mechanics. In: Brown ET (ed) Pergamon Press, Oxford, 211 p.

Le Pennec, J.L., Bourdier, J.L., Temel, A., Camus, G., Gourgaud, A., 1994. Neogene tuffs of Nevşehir Plateau (central Turkey): stratigraphy, distribution and source constraints. J. Volcanol. Geotherm. Res. 63, 59–87.

Temel, A., Gundogdu, M.N., Gourgaud A., Le Pennec J.L., 1998, Ignimbrites of Cappadocia (Central Anatolia-Turkey), petrology and geochemistry, J Volcanol Geotherm Resour Vol. 85, 447–471.

Tunusluoglu, M. C. and Zorlu, K., 2008. Rockfall Hazard Assessment in a Cultural and Natural Heritage (Ortahisar Castle, Cappadocia, Turkey) Environmental Geology DOI : 10.1007/s00254-008-1198-z.

Ulusay R., Gökçeoğlu C., Topal T., Sönmez H., Tuncay E., Ergüler Z. A., Kasmer Ö., 2006, Assessment of environmental and engineering geological problems for the possible re-use of an abandoned rock-hewn settlement in Ürgüp (Cappadocia), Turkey, Environ. Geol. Vol. 50, 473-494.

Zorlu, K., Tunusluoğlu, M.C., Görüm, T., Yalçın, A., Gökçeoğlu, C., Nefeslioğlu, H.A., 2008. Kapadokya Bölgesindeki Yüzey Süreçlerinin Kaya Düşme Tehlikesi Üzerindeki Etkileri. 61. Türkiye Jeoloji Kurultayı, s. 288.



KARATEPE (BUCA-İZMİR) ANDEZİT KAYA ŞEVİNİN STABİLİTE DEĞERLENDİRMESİ

Slope Stability Assessment of the Karatepe Andesitic Rock Slope

Cem Kıncal ve M. Y. Koca

Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü-İzmir

ÖZET

Bu çalışmanın amacı , ‘Atatürk Anıtı Projesi’ kapsamında andezit kaya şevinin şev stabilitesi açısından kinematik olarak analizini yapmaktır. Atatürk maskının inşaaı üzerine temellendirilmiş bu proje Türkiye’nin en önemli anıtsal projesidir. 700 ton ağırlığında ve çelik konstrüksiyon olarak yapılmış Atatürk anıtının temel kayasını aglomeralar teşkil eder. Şev stabilitesi açısından değerlendirilen İzmir/Buca’da, Çaldıran Semtinde eski bir taş ocağı mevkiinde yer alan Karatepe andezit kaya şevi 36 m yüksekliğe sahip olup genel şev açısı 70°’dir. Hafif eğri bir yüzeye sahip şev, farklı şev açılarında iki kademedan oluşmuştur. Andezit kaya şevinde üç süreksizlik takımının varlığı gözlenmiştir. Bunlar akma bant yapıları, soğuma çatlakları ve soğuma çatlaklarına paralel gelişmiş tektonik kökenli çatlaklardır. Andezit kaya kütlesinin davranışı, yaklaşık birbirine dik gelişmiş bu çatlaklar tarafından kontrol edilir. Soğuma çatlakları genellikle 1-5 cm kalınlığında kil dolguya sahip açık çatlaklı ve düz – düzlemsel süreksizlik yüzeylerine sahipken, soğuma yüzeylerine dik gelişmiş akma bant yapıları pürüzlü-ondülasyonlu süreksizlik yüzeylerine sahiptir. Yüksek eğime sahip soğuma çatlakları düzlemsel kayma açısından kritik süreksizlik yüzeylerini ve bazı durumlarda da şev üst yüzeyindeki bloklu yapıyı oluştururlar. Şev üzerinde kayma ve düşme eğilimi gösteren bazı kesimler ve uygun olmayan kaya bloklarının yerleri, yerinde gözlemler ve stereografik projeksiyon teknikleri kullanılarak yapılan kaya şev stabilitesi analizleri ile belirlenmiştir. Bu işlemin sonrasında, kaya bloklarının ve stabilite açısından uygun olmayan şev kesimlerinin yerleri şevin panoramik çekilmiş fotoğrafları üzerine işaretlenmiştir. Fotoğraflar anıtın inşaaı öncesinde, şevin temizlenmesi için önemli bir döküman olarak kullanılmışlardır. Bu makalede, kaya şevinin ve yöresinin uzun dönemli güvenliğinin sağlanması için yapılan mühendislik jeolojisi çalışmaları sunulmuştur.



Abstract

The scope of this study is to analyse of the andesitic rock slope in terms of the slope stability in the project of “Atatürk Monument” kinematically. This project based on the building of Atatürk mask is the most important manumental project of Turkey. Foundation rock of the Atatürk monument which has the weight of 700-tons made up of the steel construction, is agglomerate. Karatepe andesitic rock slope evaluated from the slope stability which is located in an old quarry site of the Çaldıran district of Buca-İzmir, has 36 m in height and the general slope angle of 70°. The slope has a slightly concave morphology and has two benches with different slope angles. Existing of three discontinuity sets in the andesitic rock slope were observed. They are flow band structures, cooling joints and tectonic joints which were developed parallel to the cooling joints. Behaviour of the andesitic rock mass is controlled by the joint sets nearly vertically developed with each other. While the cooling joints have smooth-planar discontinuity surfaces and opened joints with generally 1-5 cm clay fill thickness, flow band structures nearly vertically developed to the cooling joints have rough-ondulated discontinuity surfaces. Cooling joints with high dip angle are formed to the critical discontinuity surfaces in terms of the planar failures, and some cases, they are also formed a blocky structure on the upper slope face. The places of improper rock blocks and some parts on the slope, which have tendency to slide and fall, were determined with the rock slope stability analyses using the stereographic projection techniques and in-situ slope observations. After this process, places of the rock blocks and some slope parts were marked on the panaromic photographs of the slope. These photographs were used as an important document to be cleaned the slope before the instruction of the monument. Engineering geological studies which were carried out to provide the safety of the rock slope and its vicinity for the long term, were presented in this paper.

1. GİRİŞ

Bu çalışmanın amacı, İzmir İli, Buca ilçesinde yapılması planlanan “Atatürk mozalesi projesi” kapsamında, İzmir-L18-A-08-c-3c 1/1000 ölçekli imar paftasında belirlenen alanın şev stabilitesi açısından değerlendirmesini yapmaktır.

Atatürk mozalesinin oturacağı kaya zemin aglomeralardan oluşmaktadır. Mozalenin kaidesi 7.0 metre genişliğinde ve 15 metre uzunluğundaki dikdörtgen bir alan üzerine oturtulacaktır.



Mozalenin yüksekliği 40.0 metredir. Tahmin edilen ağırlığı çelik konstrüksüyon iç çatı dahil yaklaşık 700 ton mertebesinde. Kavisli bir dış yüzey morfolojisine sahip kaya şevi stabilite açısından değerlendirilmiş, yapılan kinematik analizlerle kayma riski bulunan şev kesimleri, kaya düşme ve yuvarlanması açısından riskli bloklar da yerinde gözlemlerle belirlenmiştir. Kayma ve düşme riski taşıyan bu blokların yerleri panoramik şev fotoğrafları üzerine işaretlenmiştir. Bu fotoğraflar, şevin temizlenmesinde rehber gibi kullanılabilecek döküman özelliği taşımaktadır.

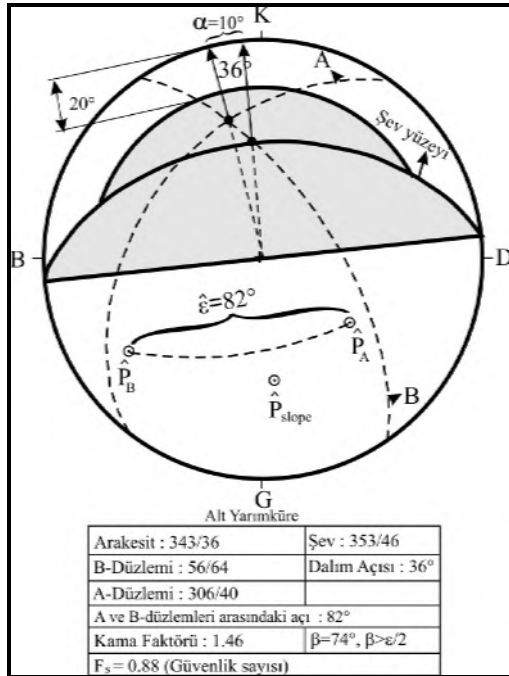
Şev stabilitesi açısından değerlendirilmesi yapılan andezitlerin kaya kütle puanı Bieniawski (1989) tarafından önerilen RMR (Rock Mass Rating) sınıflama sistemine göre hesaplanmıştır. RMR kaya kütle sınıflama sistemi şevleri de içine alacak şekilde genişletilmesi ile, Romano (1985;1993;1995) tarafından önerilen şev kütle puanı (Slope Mass Rating :SMR) X-X' ve Y-Y' jeoteknik kesitleri için ayrı ayrı hesaplanmıştır. SMR puanları ve sınıfları belirlenen şev kesimlerinin beklenen yenilme tipleri ve duraylılığı sağlamak için gerekli destek tipleri önerilmiştir.

2. YÖNTEM

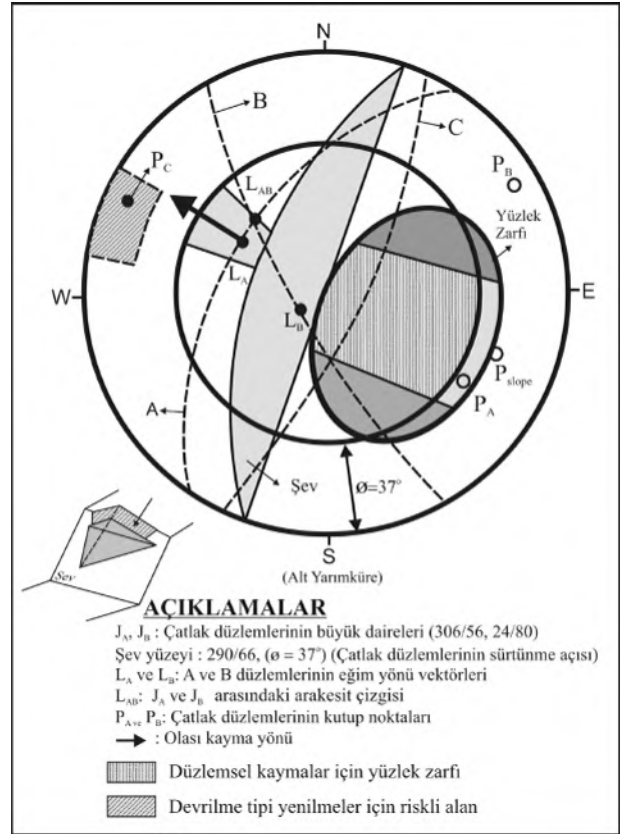
K60B yönünde X-X' ve K36B yönünde Y-Y' jeoteknik amaçlı kesitler alınmıştır (Şekil 6 ve 8). Bu kesitler de, kaya birimlerinin konumları, yanal ve düşey yöndeki değişimleri, oluşturdıkları şev açıları, şevde mevcut açık çatlaklı soğuma yüzeylerinin kayma riski oluşturup-oluşturmaları belirlenmiştir. Başlangıçta, süreksizliklerin özelliklerinin belirlenmesine yönelik detay süreksizlik ölçümleri yapılmış ve elde edilen ölçüm ve gözlem sonuçları kaya kütle sınıflamalarında kullanılmıştır. Daha sonra, andezit kaya şevlerinde meydana gelmiş kaymaların kayma koşullarının ne olduğunu belirlemek için geri analizler yapılmış ve kaymaların hangi açılarda meydana geldiği saptanmıştır. Şev çalışmalarında genellikle ihmal edilen ayrıntılı bir veri kaynağı sahada gözlenebilen şev duraysızlıklarıdır. Şev kaymalarıyla ilgili olarak Karatepe andezit şevinde önceden kaymış şevlerin geriye dönük analizleri yapılarak kayma düzlemlerinin eğim açıları tespit edilmiştir. Düzlemsel ve kama tipinde meydana gelmiş kütle hareketlerinde kaymaların süreksizliğin hangi eğim değerinde gerçekleştiğini belirlemek için stereografik izdüşüm teknikleri kullanılmıştır. Bu durumda etkili olabilecek “Ø” açısı değeri, arazide yapılmış tilt deneylerinden elde edilen sürtünme



açısı değeriyle karşılaştırılmıştır. Bu işlemlerin sonucunda kinematik analizlerde kullanılacak ϕ -açısı değeri karar verilmiştir. Geri analizler ve kayma potansiyeli olan şev kesimleri için yapılan kinematik analizlerle ilgili akış şeması Şekil 2’de sunulmuştur. Kaya şev stabilite analizlerinde stereografik projeksiyon yöntemleri uygulanmıştır. Kinematik analizlerde (Hoek ve Bray, 1974; Hocking, 1976; Goodman ve Bray, 1976; Richards ve diğ., 1978), şev düzleminin yüzlek zarfı (daylight envelope) çizilmiş, süreksizliklere ait kutup noktalarının bu zarfın içinde kalıp-kalmadıkları incelenmiştir. Düzlemsel kayma açısından, yüzlek zarfının içinde kalan süreksizliklerle ilgili $\alpha_{şev} > \alpha_{\psi} > \phi$ şartının, kama tipi kaymalarla ilgili olarak da $\alpha_{şev} > \alpha_{\psi i} > \phi$ şartının gerçekleşip-gerçekleşmediği dikkate alınmıştır (Şekil 1). Bu makalede gerçekleştirilen şev stabilitesi çalışmalarına ait akış şeması Şekil 2’de sunulmuştur.



(a)



(b)

Şekil 1: (a) Kama tipi kaymalar için, şev düzleminin eğim yönü ile arakesitin yönlemi arasındaki açının projeksiyon tekniği kullanılarak bulunması. (b) Karatepe andezit kaya şevi için düzlemsel kayma analizi (Goodman, 1980 tarafından önerilen sürtünme konisi metodu ile Hocking (1976)’nın stereografik projeksiyon tekniği kullanılmıştır).



Mühendislik jeolojisi çalışmaları kapsamında, süreksizlik ara uzaklığı değerleri üst andezitler, aglomeralar ve alt andezit birimleri için ölçülmüştür. Ölçümler ISRM (1981)’ de önerildiği şekilde yapılmıştır. RQD% değerleri karot örnekleri üzerinden doğrudan ölçü alınarak değil, hatlar boyunca (scan-line) ortalama süreksizlik sıklığı değeri (λ) belirlendikten sonra aşağıdaki formül gereğince hesaplanmıştır. RQD(%) değeri kaya kütle sınıflamasında kullanılmıştır.

$$\text{RQD} = 100 e^{-0.1\lambda} (0.1\lambda + 1) \dots\dots\dots \text{Hudson ve Priest (1979)}$$

Arazide alınan ölçümler sonucunda ortalama süreksizlik aralığı (X) ve süreksizlik sıklığı (1 metredeki süreksizlik sayısı : λ) aşağıdaki ifadelerden belirlenmiştir; $X = L/N$, $\lambda = N/L$

Burada, L: Ölçüm hattının uzunluğu, N : Ölçüm hattını kesen süreksizliklerin sayısıdır. Yukarıda verilen parametreler (X ve λ) istatistiksel analizlerle belirlenmedikleri için ancak genel değerlendirme amaçlı kullanılırlar. Priest ve Hudson (1979) süreksizlik sıklığının daha duyarlı bir şekilde belirlenmesi amacıyla istatistiksel dağılım modellerinden yararlanmıştır. Araştırmacılar, süreksizlik ara uzaklığı parametrelerinin istatistiksel dağılım modellerinden “negatif eksponansiyel dağılıma” en iyi uyduğunu belirtmişlerdir.

Yukarıdaki ölçüm ve gözlemlerin ışığında, jeoteknik birimlerin Bieniawski (1979)’a göre kaya kütle puanı RMR sistemine göre elde edilmiştir. Elde edilen RMR ham değerleri, şevler için düzeltilerek yeniden belirlenmiştir. Romana (1987) tarafından RMR kaya kütle sınıflama sistemi şevleri de içine alacak şekilde genişletilmiştir. Doğal olarak, RMR ‘de kullanılan 6-parametre şev duraylılığı için uygundur, fakat sınıflama değerinin farklı mühendislik şartları için ayarlanmasına gereksinim vardır. Romana (1985)’e göre RMR değerinin hesaplanmasında aşağıdaki faktörler dikkate alınmıştır;

- a) F_1 , yamacın ve süreksizlik doğrultusu arasındaki paralellik ile ilgilidir,
- b) F_2 , düzlemsel yenilmede süreksizliğin eğimi ile ilgilidir,
- c) F_3 , şev açısının süreksizlik eğim açısı ile karşılaştırılması ile ilgilidir,
- d) F_4 , kazı yöntemine bağlı olarak şevin örselenme derecesinin gösterimi.

Bunlara göre, sınıflama değeri aşağıdaki formülden bulunur;

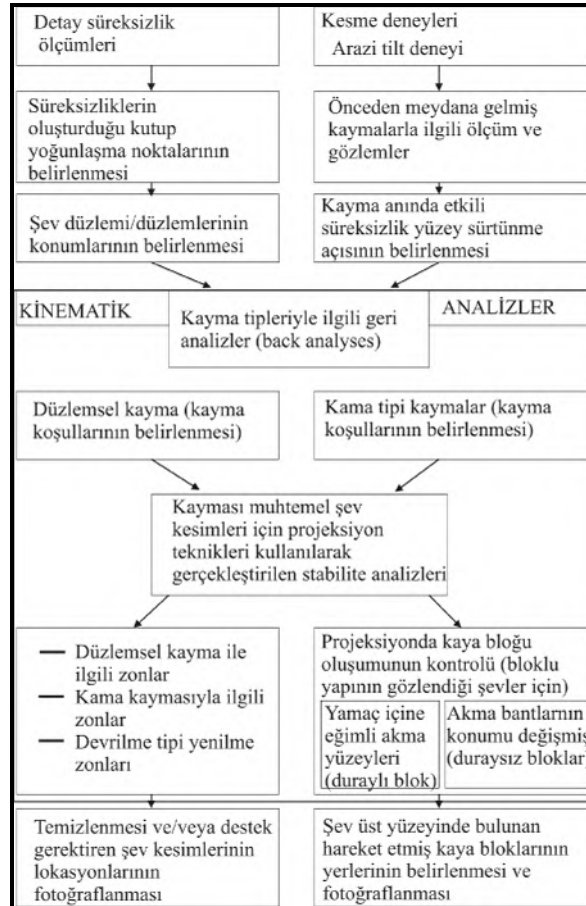
$$\text{RMR}_{\text{şev}} = \text{RMR}_{\text{esas}} - (F_1 \times F_2 \times F_3) + F_4$$

Düzenli patlatmalar için $F_4=0$ olarak alınmaktadır. Bu durumda;

$\text{RMR}_{\text{şev}} = \text{RMR}_{\text{esas}} - (F_1 \times F_2 \times F_3)$ olmaktadır. Bahsedilen andezit kaya şevinde patlatma yapılmamıştır. Özel bir kimyasal çatlaklara zerkedilmiş ve daha sonra, kimyasalın



genleşmesiyle çatlaklarda kohezyon kaybettirilmiştir. Açığa çıkan dilim vinç yardımıyla kolaylıkla alınmıştır. RMR_{esas} 'ı $RMR_{şev}$ 'e uyarlamak için gerekli dört sayısal faktör ile birlikte SMR (Slope Mass Rating) sınıfları, beklenen yenilme tipleri ve duraylılığı sağlamak amacıyla gerekli olan iyileştirici ölçümler verilmiştir.



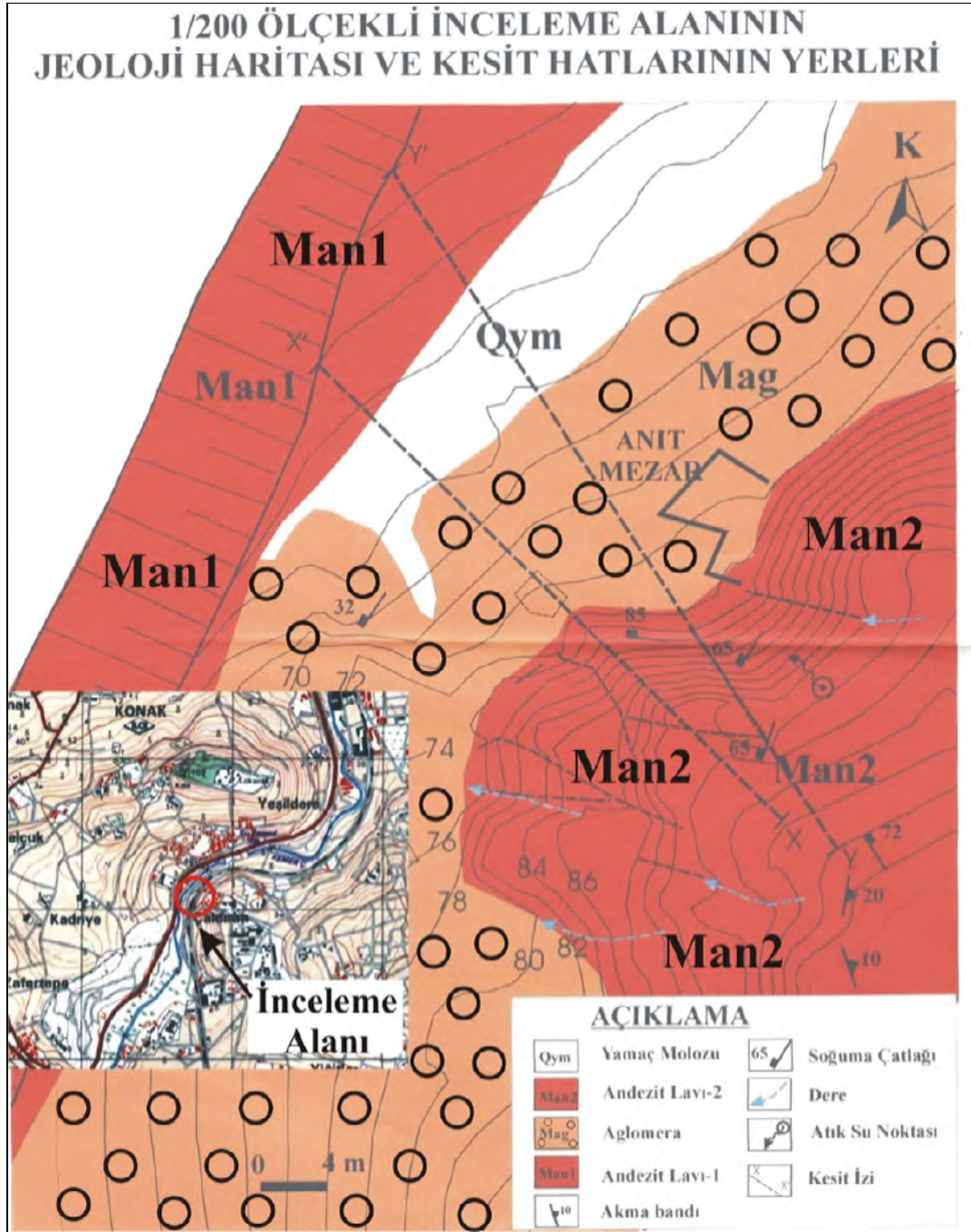
Şekil 2: Kaya şev stabilite analizlerinde dikkate alınan akış şeması.

3. JEOLJİ

İnceleme alanında yeralan kaya birimleri alttan üste doğru (Şekil 3); alt andezit lavı birimi (Man_{alt}), aglomera (Mag), üst andezit lavı birimi ($Man_{üst}$) ve yamaç molozlarıdır (Q_{ym}). İnceleme alanının jeoloji haritası Şekil 3'te ve stratigrafik kolon kesiti de Şekil 4'de sunulmuştur. Alt ve üst andezit lavları farklı jeolojik devirlerde meydana gelmiş lav akımlarına ait farklı özelliklerdeki volkanik birimlerdir. Üst andezitler Kadifekale



eteklerindeki andezitik lavlarla aynı kökenlidir. Kocatepe (109 m) yöresinde yer alan birimlerin dokanakları Şekil 3'te görülmektedir.



Şekil 3 : İnceleme alanının jeoloji ve yerbulduru haritası.



3.1 Alt andezit lavı birimi

Alt andezitler, siyahımsı kahve ve kırmızımsı kahve renklerde gözlenir. Akma bant yapıları yatay ya da $5-10^\circ$ kuzeybatıya eğimlidir. Akmalara dik gelişmiş soğuma yüzeylerinin uzanımları ray hattına dik gelişmiştir (235/73, 185/65, 204/70,...). Ray hattı boyunca andezitlerde gözenekli bir dokunun varlığı gözlenmiştir. Andezitler masif yapıdadır. Alt andezitler Neojen yaşlı killi kireçtaşlarının üzerine uyumsuz olarak gelmektedir (Şekil 4).

3.2 Aglomera birimi

Aglomeralar bloklu bir yapıya sahiptir. 5 cm-60 cm arasında çaplara sahip andezit blokları andezitik tuf özelliğindeki bir matriks içinde yer almaktadır. Aglomera birimi alacalı bir renktedir. Andezitler pembe, tuf matriks ise ayrışmanın derecesine bağlı olarak gri ve tonlarında renklere sahiptir. Alt andezit lavı birimiyle uyumsuz, üstteki andezitlerle uyumlu dokanıklara sahiptir (Şekil 4). İnceleme alanının kuzey-kuzeybatı kesimlerinde 72-73 metre kotlarının altında, batı-kuzey kesimlerinde ise 79-80 metre kotlarının altında yer almaktadırlar (Şekil 6). Aglomera biriminin inceleme alanındaki kalınlığı 9-13 metre kadardır (Şekil 6 ve 8). Aglomera biriminde en zayıf kesimler tuf matriks ile andezit bloklarının sınırlarıdır. Tuf matriks sert zeminden daha dayanımlıdır ($q_u > 1$ MPa). Aglomera biriminin oluşturduğu yamaç açıları $27-37^\circ$ arasında değişmektedir (Şekil 6 ve 8).

ZAMAN		LİTOLOJİ	BİRİM	AÇIKLAMA
Kuvvet	Kalınlık (m)			
Neojen	0-5		Yamaç Molozu	Temelden türeme çakıl ve blokların siltli-killi zeminler içinde yer aldığı malzeme
	30-35		Üst Andezit Lavı Birimi	Akma ve soğuma çatlakları belirgin, kırmızımsı kahverenkli, orta-olukça ayrışmış, porfirik, çatlaklı yapıda andezitler
	12-15		Aglomera	Sarımsı kahverenkli, bloklu yapıya sahip, tuf matriksli aglomeralar
	0,1		Tuf	Sarımsı-kahverengimsi, beyaz, biotit kristalli, zayıf kaya özelliğinde piroklastik kavaç
	15-20		Alt Andezit Lavı Birimi	Siyahımsı gri-kahverenkli, gözenekli bir dokuda, orta derecede ayrışmış, porfirik masif andezitler
Orta Miyosen	—		Killi kçt/ Marn	Beyaz, grimsi beyaz, ince orta katmanlı Oldukça ayrışmış kireçtaşı-marn

Şekil 4: İnceleme alanı ve yöresinin stratigrafik kolon kesiti.



3.3 Üst andezit lavı birimi

Alt ve üst andezit lavları farklı zamanlarda oluşmuşlardır. Üst andezit lavları akma bant yapıları ve bunlara yaklaşık dik gelişmiş ve sonradan açık çatlaklı ($d > 1$ cm) süreksizliklere dönüşmüş soğuma yüzeylerini içermektedir (Şekil 11). Gerek akma bant yapıları gerekse de soğuma çatlakları tektonik süreçlerle değil, doğal olarak kendiliğinden gelişmiş süreksizliklerdir. Üst andezit lavı birimi pembe, kahverengimsi pembe renklerde gözlenir. İnceleme alanında Karatepe (109 m)'nin eteklerinde geniş yüzlekler oluştururlar (Şekil 3). Andezit lavı biriminin inceleme alanında eriştiği maksimum kalınlık 35 metredir. Birim aglomeralar üzerine uyumlu olarak gelmektedir (Şekil 4 ve 6). İncelenen şev için egemen çatlak yönleri Şekil 10'da sunulan kontur diyagramında gösterilmiştir. Egemen soğuma çatlaklarının konumları ; 1.K30B/84KD ve K13D/68KB, 2. K40-45B/70-80KD

Egemen akma bandı konumları ; 1. K40D/22GD ve 2. K60B/20KD

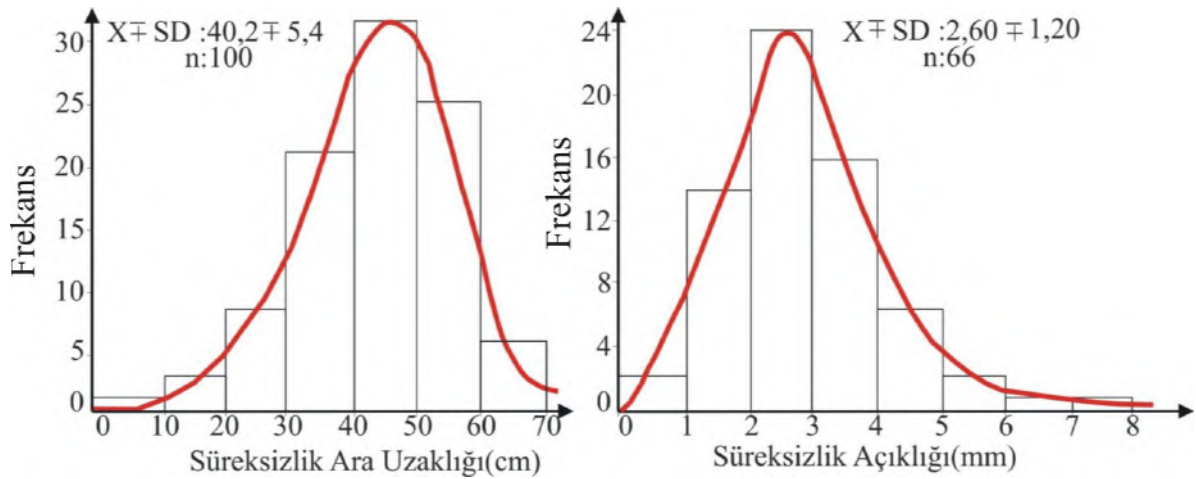
4. MÜHENDİSLİK JEOLJİSİ

4.1 Detay Süreksizlik Ölçümleri ve Tilt Deneyi

Kayma ve devrilme açısından stabiliteyi kontrol eden süreksizlikler soğuma yüzeyleridir. Bu nedenle, süreksizlik ara uzaklığı ve süreksizlik açıklığı frekans dağılımları üst andezitler için ayrıntılı çalışılarak hazırlanmış ve Şekil 5'te sunulmuştur. Soğuma çatlaklarının ortalama süreksizlik ara uzaklığı değeri 40.2 ± 5.40 cm ($n=100$) olarak belirlenmiş ve bu değer kaya kütle sınıflamasında üst andezitler için kullanılmıştır. Üst andezitlerde süreksizlik açıklıkları 1-5 mm açıklıkta olup ortalama değer 2.60 ± 1.20 mm ($n=66$) olarak bulgulanmıştır (Şekil 5).

Üst andezit lavı biriminde akma bant yapılarının kalınlıkları 2 cm ile 5 cm arasında değişmektedir (Şekil 8). Bu süreksizlik yüzeyleri pürüzlü ve dalgalıdır. Bu özelliğinden dolayı kesme dirençleri soğuma yüzeylerine göre çok daha yüksektir. Yüksek sürtünme açıları, bu süreksizlikler boyunca kayma riskini azaltmaktadır.

Alt andezitler masif görünümde, içerdikleri soğuma yüzeylerinin genelde kapalı çatlaklardan oluştuğu (dolgunsuz süreksizlikler) gözlemlenmiştir. Alt ve üst andezitler arasında yer alan aglomeralar ise bloklu yapıdadır ve çamur akmaları şeklinde gelişmiş olup akış aralıkları 60-70 cm kalınlıklara erişmiştir.



Şekil 5 : Soğuma çatlakları için süreksizlik ara uzaklığı ve süreksizlik açıklığı frekans histogramları.

Aglomeralar parçalı bir malzeme özelliğinde olup “zayıf kaya” özelliğindedir. Kayma düzleminin eğim değerleri pürüzlü yüzeylere sahip akma bantlarında $40 \pm 5^\circ$, düz-düzlemsel yüzeylere sahip soğuma çatlaklarında ise, $20 \pm 2^\circ$ olduğu belirlenmiş ve uygulamalarda bu sürtünme açısı dikkate alınmıştır. Kama tipi kütle hareketlerinde arakesit boyunca gerçekleşen kaymaların stereografik izdüşüm analizleri yapılmıştır. Kil dolgulu açık çatlaklı ($d > 5$ mm) soğuma yüzeylerinin oluşturduğu duraysızlıklarda süreksizliklerin kesişme hattı boyunca kaymaların $18-26^\circ$ arasında gerçekleştiği, ince kil dolgulu ($d = 1-3$ mm) çatlakların oluşturduğu kamalarda ise arakesitin dalım açısının $50-65^\circ$ arasında değiştiği projeksiyon teknikleri ile yapılan analizlerden belirlenmiştir.

Arazide gerçekleştirilen Tilt deneylerinin amacı, şev yenilmeleri sırasında işleyen, farklı süreksizlik tipleri için yüzey sürtünme açısını belirlemektir. Blok kaydırma deneyi farklı dolgu kalınlıklarına sahip soğuma yüzeyleri üzerinde gerçekleştirilmiştir. 1-2 mm kil dolgulu süreksizliklerde tilt açısı $37.4 \pm 1.7^\circ$, 0.5-1.0 cm kalınlıkta kil dolgu içeren süreksizliklerde, $24 \pm 1.8^\circ$ olarak belirlenmiştir. Çok kalın dolgularda ise (süreksizlik duvarlarının teması kesilmiş olması durumunda) tilt açısı $18-20^\circ$ kadar düşebilmekte ve kayma tamamen kil dolgu tarafından kontrol edilmektedir. Soğuma çatlakları üzerinde yapılan direkt kesme deneyleri sonucunda (Koca&Kıncal, 2004) görünür sürtünme açısının 16° olduğu, görünür kohezyon değerinin (c) ise 260 kN/m^2 ($\tau = 260 + \sigma \cdot \tan 16$) belirlenmiştir. Kinematik analizlerde çatlak yüzeylerinin sürtünme açısı $\phi = 37^\circ$ olarak alınmıştır.



4.2 Orta derecede ve oldukça ayrılmış üst andezitlerin fiziko-mekanik özellikleri

Orta ve oldukça ayrılmış üst andezitlerin seçilmiş bazı fiziksel özellikleri (%n, %e, γ_{kuru} , γ_{doy} , ω), kuru ve suya doygun şartlarda tek eksenli sıkışma dayanımları (σ_c) ve de çekme dayanımları (σ_t) Çizelge 1 ve 2’de sunulmuştur.

Çizelge 1: Oldukça ayrılmış andezitlerin tek eksenli sıkışma ve çekme mukavemeti değerleri.

No	Çap (cm)	Boy (cm)	Hacim (cm ³)	W _{kuru} (gr)	W _{doy} (gr)	γ _{kuru} (gr/cm ³)	γ _{doy} (gr/cm ³)	%ω	%n	Tek Eksenli Basınç Dayanım ₁ (kg/cm ²)	Ortalama± Standart Sapma	Çekme Dayanım ₁ (kg/cm ²)
1	5,20	5,06	107,40	218,20	228,90	2,03	2,13	4,90	9,96	182,00 KURU	24636±25,75	
2	5,18	5,06	106,68	234,80	245,48	2,20	2,30	4,54	10,02	130,50 KURU		
3	5,20	5,08	107,83	236,00	246,85	2,18	2,29	4,60	10,06	156,60 KURU		
4	5,12	5,05	103,92	220,00	231,00	2,11	2,22	5,00	10,58	80,00 SUYA DOYGUN	208.9±28,25	
5	5,14	5,08	105,35	224,85	234,42	2,13	2,22	4,25	9,08	107,20 SUYA DOYGUN		
6	5,12	5,05	103,92	220,63	232,13	2,12	2,23	5,21	11,06	136,50 SUYA DOYGUN		
											İndirekt Çekme Dayanımı	
A	5,06	2,45	49,24	106,80	112,62	2,16	5,45	5,45	11,82		21.3±1,47	30,40 KURU
B	5,08	2,40	48,62	105,00	111,10	2,15	5,80	5,80	12,54			28,20 KURU
C	5,09	2,52	51,25	106,56	113,00	2,08	6,04	6,04	12,56			27,60 KURU
D	5,07	2,60	52,46	113,90	120,36	2,17	5,67	5,67	12,31		17,0±0,70	24,30 SUYA DOYGUN
E	5,08	2,45	49,63	106,82	113,40	2,15	6,16	6,16	13,26			23,00 SUYA DOYGUN
F	5,08	2,44	49,43	106,60	113,12	2,15	6,11	6,11	13,19			19,10 SUYA DOYGUN
Ort ± St. Sap						2,13±0,046	2,25±0,05	5,31±1,46	11,37±1,42			



Çizelge 2 : Orta derecede ayrılmış andezitlerin seçilmiş fiziko-mekanik özellikleri.

Hacim (cm ³)	Kuru Ağırlık (gr)	Suya Doygun Ağırlık (gr)	Kuru Birim Hacim Ağırlık (gr/cm ³)	Suya Doygun Birim Hacim Ağırlık (gr/cm ³)	Porozite (n%)	Tek Eksenli Basınç Dayanımı (kg/cm ²)	Çekme Dayanımı (kg/cm ²)
1	96,23	215,2	219,8	2,236	2,284	4,78	286,4 S.Doygun
2	100,00	218,4	222,0	2,184	2,220	3,60	296,60 S.Doygun
3	96,63	216,2	219,0	2,237	2,266	2,89	332,2 S.Doygun
4	91,91	199,2	202,4	2,167	2,205	3,48	296,7 S.Doygun
5	101,20	219,0	223,2	2,164	2,205	4,15	360,0 S.Doygun
6	102,20	219,5	224,3	2,147	2,194	4,69	354,8 S.Doygun
7	99,60	213,8	217,2	2,146	2,180	3,41	386,0 S.Doygun
8	100,00	220,8	224,3	2,200	2,240	3,40	396,8 S.Doygun
9	101,60	218,40	225,1	2,150	2,215	6,59	332,0 S.Doygun
A	49,58	112,1	114,0	2,260	2,300	3,83	41,60 Kuru
B	51,39	114,5	116,6	2,230	2,270	4,09	36,4 Kuru
C	49,72	106,7	109,8	2,146	2,210	6,23	35,0 Kuru
D	46,90	105,0	108,0	2,238	2,300	6,39	31,0 S.Doygun
E	50,40	114,2	117,4	2,265	2,330	6,34	33,6 S.Doygun
F	50,00	114,3	117,20	2,280	2,344	5,80	34,7 S.Doygun
Aritmetik Ort.± Standart Sapma			2,20±0,048	2,25±0,052	4,64±1,292	$\sigma_{c_{kuru}}=365,92\pm 25,81$ $\sigma_{c_{doy}}=302,97\pm 20,0$	$\sigma_{t_{kuru}}=37,66\pm 3,47$ $\sigma_{t_{doy}}=33,1\pm 1,90$

Oldukça ayrılmış andezitlerin (HW) kuru ve suya doymuş şartlarda tek eksenli sıkışma dayanımları sırasıyla, 246.36 ± 25.75 ve 208.9 ± 28.25 kg/cm² olarak elde edilmiştir (Çizelge 1). Brown (1981)'e göre oldukça ayrılmış andezitler “Zayıf Kaya (R2)” olarak ($\sigma_c < 250$ kg/cm²) tanımlanmıştır. Çekme dayanımları kuru ve suya doymuş şartlarda sırasıyla 21.3 ± 1.47 ve 17.0 ± 1.10 kg/cm² olarak bulunmuştur. Orta derecede ayrılmış andezitlerin (MW) kuru ve suya doymuş şartlarda tek eksenli sıkışma dayanımları sırasıyla, 365.92 ± 25.8 ve 302.97 ± 20.0 kg/cm² olarak elde edilmiştir (Çizelge 2). Brown (1981)'e göre orta derecede ayrılmış andezitler “Orta-zayıf kaya (R3)” olarak tanımlanmıştır. Andezitlerin 3-takım eklem grubu ile



sınırlanmış olmaları (Şekil 10) onlara bloklu bir yapı kazandırmıştır. Bu durum, kayanın çekme mukavemeti değerinin azaltılarak kullanılmasını gerekli kılmaktadır.

4.4. Andezit kaya şev için RMR sistemine göre kaya kütle puanının Hesaplanması ve SMR değerlerinin elde edilmesi

Jeoteknik kaya birimlerinin RMR puanının elde edilişi Çizelge 3’de sunulmuştur. ISRM(1981) tarafından önerilen tanımlama ölçütlerine göre Üst andezit biriminde mevcut soğuma çatlaklarına ait süreksizlik ara uzaklığı değerlerine göre “Orta derecede ara uzaklığına” sahip kayalar sınıfına girmektedir (Çizelge 3). Üst andezitlerin RMR şev puanı 42, aglomeraların 31 ve alt andezitlerin ise 49 olarak elde edilmiştir (Çizelge 3). Bu değerlere göre, Bieniawski (1989) sınıflaması dikkate alınarak üst andezitler “Orta kaya kütle” sınıfına girmektedirler. Aglomeralar “Zayıf kaya” ve alt andezitler ise “Orta kaya kütle” sınıfına girmektedirler.

Çizelge 3: Jeoteknik kaya birimlerinin RMR sistemine göre kaya sınıfları ve puanları

Parametreler	Jeoteknik Kaya Birimleri					
	Üst Andezit	Puan	Aglomera	Puan	Alt Andezit	Puan
RQD (%)	25-35	08	10-20	03	50-60	13
σ_c (kg/cm ²)	208	02	14.70	01	320	04
Süreksizlik ara uzaklığı (cm)	40-60	10	60-70	15	30-40	10
Süreksizliklerin durumu	Sürtünme izli yüzeyler, 1-5mm açıklıkta (soğuma yüzeyi)	10	1-5 mm açık ve sürekli eklemler, sürtünme izli yüzeyler	10	Az kaba yüzeyler, ayrılma < 1 mm yumuşak eklem yüzeyleri	20
Yeraltı suyu durumu	Yok	15	Islak	07	Islak	07
Süreksizlik yönelimine göre düzeltme (Şevler için)	Uygun	-25	Uygun	-5	Uygun	-5
Toplam RMR Puanı	42		31		49	
Kaya Sınıfları	Çok zayıf kaya		Zayıf kaya		Orta kaya	

Elde edilen RMR değerleri, sistemin şevler için genişletilmiş hali olan SMR puanlama hesaplamasında kullanılmıştır. Değişik tip yenilmeler için SMR puanlama sistemi ve belirlenen sınıflama türleri için gerekli destek tiplerinin tanımları da Çizelge 4’de sunulmuştur.



Çizelge 4: SMR puanlama sistemi (Romana, 1985 ve Bieniawski, 1989'dan).

Durum		Çok Uygun	Uygun	Orta	Uygun Değil	Hiç Uygun Değil
P T P/T	$ \alpha_j - \alpha_k $ $ \alpha_j - \alpha_k - 180^\circ $ F_1	$>30^\circ$ 0,15	$30^\circ - 20^\circ$ 0,40	$20^\circ - 10^\circ$ 0,70	$10^\circ - 5^\circ$ 0,85	$<5^\circ$ 1,00
P P T	$ \beta_j $ F_2 F_2	$<20^\circ$ 0,15 1	$20^\circ - 30^\circ$ 0,40 1	$30^\circ - 35^\circ$ 0,70 1	$35^\circ - 45^\circ$ 0,85 1	$>45^\circ$ 1,00 1
P T P/T	$ \beta_j - \beta_s $ $ \beta_j + \beta_s $ F_3	$>10^\circ$ $<110^\circ$ 0	$10^\circ - 0^\circ$ $110^\circ - 120^\circ$ -6	0° $>120^\circ$ -25	$0^\circ - (-10^\circ)$ -50	$<-10^\circ$ -60

P: Düzlemsel yenilme α_k : Yamaç eğim yönü α_j : Eklem eğim yönü
T: Devrilme yenilmesi β_s : Yamaç eğimi β_j : Eklem eğimi

Yöntem	Doğal Yamaç	Önyarma	Düz Patlama	Düzenli Patlama	Eksik Patlama
F_4	+15	+10	+8	0	-8

SMR = RMR - ($F_1 \times F_2 \times F_3$)

SMR sınıflarının Geçici Tanımı

Sınıf No.	V	IV	III	II	I
SMR	0?20	21?40	41?60	61?80	81?100
Tanım	Çok kötü	Kötü	Orta	İyi	Çok iyi
Duraylılık	Çok duraysız	Duraysız	Kısmen duraylı	Duraylı	Tamamen duraylı
Yenilmeler	Büyük düzlemsel veya zemin gibi	Düzlemsel veya büyük kamalar	Bazı eklemler veya çok sayıda kama	Bazı bloklar	Yok
Destek	Yeniden kazı	Kapsamlı iyileştirme	Sistematik	Arada bir	Yok

SMR değerlerine göre elde edilen şev kütlesi puanlama değerlerinin gerek X-X' gerekse de Y-Y¹ kesit hatları için SMR<20 olarak elde edilmiştir (Çizelge 5). SMR≤20 olması mevcut şevlerin “çok duraysız” olduğu anlamına gelmektedir. Bu nedenle, kesit hatları boyunca büyük düzlemsel kaymaların meydana gelme riski vardır. Kayma riski olan düzlemlerin ya temizlenmesi (yeniden kazı gereklidir) ya da kaya bloklarının yerinde tutulması (yeni yüzeylerin oluşmasını engellemek amacıyla) için ankraj ve püskürtme beton şeklinde bir uygulamaya gerek vardır.

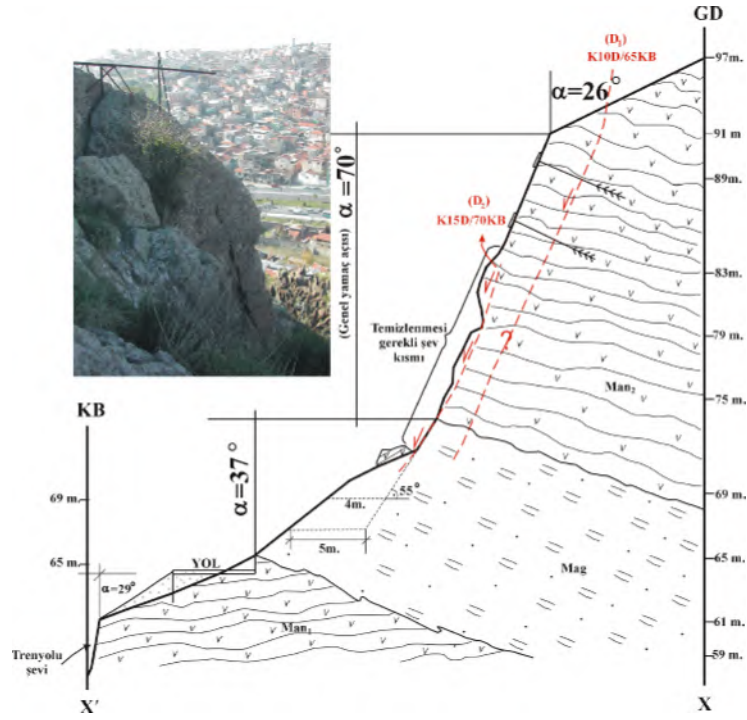


Çizelge 5: Düzlemsel kayma açısından X-X^I ve Y-Y^I kesit hatlarının değerlendirilmesi.

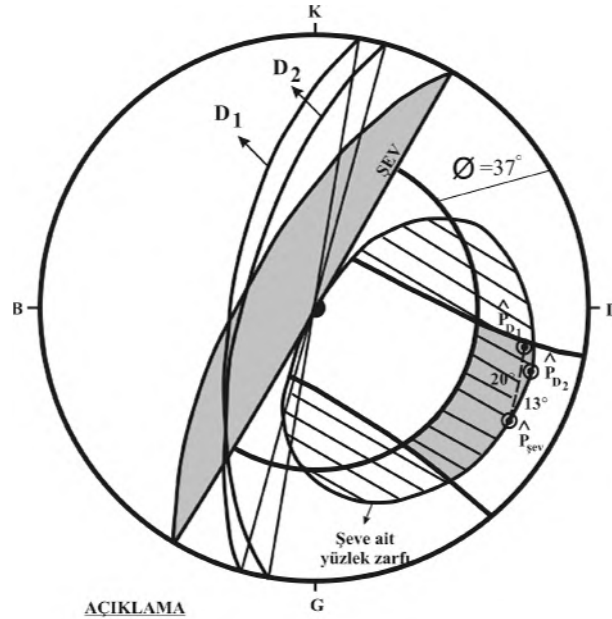
Yer aldığı kesit hattı	Süreksizlik konumu	Şev Konumu							
		K30D/70KB (300/70)				K20D/74KB (290/74)			
		F_1	F_2	F_3	D,F	F_1	F_2	F_3	D,F
X-X ^I	80/65	0,15	1,0	-50	-7,5	—	—	—	—
	75/70	0,15	1,0	-25	-3,75	—	—	—	—
Y-Y ^I	40/80	—	—	—	—	0,15	1,0	-6	-0,9
	45/68	—	—	—	—	0,15	1,0	-50	-7,5
	75/65	—	—	—	—	0,833	1,0	-50	-41,65
X-X^I Kesit hattı için SMR değeri; $SMR = RMR - (F_1 \times F_2 \times F_3)$ $SMR_1 = 20 - 7,5 = 12,5$ $SMR_2 = 20 - 3,75 = 16,25$						Y-Y^I Kesit hattı için SMR değeri; $SMR_1 = 20 - 0,9 = 19,1$ $SMR_2 = 20 - 7,5 = 12,5$ $SMR_3 < 0$			

4.4 Jeoteknik amaçlı kesitler

Çalışma kapsamında; 1/200 ölçekli topoğrafik harita hazırlanmış ve bu harita üzerine kaya birimlerinin sınırları, mevcut çatlak ve kırıkların konumları, su sızıntı noktaları, yamaç açıları, kesit izleri (X-X' ve Y-Y') işaretlenmiştir (Şekil 3). 1/200 ölçekli jeoloji haritasından K60B yönünde alınan X-X' ve K36B yönünde Y-Y' kesitleri üzerinde şev stabilitesi çalışması yapılmış, kayma ve düşme riski taşıyan alanlar belirlenmiştir (Şekil 6 ve 8). Bu kesitlerde, kaya birimlerinin konumları, oluşturdukları şev açıları, şevde mevcut açık çatlaklı soğuma yüzeylerinin kayma riski oluşturup-oluşturmadığı belirlenmiştir. Ayrıca, üst ve alt andezit lavı birimleri arasında yeralan aglomeraların kalınlıkları da bu kesitler üzerinde gösterilmiştir. X-X' ve Y-Y' jeoteknik kesitleri üzerinde mozalenin (heykel) oturacağı hem yerin tespitinde hem de temel kazısının yapılacağı zemin ile ilgili kazı derinliğinin belirlenmesine yönelik olarak yapılan çalışmalara yararlı olacağı düşünülmüştür.



Şekil 6: Stabilitesi incelenen KB-GD yönünde alınmış X-X' jeoteknik kesiti.



AÇIKLAMA

D1 süreksizliğinin konumu : K10D/65KB

D2 süreksizliğinin konumu : K15D/70KB

Sev düzleminin konumu : K30D/70KB

$\hat{P}_{D_1}$ ve $\hat{P}_{D_2}$: D1 ve D2 süreksizlik düzlemlerine ait kutup noktaları.



: Düzlemsel yenilmeler için yüzlek zarfı

Şekil 7: X-X' kesit hattında yeralan süreksizliklere ait alt yarım küre projeksiyonu kullanılarak hazırlanmış kinematik analiz.

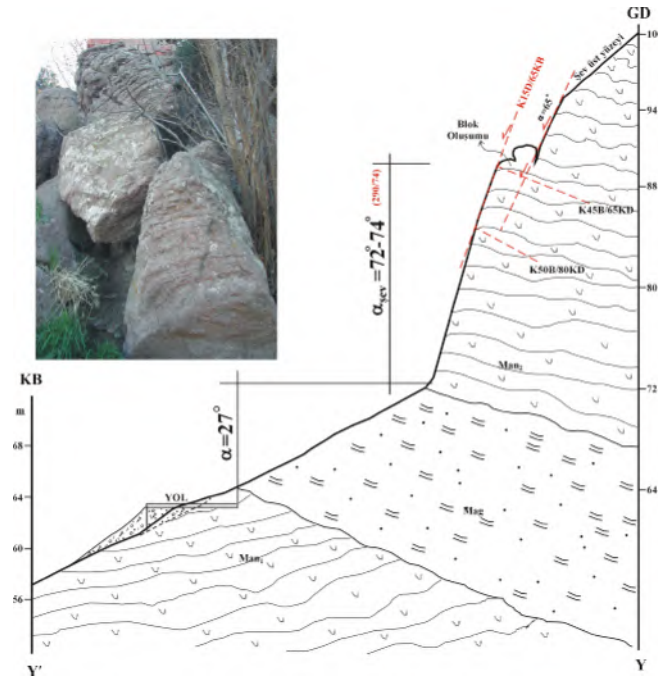


Bu bloklardan akma bantları yamaç dışına eğimli olanların temizlenmesi şev güvenliği açısından zorunluluktur. Günümüzde kritik dengede bulunan ve açık çatlaklı soğuma yüzeyleri tarafından kontrol edilen bu kaya blokları herhangi bir sismik aktivite sırasında harekete geçebilecek ve değişik büyüklükte kütle hareketlerinin gelişmesine neden olabilecektir. Ayrıca, şev üst yüzeyinde hareket etmiş andezit blokları da yer almaktadır. Blokların hareket edip-etmedikleri akma bantlarının konumlarına bakarak karar verilmiştir. Akma bantlarının yamaç içine eğimli olması, blokların orijinal konumlarını koruduklarını, aksi durumda ise hareket ettiklerini gösterdiği arazi gözlemleri sırasında anlaşılmıştır. Değişik büyüklüklerdeki kaya blokları dinamik koşullarda “kaya yuvarlanması” şeklinde bir kütle hareketi oluşturabilecek şekilde kritik dengede bulunmaktadır.

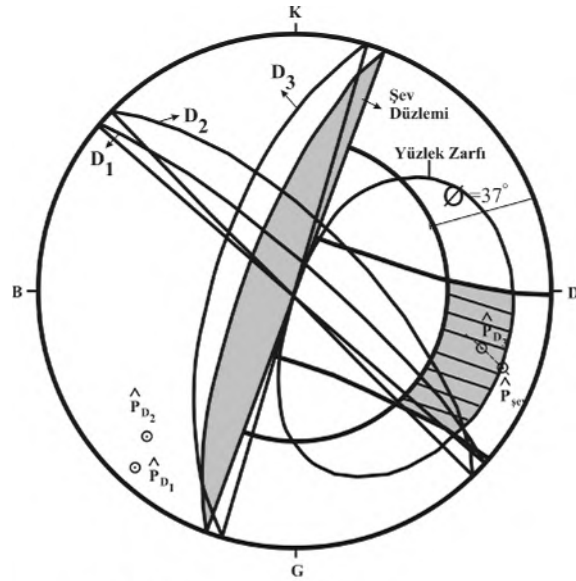
Kinematik analizler öncesinde, şevdeki egemen çatlak yönleri belirlenmiştir (Şekil 10). Andezitlerdeki süreksizlikler; akma bantları ve bunlara yaklaşık dik gelişmiş soğuma çatlaklarından oluşmaktadır. Akma bant yüzeyleri genellikle ondülasyonlu-pürüzlü yüzeylere sahipken, soğuma yüzeyleri düz-düzlemsel yüzeylere sahiptir. Düzlemsel yüzeylere sahip olmaları, bu yüzeyler boyunca kesme dirençlerinin (τ) düşük olmasını sonuçlamaktadır. Yazarlar tarafından önceden yapılan bir çalışmada soğuma yüzeyleri üzerinde yapılan kesme deneyleri sonucunda direnç parametrelerinin $\phi=16^\circ$ ve $c=269 \text{ kN/m}^2$ olarak elde edildiği belirlenmiştir (Koca ve Kıncal, 2004). Kaya şevinde gözlenen ana süreksizlik takımları aşağıdaki gibidir;

1-nolu soğuma yüzeyleri : K40-45B/70-80KD, 2-nolu soğuma yüzeyleri : K13-20D/68-70KB
1-nolu akma bant yüzeyleri : K40D/22GD, 2-nolu akma bant yüzeyleri : K60B/20KD

Bu süreksizlikler şev yüzeyinde bloklu bir yapı oluşturmaktadırlar (Şekil 10). İki takımın soğuma yüzeyi ve akma bantlarının büyük daireleri stereografik projeksiyon neti üzerine aktarılmış ve şev yüzeyinde gözlenen bloklu yapının aynısı net üzerinde de bulgulanmıştır (Şekil 16). Projeksiyon üzerinde iki ayrı blok oluşumunun varlığı dikkati çekmektedir. Bu oluşumlardan 1-nolu akma bantlarının teşkil ettiği bloklar yamacın gerisine doğru (güneye doğru) yaslanmış durumdadırlar. 2-nolu akma bantlarının oluşturdukları kaya blokları ise hafif yamaç dışına eğimli olarak şevde konumlanmışlardır (Şekil 16 ve 17). Akma bantlarının orijinal konumları eğimlerinin $19-20^\circ$ yamaç içine olduğu durumdur. Eğer şev üst yüzeyinde mevcut andezit blokları hareket etmişlerse, orijinal konumlarından farklı olarak akma yüzeyleri yamaç dışına hafif eğim kazanırlar.



Şekil 8: Stabilitesi incelenen KB-GD yönünde alınmış Y-Y' jeoteknik kesiti.



ACIKLAMA

D1 süreksizliğinin konumu : K50B/80KD

D2 süreksizliğinin konumu : K45B/68KD

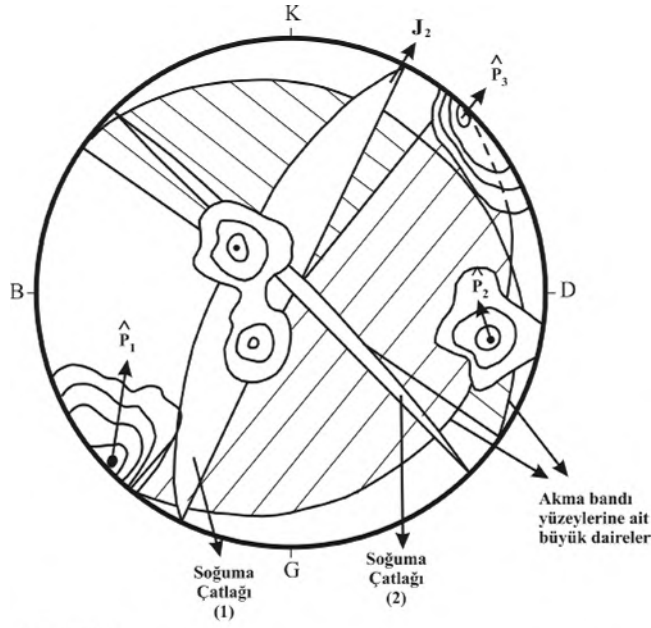
D3 süreksizliğinin konumu : K15D/65KB

Şev düzleminin konumu : K20D/74KB

$\hat{P}_{D1}$ ve $\hat{P}_{D2}$: D1 ve D2 süreksizlik düzlemlerine ait kutup noktaları.

 : Düzlemsel yenilmeler için kritik alan ($\pm 20^\circ$)

Şekil 9 : Y-Y' kesit hattında yeralan süreksizliklere ait (soğuma çatlakları) alt yarım küre projeksiyonu kullanılarak hazırlanmış kinematik analiz (kayma riski analizi).



ACIKLAMA

1-nolu kutup yoğunlaşma noktasına ait büyük dairenin konumu : K45B/84KD

2-nolu kutup yoğunlaşma noktasına ait büyük dairenin konumu : K20D/70KB

Akma bandları : K40D/22GD

K40B/20KD

Toplam süreksizlik ölçü sayısı : 52

Şekil 10: İncelenen şevin egemen çatlak yönlerini gösteren kontur diyagramı.

4.5 Kinematik Analizler

Stabilitesi incelenen Karatepe andezit kaya şevinin genel görünümü Şekil 12 'de verilmiştir. Bu şevde boyuna gelişmiş açık çatlaklı soğuma yüzeylerinin varlığı dikkati çekmektedir. İki takım soğuma yüzeyi ve bunlara dik gelişmiş akma bant yapıları açık olarak görülebilmektedir (Şekil 16). Şevin yüzeyini oluşturan soğuma yüzeyleri genellikle kuzeybatıya eğimlidir. Bu yüzeylere dik gelişmiş ikinci takım soğumalar kuzey-kuzeydoğuya eğimlidirler ve şev yüzeyi bu yüzeylerden itibaren gelişmiştir. Şevden boyuna alınan X-X' ve Y-Y' kesit hatları için kinematik analizler yapılmış, bu hatlar boyunca kaya şevinin stabilitesi incelenmiştir (Şekil 7 ve 9).

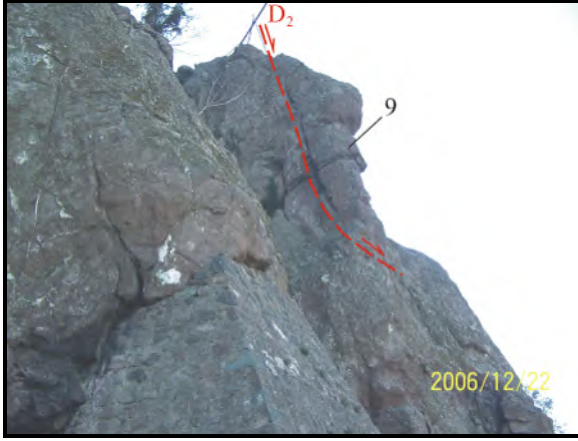


Şekil 11 : Stabilitesi incelenen andezit kaya şevi ve iki yönde gelişmiş soğuma yüzeyleri
(1 ve 2 : soğuma çatlak takımları).

X-X' kesit hattında (Şekil 6), yamaç açısının 70° olduğu kesimde andezit kaya şevinin yüksekliği 27.50 metre, temsil ettiği genişlik (KD-GB yönünde) ise 6.0 metredir. X-X' kesit hattı hem Şehitlik anıtının hem de Y-Y' kesit hattının batısında yer almaktadır (Şekil 3). Kaya şevi için projeksiyon teknikleri kullanılarak kinematik analizler gerçekleştirilmiştir (Şekil 9). Kaya şevinin konumu : K30D/70KB'dır. Şev doğrultusuna dik gelişmiş soğuma çatlaklarının ise;

D1 : K10D/65KB D2 : K15D/70KB'dır.

D2-çatlağı şev yüzeyine paralel gelişmiş olup şevde kayma olasılığı yüksek duraysız bir dilimi oluşturmaktadır (Şekil 12). D1-çatlağı ise şev yüzeyinden 2.0 metre içerde olup, D2-çatlağı gibi düzlemsel kayma açısından risk oluşturmaktadır (Şekil 13). Şekil 6'daki X-X' kesitinde de görüleceği üzere, D1-çatlağına bağlı dilimin temizlenmesi, D2-çatlağının kontrol ettiği kritik dengedeki kaya diliminin ise sağlam kayaya ankre edilmesi stabilite açısından uygun olacaktır.



Şekil 12: 9-nolu kaya şevinden görünüm.



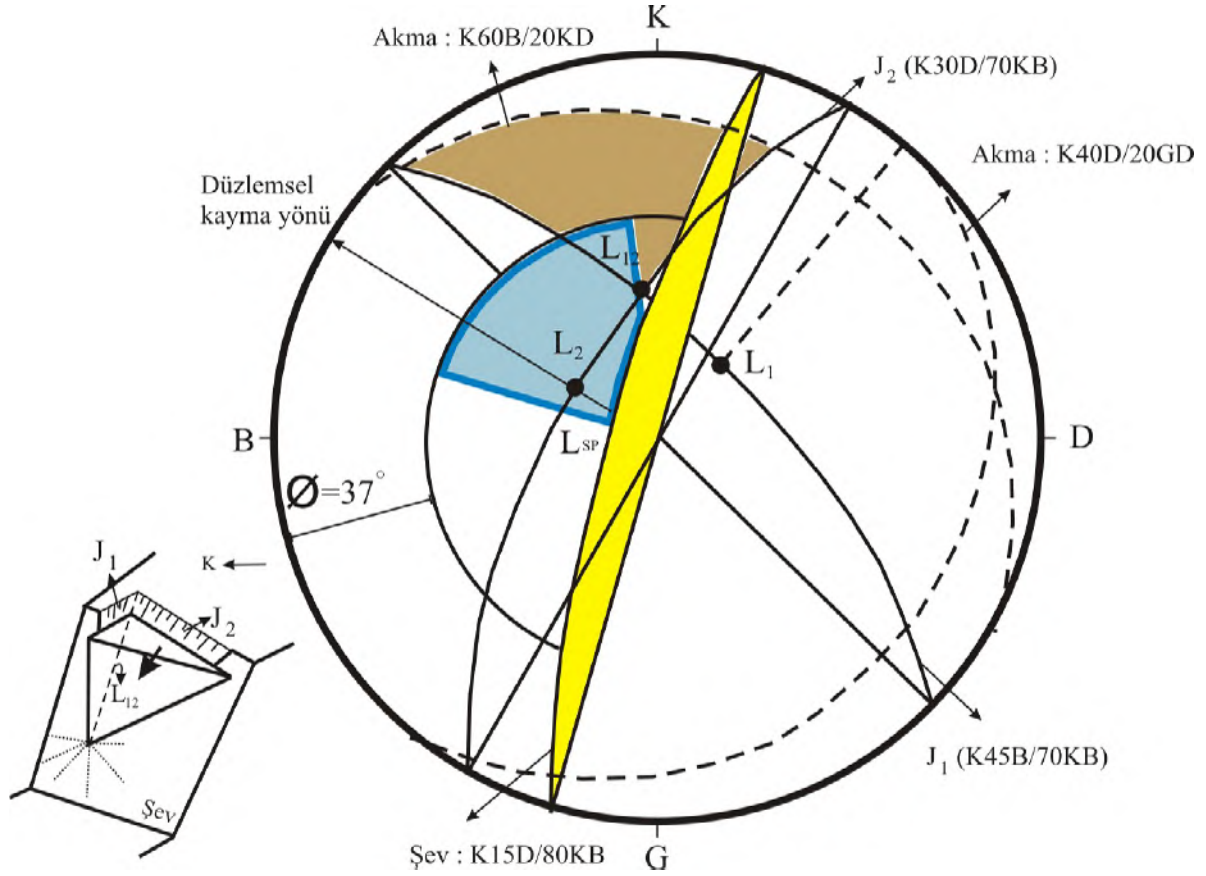
Şekil 13: 10-nolu kaya şevinden görünüm.

Y-Y' kesit hattının 95 m ile 100 m kotları arasında yeralan “şev üst yüzeyi” 40° eğime sahip olup kaya bloklarının gözlemlendiği alanı teşkil etmektedir. 95 m ile 72 m kotları arasında (H=23 m) yeralan ana şev yüzeyinin konumu 290/74 (K20D/74KB)'tür (Şekil 8). Bu yüzey eski bir kayma yüzeyi olup bir soğuma çatlağının kendi yüzeyidir.

Y-Y' kesit hattı, X-X' kesit hattının doğusunda yer almaktadır (Şekil 3). 28.0 metre yüksekliğinde ve yaklaşık 8.0 metre genişliğindeki andezit kaya şeviyle ilgili (Şekil 11) olarak şev stabilitesine yönelik projeksiyon teknikleri kullanılarak kinematik analizler yapılmıştır (Şekil 9). Analizde şeve koşut veya onu keser konumda yeralan, açıklıkları $d \geq 1$ cm olan soğuma yüzeylerinin büyük daireleri çizilerek bunların andezit şevinin konumunu belirten, onun büyük dairesi (K20D/74KB) ile olan ilişkileri kayma eğiliminin bulunup-bulunmaması açısından irdelenmiştir. Kinematik analizin sonucunda, D3-süreksizliğine (K15D/65KB) bağlı olarak kaya şevinde düzlemsel kayma tipi kütle hareketinin gerçekleşme olasılığının olduğu belirlenmiştir (Şekil 9). Ayrıca, doğrultuları akma bandı yüzeylerine (K40D/22GD) yaklaşık dik olan soğuma yüzeyleri (K45B/65KD, K50B/80KD) kaya şevinde blok oluşturmaktadır. Münferit bloklar şev boyunca gözlenmektedir. Bu blokların temizlenmesi şev stabilitesi açısından zorunludur. Şekil 8'in sol üst köşesinde yeralan fotoğrafta hareket etmiş ve şu anda altı boşaltılmış olarak bulunan andezit kaya kütleleri gözlenmektedir.



4.5.1 İki düzlemlili düzlemsel kayma



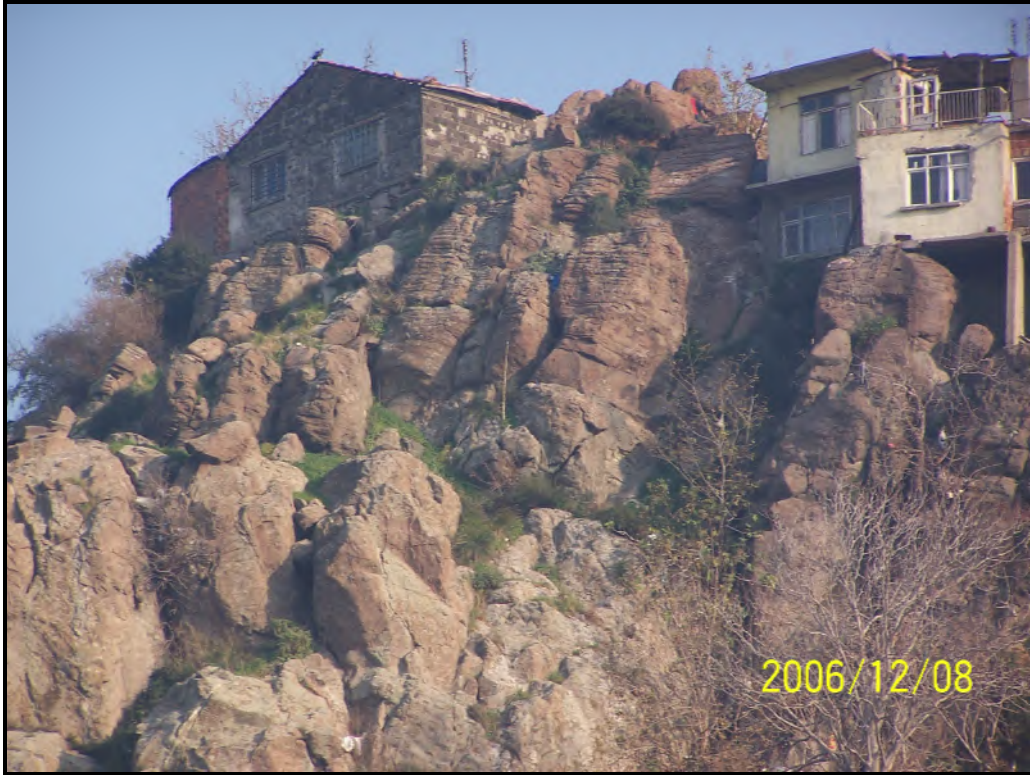
Şekil 14 : İki düzlemlili düzlemsel kayma.

Yukarıdaki projeksiyonda 1 ve 2.nci takım soğuma çatlakları arakesit oluşturmaktadır. Şev yerinde yapılan gözlemler, kaymanın arakesit boyunca değil, 2-nolu soğuma çatlakları boyunca geliştiğini/gelişebileceğini işaret etmektedir. Kayma yönü 2-nolu soğuma yüzeylerinin eğim yönü vektörü boyuncadır. 1-nolu, şevi dikine kesen, açık çatlaklı soğuma yüzeyleri, kayması muhtemel kaya bloğunun yan duvarlarını teşkil etmektedir. Bu nedenle, kayma düzlemsel olarak meydana gelmektedir. Şekil 14’de bu durum açıkça görülmektedir. “Lsp” noktası “Lslope” ile “L₁₂” arasında yer almıştır. Bu nedenle, kayma düzlemsel olarak meydana gelmektedir. Şekil 14’de bu durum açıkça görülmektedir. L₂ noktası, L_{slope} ile L₁₂ arasında yer almıştır. Kayma, arakesit boyunca meydana gelmiş olsaydı; gerek L₁₂ gerekse de L_{slope} (arakesit çizgisi ve şev yüzeyinin gerçek eğimi) L₁ ve L₂ (true dip lines of J₁ and J₂) noktaları arasında kalacaktı. Bu problemde, L₂; L_{slope} ile L₁₂ arasında yer almıştır (Şekil 14).

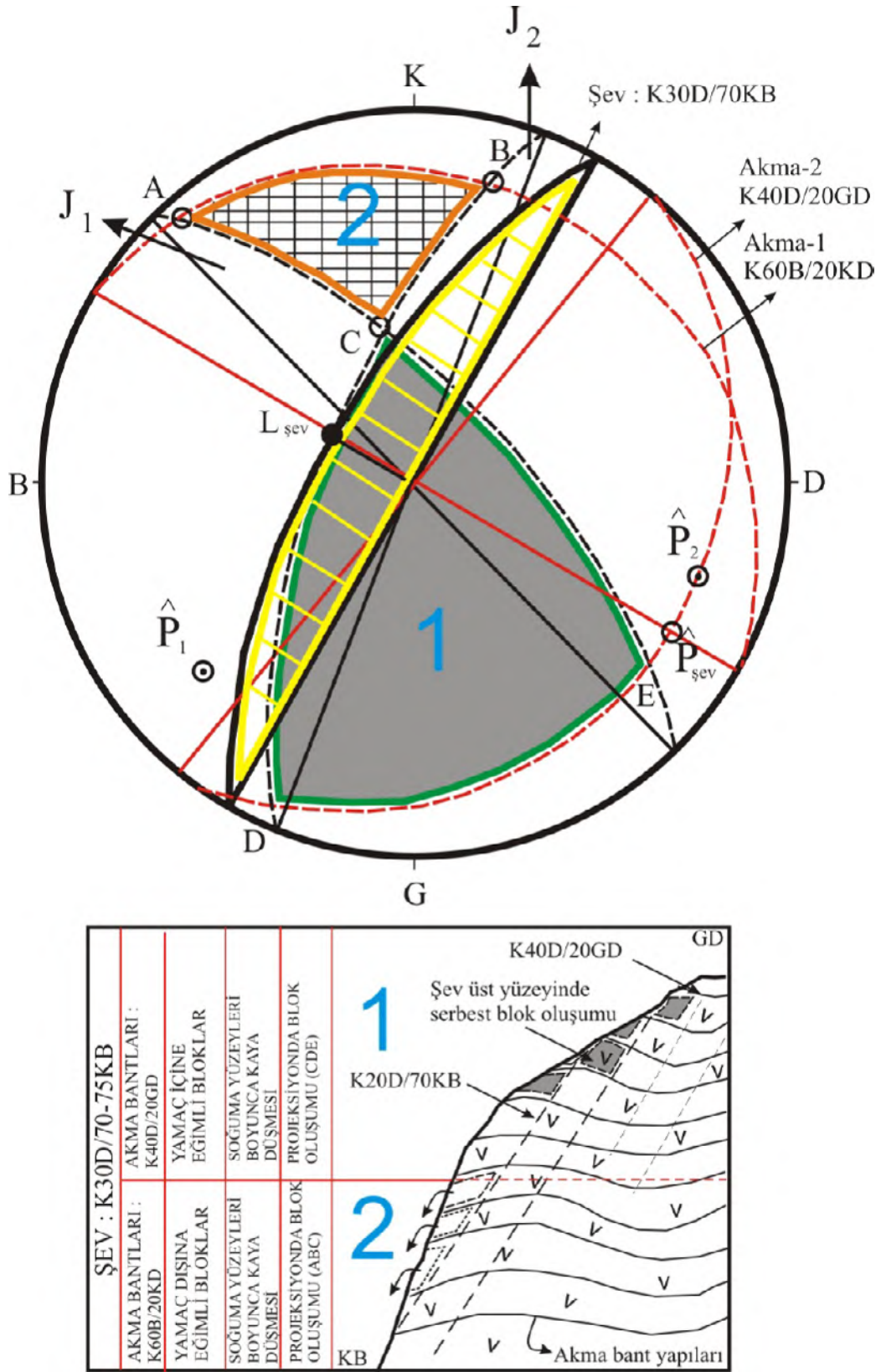


4.6 Andezit bloklarının stabilite değerlendirilmesi

X-X' jeoteknik kesit hattından, 91 m ile 97 m kotları arasındaki “şev üst yüzeyi” 26° yamaç açısına sahiptir (Şekil 6). Şev üst yüzeyinde andezit kaya blokları münferit bloklar halinde bulunmaktadır. Günümüzde bu blokların çoğu kritik denge halindedir ($G_S=1$). Akma bantlarının şev içine doğru eğimli olması, bu blokları şevin üst kesiminde şeve yaslanmış olarak tutunmalarını sağlamaktadır (Şekil 15 ve 18).



Şekil 15 : Akma bantlarına dik gelişmiş yüksek eğimli, açılı çatlaklı soğuma yüzeylerinin oluşturduğu bloklu yapı ve genelde yamaç içine eğimli akma bantlarının blok stabilitesini kontrol etmesi.



Şekil 16 : Karatepe andezit şevinde blok oluşumunu gösteren alt yarım küre projeksiyonu (yamaç içine ve dışına eğimli kaya bloklarının şev düzlemi ile ilişkisi).



4.7 Temizlenmesi gerekli kaya bloklarının lokasyonları

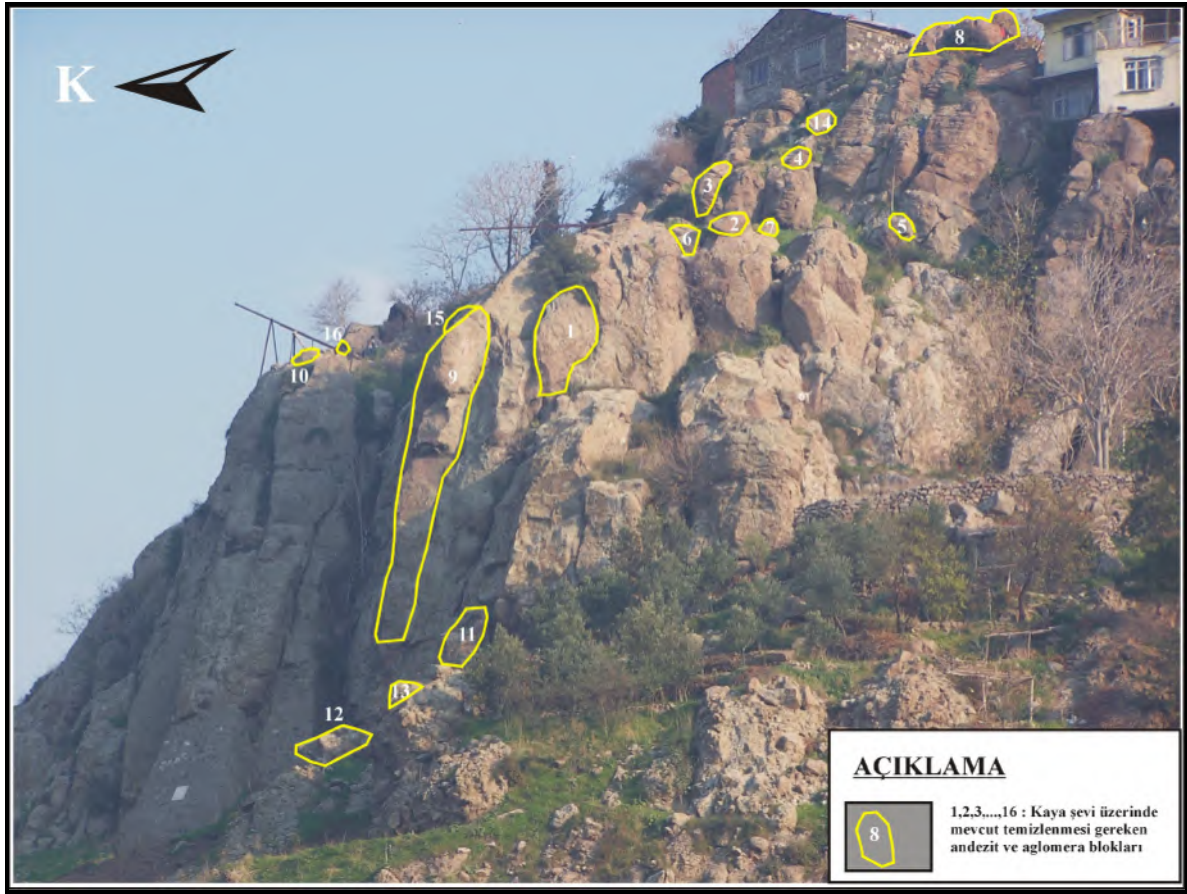
Kritik denge halinde bulunan kaya bloklarının yerleri kaya şevinin gözlenebilen ve erişilebilen noktalarında yapılan gözlem ve ölçümler sonucunda belirlenmiştir.

İnceleme alanında önceden meydana gelmiş düzlemsel kaymaların kayma yüzeyleri belirlenmiştir. Kayma düzlemlerinin yatay düzlemle yaptıkları eğim açısı değerleri 65-75° arasında oldukları görülmüştür (Şekil 16). Hatta, kaya şevinin kuzeye bakan (Melez Çayı'na doğru bakan şevleri) bazı şevleri, kayma yüzeyinin kendisi olmuştur (Şekil 11, 13 ve 18).

Kaya şevinde en yaygın gözlenen kütle hareketi türü, blok oluşumuna bağlı olarak gelişen kaya düşmeleridir. Birbirine yaklaşık dik gelişmiş soğuma çatlak yüzeyleri ile heriki soğuma yüzeyine de dik gelişmiş akma bandı yüzeyleri kaya bloklarını oluşturmaktadır (Şekil 10). Bu blokların boyutları 60×60×30 cm ile 2×2×1.5 cm arasında değişmektedir (Şekil 17 ve 18). Bahsedilen çeşitli kaya blokları, kaya şevinin dik/dike yakın kesimlerinde değil, X-X' kesitinde 26°, Y-Y' kesitinde 40° olan şev üst yüzeylerinde yer almaktadır (Şekil 17 ve 18). Günümüz koşullarında bu bloklar şeve yaslanmış olarak ve pek çoğu da kritik dengede bulunurlar. Yamaç içine doğru 10-30° eğimle dalan akma bantları çok pürüzlü ve dalgalı yüzeylere sahip olduklarından, 40° şev dışına eğimli bir yüzeyde dahi düşmeden ve yuvarlanmadan durabilmektedirler (Şekil 18). Mevcut kaya şevi üzerinde münferit bloklar şeklinde duran ve kaya düşmesi ve yuvarlanması riski bulunan andezit kaya blokları 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 10, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 19, 20, 21, 22, 23, 24, 25 ve 26 olarak numaralanmış ve Şekil 16 ve 17'de lokasyonları ayrı ayrı gösterilmiştir. Ayrıca, düzlemsel kayma açısından risk taşıyan (kinematik analizler sonucunda belirlendi) kaya düzlemleri de 1, 9 ve 11 olarak numaralanmış ve Şekil 17 ve 18'de lokasyonları sunulmuştur.



Şekil 17: Şevin temizlenmesine yönelik stabilite açısından riskli kaya bloklarının lokasyonları (Fotoğraf, kuzeybatıdan güneydoğuya doğru bakılarak çekilmiştir).



Şekil 18 : Şevin temizlenmesine yönelik stabilite açısından riskli kaya bloklarının lokasyonları (Fotoğraf, batıdan doğuya doğru bakılarak çekilmiştir).

5. SONUÇLAR

Yapılan jeolojik ve jeoteknik çalışmaların ışığında aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır.

1. 1/200 ölçekli jeoloji haritasından X-X' ve Y-Y' jeoteknik kesitleri alınarak, bu kesitler üzerinde mevcut çatlaklar ile şevlerin konumları karşılaştırılmalı olarak sunulmuştur. Kinematik analizlerle stabilite açısından şevin değerlendirilmesi de yapılmıştır. Bu analizlerde, yol kotundan (64 metre) itibaren 100 metre kotuna kadar devam eden 36 metre yüksekliğindeki kaya şevinin stabilitesi incelenmiştir. 36 metrelik kaya şevi 2 adet ve yaklaşık birbirine dik uzanan soğuma çatlakları ile bu çatlakların oluşturdukları ara kesite dik konumda bulunan, eğimleri 10-30° arasında değişen ve eğim yönleri yamaç içine doğru olan akma bantları ile kesilmiş oldukları belirlenmiştir. Bu çatlaklar andezit kayasına bloklu bir yapı kazandırmıştır.



Soğuma çatlaklarının konumları ;

1.K30B/84KD ve K13D/68KB

2.K40-45B/70-80KD

Akma bandlarının konumları ;

1.K30-40D/10-30GD

2.K60B / 20 KD

2. Gözlenebilen ve erişilebilen noktalarda, andezit kaya bloklarının genelde “şev üst yüzeyinde” yer aldığı anlaşılmıştır. Bu blokların pekçoğu ya yer değiştirmiş ya da yerinde ana kayasından kopmuş olarak kritik dengede bulunmaktadır. Bu blokların toplam sayısı 23 adet olup, lokasyonları panoramik fotoğraflar üzerine işaretlenmiştir. Ayrıca 23 adet bloktan daha küçük boyutlu bloklar da mümkün olduğunca aynı fotoğraflar üzerinde belirlenmeye çalışılmıştır.

3. 1, 9 ve 11-nolu lokasyonlarda düzlemsel kayma riski taşıyan kaya dilimlerinin bulunduğu saptanmıştır. Bahsedilen lokasyonlarda düzlemsel kayma riski taşıyan kaya kütlelerinin temizlenmesi sırasında patlatma dışında teknik yöntemlerden yararlanılmalıdır. Patlatma ile meydana gelebilecek titreşimler mevcut soğuma çatlaklarını genişleterek aktif hale geçmelerini tetikleyecektir. Sonuçta, temizlenen dilimin arkasında kayma riski taşıyan yeni yüzeylerin oluşmasını ve şevin geriye doğru ilerlemesini sağlayarak, duraysızlığı devamlı kılacağı belirlenmiştir.

4. Kara Tepe'nin eteğinde yeralan kaya şevinin stabilitesini arttırmak için en pratik çözüm, kayma ve düşme olasılığı olan alanlardan yük kaldırmak, yüzey ve atık sularını iyi drene etmektir. Yük kaldırma, blok temizleme ve kayma riski bulunan kütlelerin üzerine kaymayı arttırıcı yönde baskı uygulayan kaya kütlelerinin temizlenmesi şeklinde uygulanmalıdır.

5. Şev üst yüzeyinde yeralan yüksek eğimdeki soğuma çatlakları boyunca yüzey sularının alt kottara doğru sızması uzun dönemde bu yüzeyler boyunca kayanın ayrışmasını arttıracaktır. Bu durumda, kaya bloklarının temizlenmesinden sonra, püskürtme betonla şev üst yüzeyinin kaplanması bir şev iyileştirme yöntemi olarak dikkate alınmalıdır. Bu işlemde, yüzey sularının çatlaklara girmeden yüzey drenajı ile drene edilmesi gerekmektedir.

6. TEŞEKKÜR

Yazarlar, Buca Belediyesi'ne, Sedat Üstündağ A.Ş.'ye ve Ege Temel Sondajcılık A.Ş.'ye paylaştıkları bilgilerle ilgili olarak teşekkürü bir borç bilirler.



7. KAYNAKLAR

- Bieniawski, Z.T., 1989. Engineering Rock Mass Classifications, John Wiley & Sons, New York, 237 pp.
- Brown ET (ed) (1981) Rock characterization, testing and monitoring – ISRM suggested methods. Pergamon Press, Oxford.
- Goodman, R.E. and Bray, J.W., 1976. Toppling of rock slopes, Proc. Of Speciality Conference on Rock Engineering for Foundations and Slopes, Boulder Colorado, vol.2.
- Goodman, R.E., 1976. Introduction to Rock Mechanics. John Wiley & Sons, New York.
- Hocking, G., 1976. Method for distinguishing between single and double plane sliding of tetrahedral wedges, Int. J. Rock Mech. Sci. Geomech. Abstr., 13, 225-226.
- Hoek, E. And Bray, J.W., 1974. Rock Slope Engineering, Institution of Mining and Metallurgy, London.
- Hudson, J.A. & Priest, S.D., 1979. Discontinuities of rock mass geometry, Int. Journal of Rock Mech. Min. Sci. & Geotech. Abstr., 16, 339-362.
- ISRM (International Society of Rock Mechanics), 1981. ISRM Suggested Methods : Rock Characterization, Testing and Monitoring. E.T. Brown (ed.), Pergamon Press, London, 211 pp.
- Koca, M.Y. & Kınca, C, 2004. Abandoned Stone quarries in and around the İzmir city centre and their geo-environmental impacts Turkey. Engineering Geology, vol.75, 49-67.
- Kulhawy, F.&Goodman,R.E.,1980. Design of foundations on discontinuous rock. Proceedings International Conference on Structural Foundations on Rock, Sydney, 1, 209-220.
- Richards, L.R., Log, G.M.M. and Whittle, R.A., 1978. Appraisal of Stability Conditions in Rock Slope 449-512, in F.G.Bell, Foundation Engineering in Difficult Ground, Newnes-Butterworths, London, ISBN: 0-408-00311-1.
- Romana, M., 1985. New Adjustment Ratings for Application of Bieniawski Classification to Slopes. International Symposium on the Role of Rock Mechanics, Zacatecas, ISRM. 49-53.
- Romana, M., 1993. A Geomechanics Classification for Slopes:Slope Mass Rating (in Comprehensive Rock Engineering. Ed./Hudson). Pergamon. Vol. 3. 575-600.
- Romana, M., 1995. The Geomechanical Classification SMR for Slope Correction. Proc. 8th Int. Congress Rock Mechanics, ISRM, Tokyo, 3, 1085-1092.



BAZI AYRIŞMIŞ KAYALARDA GÖZLEMLENMİŞ JEOTEKNİK PROBLEMLER VE ALINACAK ÖNLEMLER İÇİN YAPILAN ÖNERİLER

GEOTECHNICAL PROBLEMS OBSERVED IN SOME WEATHERED ROCKS AND THE SUGGESTIONS MADE TO PREVENT THEIR OCCURENCE

İ. EGELİ¹, H. F.PULAT², H.PULAT³

İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Gülbahçe, İzmir

Öz

Ayrışmış kayalardaki şevlerin zemin özelliklerini ve statik yükler altındaki duraylılığını belirlemek, toprak kaymalarına neden olabileceği için oldukça önemli, bazen de güçtür. Buna etkiyen değişkenlerden bir tanesi de kayaların içlerinde bulundurdıkları minerallerin zamanla suyla etkileşime girip, kayanın özelliğini değiştirebilmesidir. Ayrışmış kayaların bazılarında (metamorfik, metatortul) sıklıkla bulunan minerallerden biri olan mika ve onun bulunduğu doku, suyla temasda ve zaman içinde mika-kayaç doku bağları kırılabilir ve dokunun özelliği zamanla değişebilir. Bu değişim sonucunda; metakumtaşı, metasilttaşına ait boşluk oranı ve suya geçirgenlik değerleri zamanla artarken, kaya dokusunun 3-eksenli ve tek-eksenli deneylerden elde edilen kesme mukavemet değerleri düşebilmektedir. Bu tip ayrışmış kayalarda suyun etkisiyle zamanla kalıcı (reziduel) mukavemetin çok düşebileceği, dolayısı ile kırılma endeksinin artabileceği ve dokunun zamanla yumuşayabileceği anlamına gelmektedir. Uzakdoğu' daki tecrübeler göstermiştir ki; içinde mika ihtiva eden dönüşüme uğramış metatortul kayalardaki, şev tasarımında üç-eksenli kesme mukavemeti gibi deneylerden yararlanılırken, seçilen maksimum değil, kalıcı (rezidüel) mukavemet kullanılmalıdır. Ayrıca, su geçirimsizliği için şevde yüzey kaplaması yapılırken, şevin içinde suyun birikimini önleyen ve drenajı arttırıcı (mesela; delikli drenaj borularının muntazam aralıklarla yerleştirilmesi gibi) önlemler alınmalıdır. Eğer bu gibi kayaçlarda deniz seviyesi veya yeraltı su seviyesi altında tünel açılıyor ise, kuru şartlardaki suya geçirgenlik katsayısının zamanla artabileceği düşünülmeli, buna göre tünelin üstü ile denizin dibi arasındaki kayaç kalınlığı yükseltilecek suyun drenaj yolu arttırılmalı ve su geçirimsizliği böylece azaltılmalıdır. Ayrıca, gerekirse tünelin etrafına çimento enjeksiyon ile iyileştirme yapılarak su geçirimsizliği azaltılabilir.

Anahtar Kelimeler: Ayrışmış Kayaların dengesi, metamorfik ve mikalı metatortul kayaçlarda duraylılık, gnayslarda kayaç yapıları tasarımı

Abstract

It is highly important and difficult to determine the soil properties of the slopes in weathered rocks under the static loads as it may cause slope sliding. One of the variables which cause changes in rock properties is weathering of the minerals present within the rocks which may cause break down of the connection of mica with the texture and changes the properties of the texture in some rocks (metamorphic metasedimentary). Void ratio and permeability of the metasandstones and metasiltstone increases, their triaxial and uniaxial strengths decrease as a result of such change. The residual strength of such rocks likely to decrease highly, the breaking index is to decrease and this mean the texture is likely to weaken with time.

Experience gained in the far east has shown that the residual triaxial strength of the rocks should be used in design of the soils in the weathered mica containing metasedimentary rocks. Additionally action should be taken to drain the slope by emplacing damage pipes at regular spacing in addition to causing soil slope against the infiltration of the surface water. If tunnels are driven in such rocks under the sea or below the groundwater level either the permeability of the ground should be decreased by cement injection or the water level should be lowered.

Keywords : Stability of the weathered rocks, Metamorphic and micaceous metasedimentary rocks, rock structure design in gneiss

⁽¹⁾ İYTE – İnşaat Mühendisliği Bölümü Öğretim Üyesi

⁽²⁾ İYTE – İnşaat Mühendisliği Bölümü Araştırma Görevlisi

⁽³⁾ İYTE – İnşaat Mühendisliği Bölümü Y. Lisans. Öğrencisi.



1. Giriş

Tortul kayalar (Sedimenter): Mevcut kayaların zamanla dış tesirlerle ufalanmaları, sonradan birbiri ile karışarak tabii bir bağlayıcı ile yeniden sertleşmesi sonucu oluşan kayalardır. Bu tip kayalar, sedimantasyon (çökeltme) olayı sonucu meydana gelmişlerdir. Bunlar mineral ve taş parçalarının değişik yollarla taşınarak bir yerde çökmesi ile oluşur. Metamorfik kayalar ise; magmatik ve tortul (sedimenter) kayaların orijinal durumlarından sıcaklık, basınç, kimyasal maddelerle temas gibi dış etkenlerle dönüşüme uğramış (başkalaşmış) halleri olup, mineral yapıları veya doku iç yapıları değişime uğramış kayalardır (Whittow, 1984). Metatortul kayalar ise, başkalaşmış sedimenter kayalardır. Bazıları mika içerir.

2. Metamorfik/Metatortul Kayaların Özellikleri

Metatortul kayalara örnek olarak Tablo:1 deki kayalar verilmiştir. Bunlara ek olarak epidonit, fillit' de metatortul kayaların arasında sınıflandırılır. Ülkemizde mika içeren şistlere ve gnayslara sık rastlanmakta olup, fiziksel özellikleri Tablo: 2'de, mühendislik özellikleri Table:3'de, aşınma özelliklerine göre fiziksel özelliklerinin değişimi ise Table:4'te verilmiştir (Egeli 2001).

Tablo 1: Metamorfik kayaların oluşması

Dönüşüm derecesi	Kumbası	Kireçtaşı	Silttaşı	Kil	Lava
Az	quarzit/metaquarzit	Mermer	Sleyt	Sleyt	Yeşiltaş
Orta	quarzit/metaquarzit	Mermer	Şist	Amfibolit	Amfibolit
Yüksek	quarzit/metaquarzit	Mermer	Gnays	Amfibolit	Amfibolit

Tablo 2: Metatortul kayaların fiziksel özellikleri (Egeli 2001)

Rock Type	SG	e	Sand 0.05-5 mm (%)	Clay<2µm (%)	LL (%)	PI (%)
Gneiss	2.60-2.80	0.3-1.1	40-100	0-15	20-60 ^a	5-30
Foliated quartzite	2.65-2.75	0.5-0.9	10-70	0-10	30-65 ^a	10-30
Schist	2.70-2.90	0.6-1.2	10-70	0-30	35-75	15-40
Phyllite and slate	2.75-2.90	0.9-1.3	0-50	15-40	30-80	10-40

**Table 3: Metatortul kayaların Mühendislik özellikleri (Egeli 2001)**

Rock type	K (m/s)	c' (kPa) and Φ' (°)	Remarks
Phyllite		Ψ $\perp$	σ_N : 100-700kPa
		c' : 0-30	
Ferritic quartzite		c' : 20 Φ' : 37 c' : 50 Φ' : 44	Partially saturated; σ_N : 50-500kPa
Micaceous quartzite	(*)	c' : 40 Φ' : 22 c' : 45 Φ' : 27	
Schist		c' : 78 Φ' : 28 c' : 100 Φ' : 27	
Micaceous phyllite		c' : 10 Φ' : 29 c' : 60 Φ' : 41	
Phyllite and metasandstone		c' : 0 Φ' : 29 c' : 3.5 Φ' : 34	σ_N : 0-1,000kPa C-U triaxial tests; σ_N : 0-300kPa
Schist	0.1 to 2.0x10 ⁻⁴ ($\perp$) 0.2 to 5.0x10 ⁻⁴ ($\perp$)	c' : 48, Φ' : 21 (50% saturation) c' : 70, Φ' : 15 (100% saturation)	C-U triaxial tests; σ_N : 0-100kPa
Gneiss	9.5x10 ⁻⁸ to 1.9x10 ⁻⁶ 1.9x10 ⁻⁷ to 4.8x10 ⁻⁶ 9.5x10 ⁻⁷ to 4.8x10 ⁻⁶		(Laboratory; $\perp$) (Laboratory; ψ) (Field)

(*) Araştırması Önerilir.

Table 4: Metatortul kayaların aşınma derecelerine göre fiziksel özelliklerinin değişimi (Egeli 2001)

Term	Grade	ρ (g/cm ³)	n (%)	I_{SD} (%)	I_{PL} (MPa)	UCS (MPa)
Completely	V	<2.00	-	0-20	<0.1	<5
Highly	IV	2.00-2.25	>0.12	0-80	0.1-0.5	5-20
Moderately	III	2.25-2.45	0.06-0.12	80-95	0.5-3.0	20-80
Slightly	II	2.45-2.55	0.02-0.06	95-100	3.0-6.0	80-140
Fresh	I	>2.55	<0.02	-	>6.0	>140

 ρ : kuru yoğunluk;

n : porozite;

 I_{SP} : İki defa ıslatma sonrası dayanıklılık endeksi I_{PL} : Nokta Yüklenme İndeksi;

UCS : Tek Eksenli Basınç Mukavemeti



3. Metatortul Kayalarla İlgili Gözlemlenen Sorunlar ve Alınacak Önlemler

Bu tip kayalar değişik oranlarda mika içermektedirler. Bu mineral, yer altı suyu veya sızan su ile uzun süreli temas ettiğinde, kayanın dokusunda mikayı tutan bağlar zamanla zayıflayabilmekte, kırılabilmekte, bu durum kayanın boşluk oranını (porozite) ve suya geçirgenlik katsayısını arttırabilmekte, buna mukabil malzemenin drenajlı kesme mukavemeti parametrelerini (c' , Φ') ise düşürebilmektedir (Egeli, 2001). Dolayısı ile metatortul kayalarda yapılacak şev ve dolguların tasarımında üç eksenli basınç deneyi ile elde edilecek maksimum mukavemet değeri yerine, kalıcı (reziduel) kesme mukavemet değeri ile tasarım yapılmalıdır. Ayrıca şev yüzeyi geçirimsiz bir tabaka ile kaplanmış ise ortak ve uzun vadede toprak kaymasını/şev göçmesini önlemek amacıyla, şevin içine muntazam aralıklarla delikli dren borusu döşemek gibi suyun drenajını artırıcı veya şevde suyun birikmesini önleyici tedbirler mutlaka alınmalıdır. Eğer gnays gibi mika içeren metatortul kayalarda tünel açılması söz konusu ise, 'suyla temaslı' ve 'suyla temassız' deneylerden elde edilen "kırılma" endeksinin çok farklılık göstereceği (yani yumuşama olabileceği) gerekçesiyle, tünel kazısından önce su sızmasını asgariye indirmek için zemin iyileştirilmesi düşünülmelidir. Eğer tünel deniz altında yapılıyor ise mikalı doku zamanla suyun etkisiyle bozulacağı için, tünel üstü zemin katmanlarının kalınlığı arttırılmalıdır.

4. Metatortul Kaya Şevlerinin Tasarımı İle İlgili Diğer Öneriler

Sürekli ve şiddetli yağmura maruz kalabilen ve içinde mika ihtiva eden çeşitli derecelerde aşınmış/parçalanmış metatortul kayalarda açılacak şevlerin tasarımı ile ilgili diğer öneriler şunlardır:

- 1) Suyun yüzeyden girmesini önleyici veya azaltıcı asfalt, donatılı beton kaplama gibi geçirimsiz malzemeler kullanılarak şev yüzeyi kaplanmalıdır.
- 2) Bu gibi kayalardaki şevlerde azami eğim: 1Düşey : 2 Yatay olmalı ve şev yüksekliği 8 m'yi geçmemelidir. Ayrıca şevler arasına 2-3m genişliğinde yatay set yapılmalıdır. Şev üstünde ve kaya yüzeyinde akan suyun hızı ve miktarını kesen hendekler de tasarımına dahil edilmelidir.
- 3) Eğer yüzeyleri suya geçirimsiz malzeme ile kaplı çok katlı şevler mevcut ise, alttaki 2-3 sıra şevlerde su birikmesinden dolayı zamanla göçmeler ve toprak kaymaları meydana gelebileceğinden kaya yüzeyinden akan suyu dışarı atıcı uzun yatay drenler konulması tasarımında mutlaka bulunmalıdır. Yatay dren detayı şekil:2 de verilmiştir.
- 4) Şev yüzeyinden ve Şev altındaki kaya yüzeyinden akan sular toplanacak şekilde, hendekler, kanallar, havuzlar, rögarlar ve onlardan suyu toplayan drenaj sistemi de bulunmalıdır.
- 5) Toprak kayması riskini daha da azaltmak için şevin topuğuna dolgu sedde yapılabilir.



Picture: 1 Hong Kong'ta Metatortul kayada ki Fei Tsui Yolu Şev Kayması



Picture: 2 Kaskatlı Su Drenaj Kanalları

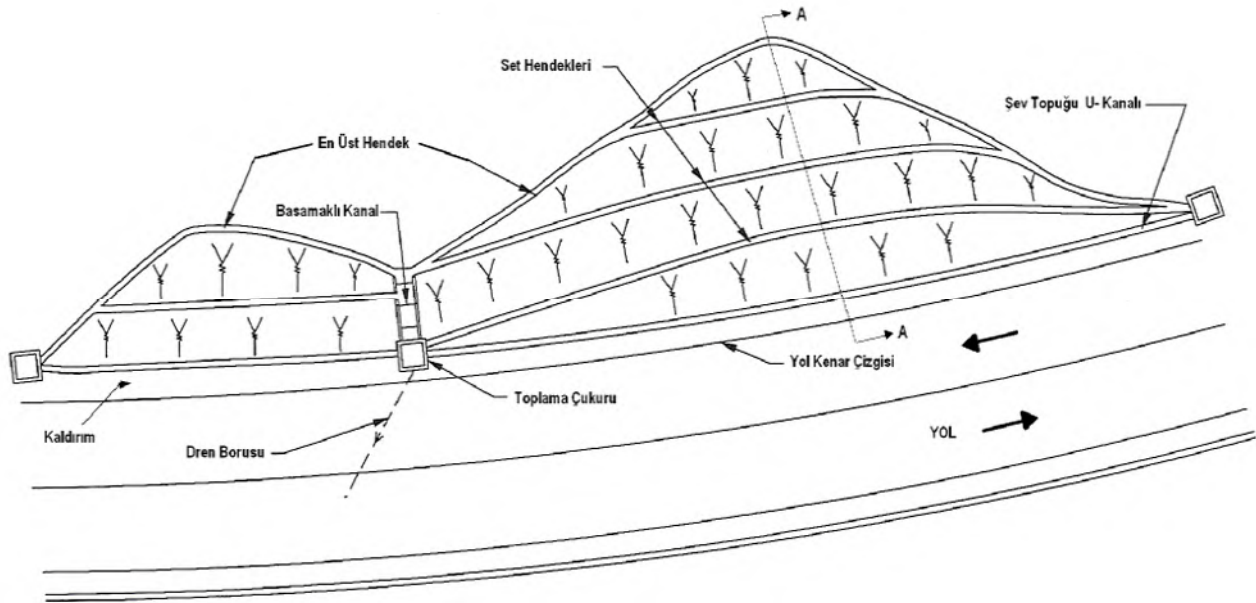


Figure 1: Yatay U- Kanallarıyla Şevlerde Oluşturulan Drenaj Hatları

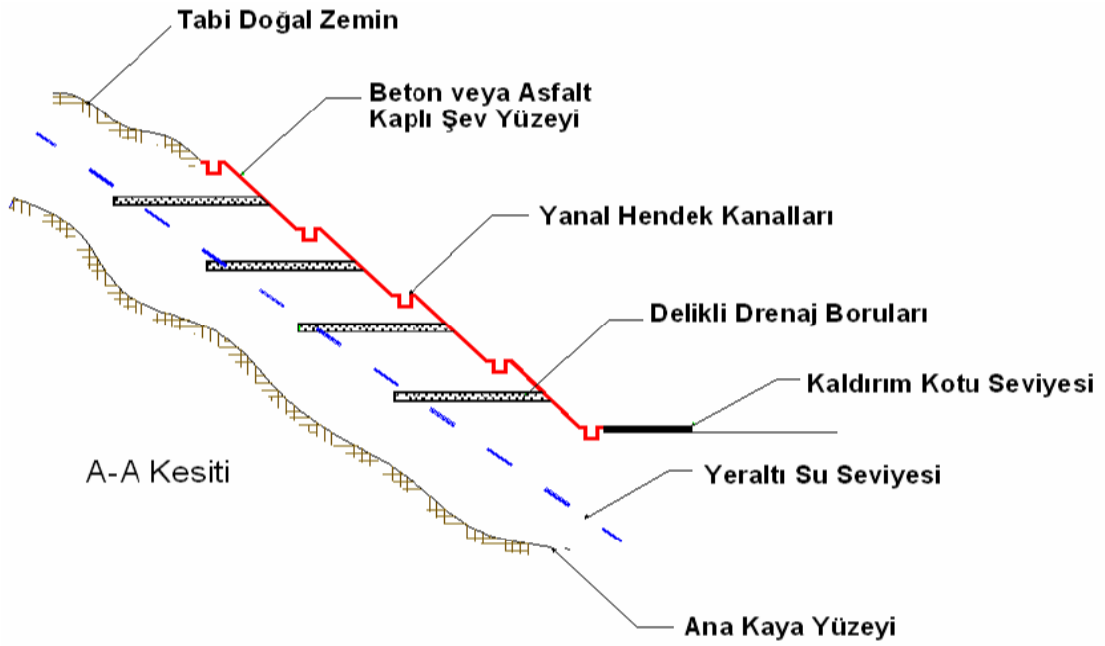


Figure 2: Yatay U- Kanallarıyla Şevlerde Oluşturulan Drenaj Hatları A-A Kesiti

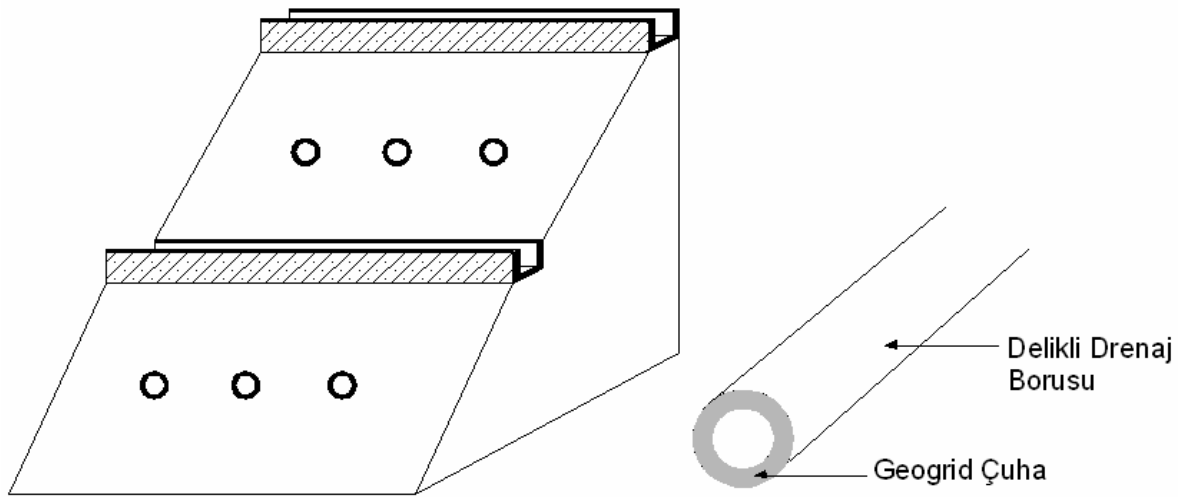


Figure 3: Yatay U- Kanallarıyla Şevlerde Oluşturulan Drenaj Hatları Önden Görünüş



Kaynaklar

1. Aydın A: and İ. Egeli (2001) ‘Stability of Slopes Cut in Meatsedimentary Saprolites in Hong Kong’ Bulletin of Engineering Geology and Enviroment, 60;315-319 p.
2. GED-CED Publication (2000) ‘Highway Slope Manual’, Hong Kong SAR Government, Hong Kong – CHINA, 131 p.
3. Hock, E. and J.W. Bray (1977) ‘Rock Slope Engineering’ 2nd Institution of Mining and Metuallurgy, London, UK, 402p.
4. Talobre, J. , Oliver-Martin, D. and I. Tanrıverdi (1970) ‘Kaya Mekaniği ve İnşaat İşlerinde Tatbikatı’ , Mars Matbaası, Ankara, 442 p.
5. Whittow, JB. (1984) ‘Dictionary of Physical Geography’ . Penguin Boks, London, UK, 591p.
6. Wyllie, D.C. and C. W. Mah. (2004) ‘Kaya Şev Mühendisliği’ Spor Pres, N.Y., N.Y. 10001. 437p.



BLOK BOYUTUNU BELİRLEME YÖNTEMLERİ, ÖRNEK ÇALIŞMA: BURUNCUK ANDEZİT TAŞ OCAĞI

Determination of the block size methods, case study: Buruncuk andesite quarry

¹Özdoğan, M.V., ¹Kahraman, B. ve ²Koca, M.Y.

¹Dokuz Eylül Üniversitesi Müh. Fak. Maden Müh. Bölümü, Buca-İzmir

²Dokuz Eylül Üniversitesi Müh. Fak. Jeoloji Müh. Bölümü, Buca-İzmir

ÖZ

Türkiye’de son zamanlarda yüksek talep nedeniyle blok taş üretimi önem kazanmıştır. Doğal taş sektöründeki bu eğilimin bir sonucu olarak, çok sayıda taş ocağı açılmakta ve işletilmektedir. Blok taş üretimine geçilmeden önce, ocak yerlerinin seçimi ve blok boyutunun belirlenmesine yönelik yapılan incelemeler de önem kazanmaktadır. Blok taş elde etmek için açılacak ocak yerlerinin seçiminde ve ocaktan elde edilecek blok boyutunun belirlenmesinde gerekli bir seri araştırmalar yürütülmelidir. Bir kaya kütleline herhangi bir ocak açılmadan önce, ocaktan elde edilecek maksimum, minimum ve ortalama taş blok boyutlarının belirlenmesi için gerekli jeoteknik çalışmalar yapılmalıdır. Araştırma yapılmaksızın blok taş üretimine geçmek doğal taş üretim maliyeti ve diğer madencilik faaliyetleri açısından son derece hatalı olmaktadır. Blok boyutunu belirlemede önemli bir parametre olan süreksizlik ara uzaklığı değeri bu çalışmada farklı yöntemler kullanılarak ölçülmüştür. Bu yöntemler ;

1. Hat etüdü tekniği
2. Görüntü işleme ve görüntü analiz yöntemleri
 - a) Screen Calipers V. 4.0 bilgisayar programı
 - b) Karakuş ve Onur (2006) tarafından geliştirilen bilgisayar programı

Yukarıda bahsedilen görüntü işleme ve analiz yöntemlerinin gelişimi, son on yıl içerisinde hız kazanmış ve farklı disiplinlerde uygulama alanları bulmuştur. İzmir-Buruncuk kasabası civarında yeralan bir andezit taş ocağında yapılan jeoteknik çalışmalar farklı yöntemler kullanarak süreksizlik ara uzaklığının belirlenmesi ve elde edilen blok boyutu ile ilgili sonuçların karşılaştırılmasını kapsamaktadır.

Anahtar kelimeler: Andezit, Blok boyutu, Süreksizlik ara uzaklığı, Görüntü işleme

ABSTRACT

Block stone production in Turkey has given importance recent times due to the high level demand. As a result of the acceleration in natural stone sector, numerous stone quarries have been opened and mined. Before the block stone production, the investigations on the selection of suitable quarry site and the explorations to obtain possible stone dimensions also become important. Series of essential researches should be conducted in order to select the suitable quarry site and to determine the stone dimensions. Before any block stone quarry open in a rock mass; detailed geotechnical studies should be carried out to determine the maximum, minimum, and the mean block sizes that could be obtained from the quarry. Starting the block stone production without carrying out necessary research is extremely inconvenient because of the operational costs of the natural stones and other mining activities. Discontinuity spacing value which is an important parameter for determining dimension stone is measured by using the different methods in this study. These methods are as follows;

1. A line – scanning technique



2. Image processing and image analysis methods

a) Analysis using by the soft ware “Screen Calipers V.4.0”

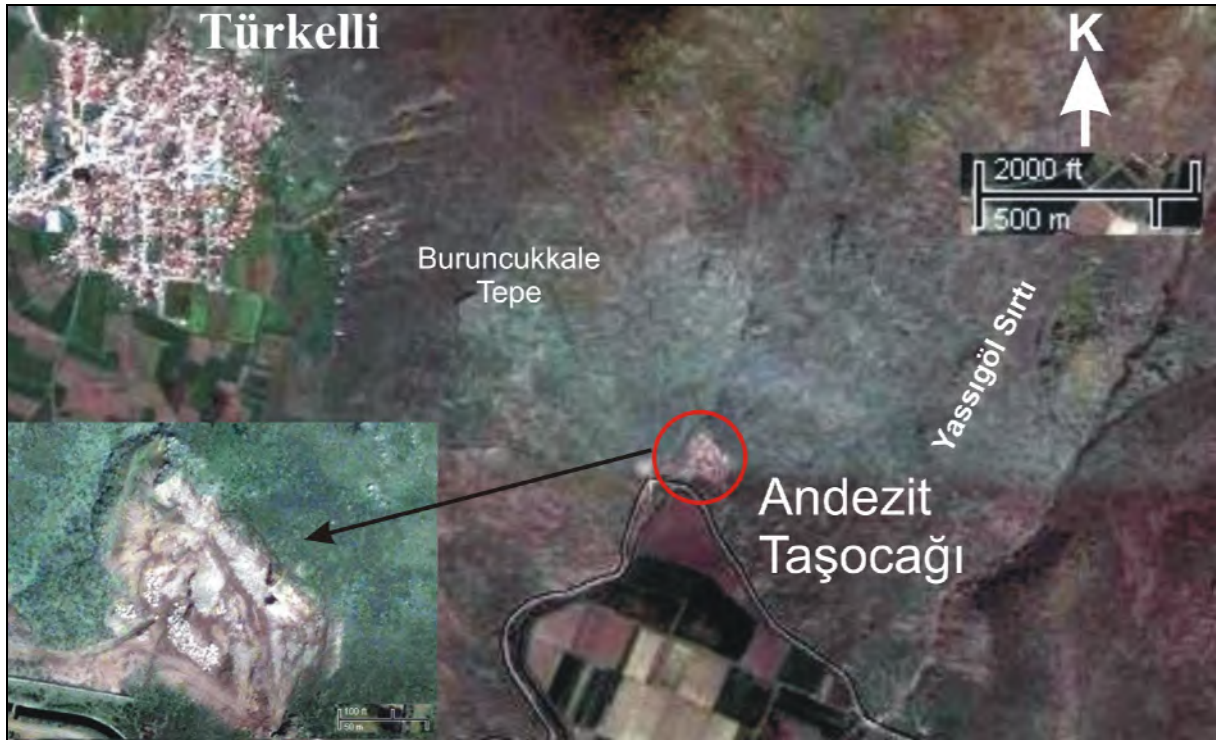
b) Analysis using the software developed by Karakuş and Onur (2006)

Development of the image processing and image analysis methods mentioned above have expedited in the last decade and found application areas in different disciplines.

Geotechnical study of an andesite stone quarry around the Buruncuk town-İzmir has been carried out, which involves the recording and determining the discontinuity spacing using the different methods and the comparison of the results with the values of block sizes.

1. GİRİŞ

İnceleme alanı İzmir – Menemen – Aliağa devlet karayolu güzergahı üzerinde yeralan Buruncuk Köyü mevkiinden 3100 metre kuzeyde, Türkelli İlçesinin 3500 metre doğusunda yer almaktadır (Şekil 1). İnceleme alanı 1/25000 ölçekli K18-d1 paftasının güneyinde yer alır. Taş ocağı sahası 210 hektar, işletme izin alanı ise 72 hektardır. Taş ocağı sahası Dumanlı Dağı’nın güneybatı eteklerinde, yaklaşık D-B uzanımında 150-200 metre yanal yönde devamlılığı olan bir ocaktır. Ocak, yamaç açısı 20° - 30° olan bir sırt ile ovanın birleştiği noktada açılmıştır (Şekil 1). 1/10000 ölçekli topoğrafik haritadan taşocağı sahasının Yassıgöl sırtlarının güneybatısında, D.S.İ. sulama kanalının ise tam kuzey sınırında yer aldığı görülmektedir. Bu araştırmada, Buruncuk andezit taş ocağı sahasında blok verimini belirlemeye yönelik jeoteknik ölçümler yapılmıştır.



Şekil 1 : Andezit taş ocağının konumu.

Bir kaya kütesinin blok taş kaynağı olarak kullanılabilmesi için fiziksel, mekanik ve teknolojik özellikleri açısından, standartlara uygun, renk ve desen olarak aranılan özellikleri taşınması ve $4-10 \text{ m}^3$ hacminde kaya blokları veriyor olması esastır. Bu nedenle, andezit taş ocağı sahasında ocak açılmadan önce yukarıda bahsedilen parametrelerin ayrıntılı olarak



incelenmesi, hem üretime geçme kararının verilmesi hem de üretimin planlanması açısından önem taşımaktadır. Bir sahada ayrıntılı mühendislik proje çalışması yapılmadan blok ve kırma taş üretimine başlanması, sahanın verimli kullanılamaması ve ekonomik olarak zarara uğratılması nedeniyle doğru değildir. Ocaklardan olabildiğince büyük kaya bloklarının elde edilmesi istenir. Süreksizliklerin eğim ve doğrultusu ocaklardan taş blokların çıkartılmasını etkiler. En ideal şekil süreksizliklerin dışı doğru eğimli olmaları, en zor işletme ve çıkarma eğimin yamaç içine doğru bulunmasıdır. Çatlak sistemleri, taşların kolayca kaya bloğu haline getirilmelerine yardım eder. Çatlak ara uzaklıkları da ocaklardan alınacak en büyük bloğun boyutlarını denetler ve sınırlar (Erguvanlı, 1982). Bu nedenle ayrı bir öneme sahiptir. Bu çalışmada üç farklı yöntem kullanılarak süreksizliklere ait ara uzaklık değerleri ölçülmüş ve elde edilen ölçüm sonuçları ve farklı yöntemlerden elde edilen süreksizlik ara uzaklığı değerleri dikkate alınarak hesaplanan blok boyutlarının büyüklükleri birbirleriyle karşılaştırılmıştır.

Süreksizlik ölçümlerinin arazide ve analizlerinin büroda yapılması zaman alan çalışmalardır. Blok taş üretimi dışında, süreksizlik analizlerinin hızlı yapılması ve bu analiz sonuçlarına göre tasarım yapılması gerekebilir (Tünel aynası ve tahkimat tasarımı çalışmaları gibi). Bu çalışmanın önemli amaçlarından biri de hat etüdü yöntemine alternative yöntemlerle ölçümler yapıldığında; elde edilen sonuçların birbirleriyle uyum derecesinin araştırılmasıdır. Diğer taraftan, bir kaya kütesinin blok veya kırma taş kaynağı olarak kullanılabilirliği saptandıktan sonra işletmeye geçilmesi gerek maliyet, gerekse de üretim verimliliği açısından yararlı olmaktadır.

2.YÖNTEM

Kaya kütlesi ve içerdiği süreksizlik düzlemlerine ait özellikler kaya yüzleğinden yapılan ölçümlerle belirlenir. Yüzlekte yapılan çalışmalar geniş bir alanda kaya kütesinin incelenmesi, doğrudan ölçüm alınması ve çeşitli süreksizlik takımları arasındaki ilişkilerin gözlenebilmesi açısından oldukça yararlıdır (Yavuz, 2001). Veri toplamak amacıyla “hat etüdü” yaygın olarak kullanılan bir yöntemdir. Hat etüdü yönteminin yanısıra görüntü alma ve görüntü işleme esasına dayalı yöntemlerle de aynı profiller boyunca ölçümler alınmıştır. Hat etüdü yönteminde;

- Döküntülerden arındırılmış düz bir kaya yüzeyi üzerine serilmiş çelik bir metre boyunca metreyi kesen tüm süreksizliklerin özellikleri kaydedilir.
- Mümkünse 150-200 arasında süreksizlikten ölçüm alınır ve bu süreksizliklerin yaklaşık %50'nin bir ucunun gözlenmesinde yarar vardır.
- Hat etüdü uzunluğu, kaya yüzeyinin döküntü veya bitki ile kaplı olmasına bağlı olarak değişim sunabilir.
- Şerit metre aynanın doğrultusuna veya eğimin en yüksek olduğu yöne paralel şekilde serilir.
- Ek hat etüdü için şerit metre birinci hattı dik kesecek şekilde serilir. Böylelikle hatalı örneklemenin en aza indirilmesi sağlanır.

Bu çalışmada, taş ocağından hat etüdü ile toplanan jeoteknik veriler blok boyutu hesaplamasında kullanılmıştır. Bu işlemde, iki takım soğuma çatlağı ve bir takım akma bant yapısı olmak üzere üç doğal süreksizlik takımına ait jeoteknik veriler değerlendirilmiştir. Bu



değerlere bağlı olarak maksimum ve ortalama blok boyutu değerleri hesaplanmıştır. Blok hacmi hesaplamalarında aşağıdaki formülden yararlanılmıştır;

$$V_{\min}^{\max} = d1_{\min}^{\max} * d2_{\min}^{\max} * d3_{\min}^{\max}$$

d_1 : I- nolu soğuma çatlaklarına ait süreksizlik ara uzaklığı değeri

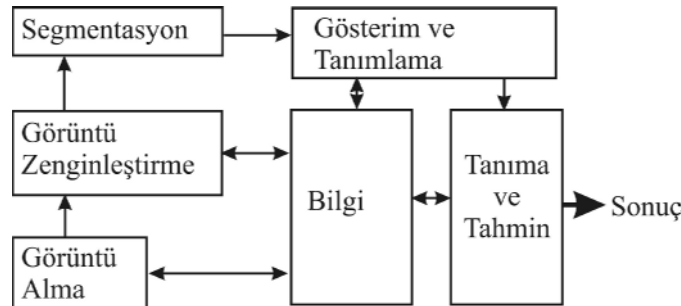
d_2 : II- nolu soğuma çatlaklarına ait süreksizlik ara uzaklığı değeri

d_3 : Akma bant yapılarına ait süreksizlik ara uzaklığı değeri

İkinci yöntem olarak, dijital olarak panoramik çekilmiş ve ölçek kullanılmış fotoğraflar üzerinden, süreksizlik takımlarına ait süreksizlik ara uzaklığı değerleri bilgisayar ortamında “Screen Calipers V.4.0” programı kullanılarak da ölçülmüştür.

Üçüncü yöntem olarak, görüntü işleme tekniği kullanılarak süreksizlik ara uzaklıkları, akma bantları ve iki takım soğuma çatlakları için ayrı ayrı ölçülmüştür. Sayısal görüntü alma tekniklerinin gelişmesi ve görüntü analiz yöntemlerinin kullanılma olanaklarının artması ile süreksizliklerle ilgili ölçümlerin ve özelliklerin belirlenmesi günümüzde mümkün olabilmektedir(Gonzales&Woods, 1993; Maerz, 1990; Reid&Harrison, 2000; Karakuş ve Onur, 2006). Görüntü iki boyutlu bir işaret kayıdır. Matematiksel olarak ve bilgisayar algoritması açısından ise iki boyutlu bir vektör dizisidir. Günümüzde sayısal fotoğraf makineleri sayısal görüntüleri doğrudan depolayabilmekte ve onların analizi için ön işlemleri sağlayabilmektedir. Sayısal resim elde edildikten sonraki basamaklar Şekil 2’deki akım şemasına uygun olarak yapılmaktadır (Gonzales&Woods, 1993). Görüntü analizi tekniklerinin jeolojideki ilk uygulamaları yüzeyde gözlenebilen boşlukların ve mağara oluşumlarının ölçümü ve tanımlanmasına yöneliktir.

Bu çalışmada, mercek uzaklığı belli olan fotoğraf makinası kullanılarak görüntüsü alınacak yüzey ile makina arasındaki uzaklık belirlenmiş ve görüntü ölçekli hale getirilmiştir. Uygulamada taş ocağı şevinin önüne referans büyüklük konulmuş ve sabit sehpa üzerine yerleştirilen sayısal fotoğraf makinası ile (dijital fotoğraf makinası) sayısal görüntü alınmıştır. Ön işleme ile fotoğraf üzerindeki süreksizliklere ait ayrıntılar belirgin hale getirilmiştir. Şev yüzeyindeki süreksizliklerin analizi Karakuş ve Onur(2006) tarafından geliştirilen “görüntü analiz programı” kullanılarak yapılmış ve görüntüyü oluşturan çizgi ve boşluklar piksellerden ibaret değeri olan / karşılığı olan veriler haline dönüştürülmüştür. Bu çalışmada, üç farklı yöntem kullanılarak elde edilmiş blok boyutu değerleri karşılaştırılmış ve sonuçların yeterli uyumu sağlayıp sağlamadığı ile ilgili değerlendirmeler yapılmıştır.



Şekil 2 : Görüntü işleme genel akım şeması (Gonzales & Woods, 1993).



3. JEOLojİ

İnceleme alanı, Yuntdağı Volkanitleri olarak bilinen ve Ege Bölgesinde geniş alanlar kaplayan bir volkanik istif içerisinde yer almaktadır. Yuntdağı Volkanitleri Akyürek ve Soysal(1983) tarafından adlandırılmıştır. Yuntdağı Volkanitleri karasal çökellerden oluşan Soma Grubu kayalarının altında, üstünde bazende lav akıntıları ve tüfit düzeyleri şeklinde yer alırlar. Yuntdağı Volkanitleri Soma Grubu kayalarının çökelişi süresince değişik evrelerle devam eden ve Orta Miyosen'den Pliyosen'e değin etkinliklerini sürdürdüklerini öne sürmek mümkündür. Yuntdağı Volkanitleri'nin toplam kalınlığı 550m kadardır (Kozan ve diğ.,1982). Volkanitler içerisinde çeşitli türde lavlar, siyah, gri, bordo ve sarı, yer yer çok sert ve bol çatlaklı olup akma yapıları izlenir. Genellikle, dom şeklinde izlenirler ve bazı yerlerde de volkan çivilerine rastlanmaktadır. Özellikle Bergama grabeni içindeki domlar tipik olup graben ve domlar parçalanmıştır. Lavlar genellikle andezit, latit, andezit-dasit ve riyodasitik bileşimdedirler. Lavlar genellikle andezit-latit, andezit-dasit ve riyodasitik, tüfler ise daha çok dasitik, riyodasitik ve latit-andezitik bileşimdedirler. Tüfler gri, sarı ve beyaz renklerde olup yer yer kaolenleşmişlerdir. Beyaz hamur içerisinde küçük biotit ve cam parçaları ilk bakışta göze çarpar. Laharlar orta ve iri boyutta, köşeli, genellikle andezit bileşimli çakıl ve bloklardan oluşmuştur. Laharlar genellikle tüf matrikslidirler. Volkan bacalarından suya doymuş materyalin sellenmelerle eteklere doğru kamalanmalarıyla oluşmuşlardır. Aglomeralar tüf matriks içinde yer alan andezit ve dasit bileşimindeki kayak parçalarından oluşmuştur.

Taş ocağı sahasında genellikle pembe renkli andezitler yer almaktadır. Taş ocağı sahasının bazı yerlerinde yeşil/ koyu yeşil renkli, lav akışına koşut gelişmiş, yoğun fenokristal içeren ve pembe renk içerisinde şeritler halinde gözlenen alacalı renkte andezitler de yer almaktadır. Bu andezitlere Akay(2000) tarafından "Helvacı andezitleri" adı verilmiştir. Helvacı andezitlerinin modal analiz sonuçları Tablo 1'de verilmiştir. Plajiyoklazlarda kaolenleşme ve piroksenlerde kloritleşme yaygındır. Ayrıca, biotit ve hornblend minerallerinin kenarlarında demir oksitçe zengin zonların varlığı dikkat çekmektedir. Andezitlerde matriks yoğunlukla mikrolitlerden oluşmakta ve genellikle de "trakitik akma dokusu" gözlenmektedir (Şekil 3).

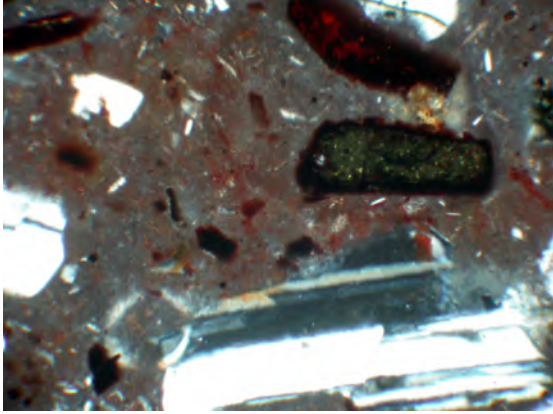
Taş ocağı ve yöresinde ayırtlanan süreksizlik tipleri, lav akışına koşut gelişmiş akma bant yüzeyleri ile akma bantlarına dik gelişmiş soğuma çatlaklarıdır (Şekil 4 ve 5). Soğuma çatlakları iki ayrı takıma sahip olup lav akışı sırasında lavların havayla temas ettiği yüzeyler boyunca gelişmişlerdir (Koca ve Kıncal, 2004). Tektonik kökenli süreksizlikler, soğuma yüzeyleri boyunca gelişmiştir. Düzgün-düzlemsel yüzeylere sahip soğuma çatlakları boyunca kalın, oksitlenmiş kil dolguların gelişmesi bu veriyi destekler niteliktedir.

Tablo 1. Orta derecede ayrıışmış pembe andezitlerin modal analiz sonuçları

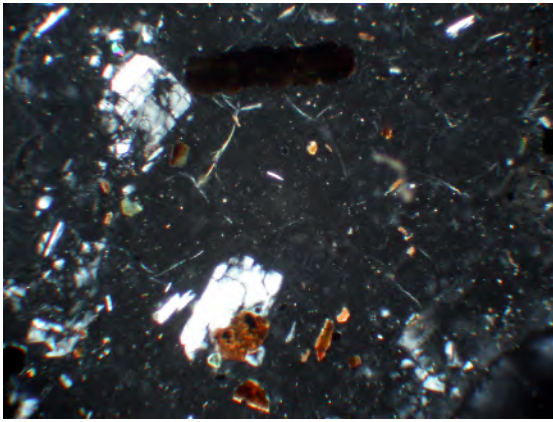
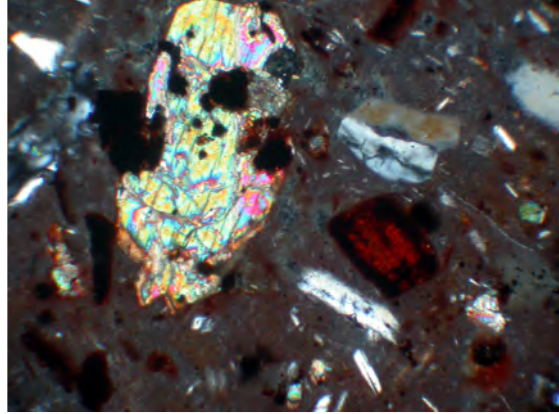
Matriks : %56	
Mineral : % 44	
Mineral	% Mineral Bileşimi
Plajiyoklas (Andezin)	24
Hornblend	6
Biotit	4
Piroksen	4
Sanidin	1
Klorit	2
Kil mineralleri	1
Opak mineraller	2



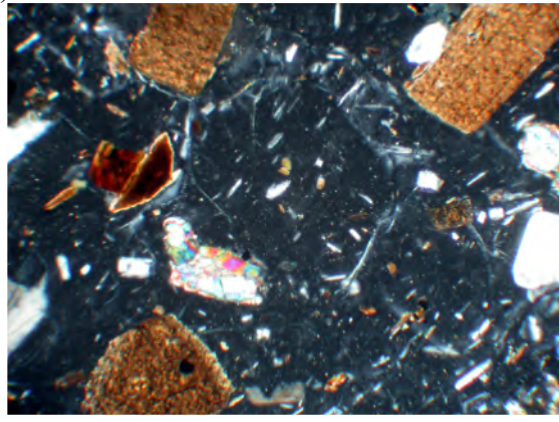
(a) Pembe andezitlerden görünüm,



(b) Gri renkli andezitlerden görünüm



(a)



(b)

ÖLÇEK : 0 _____ 500 μ

Şekil 3 : Andezitlerde gözlenen doku tipleri.



Şekil 4 : Andezitlerde gözlenen akma bant yapıları.



Şekil 5 : Akma yapılarına dik gelişmiş düz düzlemsel yüzeylere sahip soğuma çatlakları.

4. MÜHENDİSLİK JEOLJİSİ

Taş ocağı kırıklılık ve ayrışma açısından iki bölüme ayrılarak incelenmiştir (Şekil 6). Birinci bölüm, şevin üst kesiminde yeralan, sık çatlaklı ve oldukça ayrılmış (HW) “altere zon”, ikinci bölüm ise, altere zonun altında, KB-GD yönünde uzanan ve blok elde edilmesine uygun az-orta derecede ayrılmış (SW-MW) “blok taş üretimi yapılan zon” dur (Şekil 6). Altere zonun kalınlığı 1-8 metre arasında değişmektedir. Pembe, pembe-yeşil(alacalı) renkli andezitlerin yer aldığı taş ocağı sahasında üç tip süreksizlik takımının varlığı belirlenmiştir (Şekil 7). Bunlar;

- a) **Akma bantları** (42/26, 146/30, 138/32,)
- b) **I. Takım soğuma çatlakları - S₁** (205/80, 210/88, 214/84, 190/87)
- c) **II. Takım soğuma çatlakları -S₂** (105/80, 110/86, 110/88, 104/88,.....)

Akma bantları hafif ondülasyonlu-pürüzlü yüzeylere sahipken, soğuma çatlakları düz-düzlemseldir. Diğer taraftan, soğuma çatlakları birbirlerine yaklaşık dik olarak gelişmişlerdir. Soğuma çatlakları 4-6 metre devamlılıkta olup, “orta derecede devamlılığa sahip süreksizlikler” sınıfına girmektedir. Akma bantları iki takım soğuma çatlağı tarafından kesildikleri için daha kırıklı bir yapı sunarlar ve devamlılıkları düşük derecededir.

Taş ocağı ve yöresinden alınan süreksizlik ölçülerinden yararlanılarak bir kontur diyagramı hazırlanmıştır (Şekil 7). Arazide süreksizlik ölçüleri üç farklı özellikteki süreksizlik takımından alınmış ve bu farklılık gözetilerek kaydedilmiştir. 74-adet süreksizlik ölçüsünden elde edilen kontur diyagramında, üç adet kutup yoğunlaşma noktası (Ps₁, Ps₂ ve P_A) ve bu noktaları temsil eden büyük dairelerin konumları aşağıdaki gibi elde edilmiştir (Şekil 7);

Akma bantlarını temsil eden süreksizliklerin büyük dairesi : 14/26

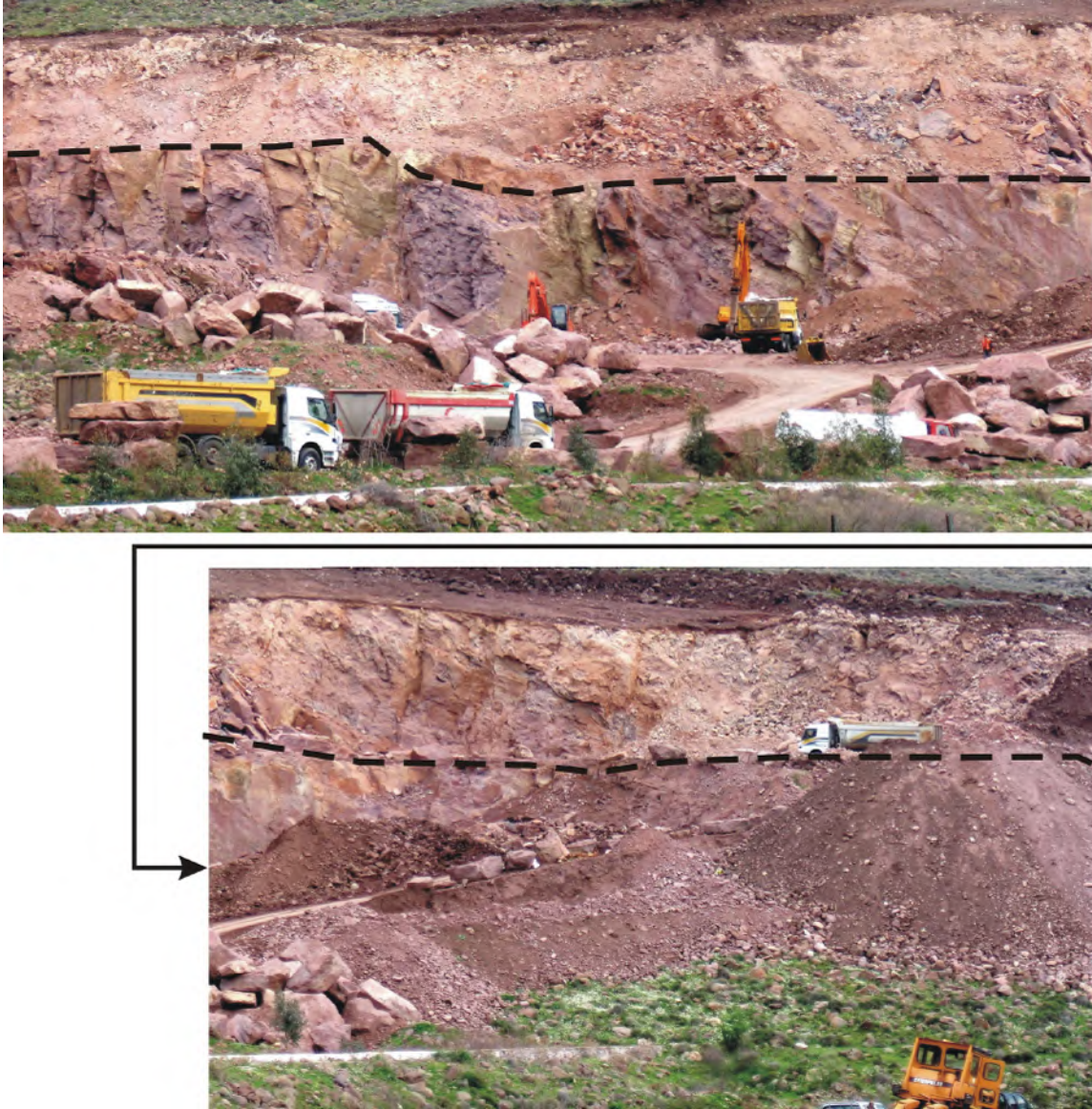
I. Takım soğuma çatlaklarını temsil eden büyük daire : 210/80



II. Takım soğuma çatlaklarını temsil eden büyük daire : 105/80

II. Takım soğuma çatlakları taş ocağı aynasında görülen kalın kil bantlarına (5-15 cm.) koşut gelişmiştir. Bu yüzeyler tektonik etki izlerini taşırlar ve yörede mevcut makaslama zonları bu yüzeylere koşut olarak gelişmiştir.

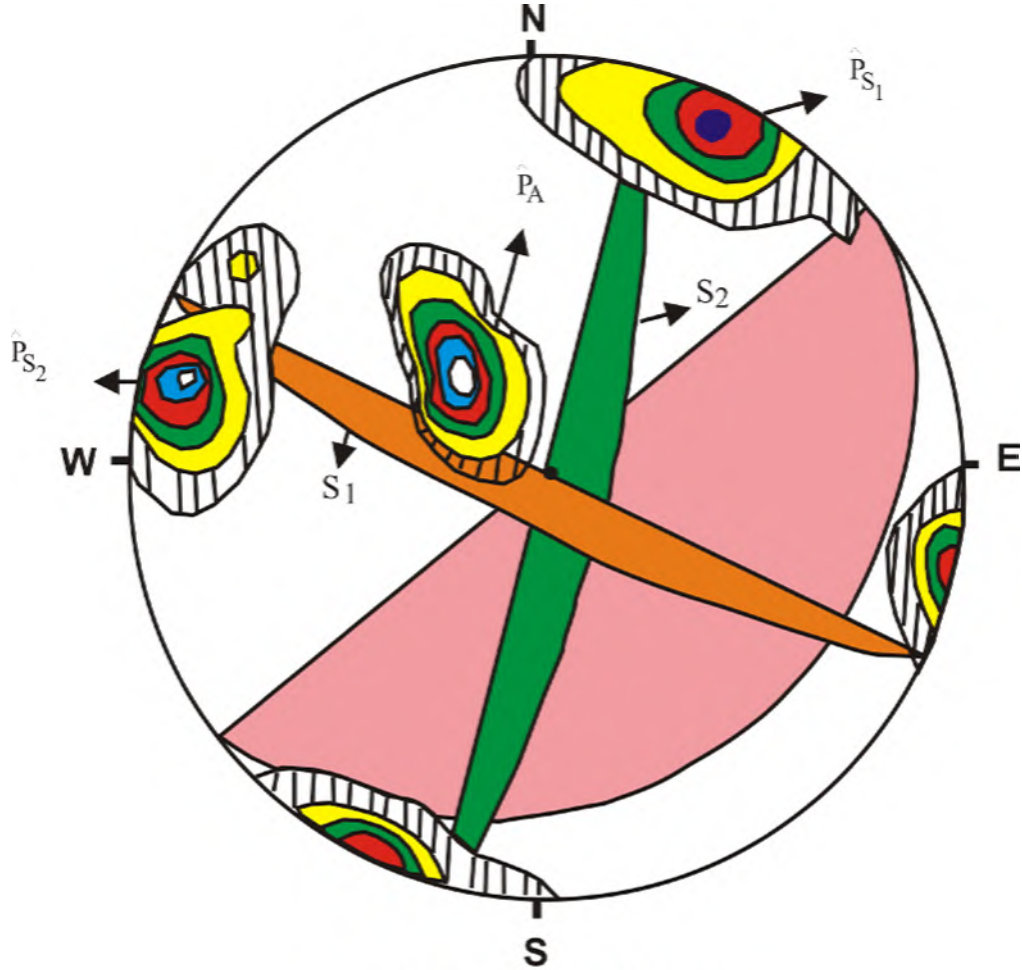
I. Takım ve II. Takım soğuma çatlaklarının akma bantları ile arasındaki dar açılar sırasıyla 68° ve 58° dir (Şekil 8). Soğuma çatlakları arasındaki açı ise yaklaşık $\alpha = 95^\circ$ 'dir. Soğuma yüzeylerinin kesişmesinden elde edilen arakesit ile (154/74 : K26B / 74SE) akma bandı düzlemleri arasındaki dar açı ise 78° olarak ölçülmüştür (Şekil 8). Bu durum, süreksizlik takımlarının birbirlerine yaklaşık dik konumda olduğunu gösterir. Bu nedenle, taş ocağından düzgün prizmatik blokların elde edilmesi mümkün olmaktadır. Ayrıca, düzgün prizmatik blok alımına, yapılacak düzenli patlatmaların da etkisi olacaktır. Kaya kütlelerinin bloktaş kaynağı olarak kullanılabilirlikleri kayacın içerdiği egemen ve devamlı süreksizlik düzlemleri gözönüne alınarak yapılmalıdır.



Şekil 6 : Andezit taş ocağının genel görünümü.



Andezitlerin içerdği soğuma yüzeyleri devamlı süreksizlik yüzeyleri olup, blok oluşumuna etki yapmıştır. Kaya kütlelerinin blok taş kaynağı olarak kullanılabilirlikleri kayacın içerdği egemen ve devamlı süreksizlik düzlemleri gözönüne alınarak yapılmalıdır. Andezitlerin içerdği soğuma yüzeyleri devamlı süreksizlik yüzeyleri olup (2-5 m) blok oluşumuna etki yapmışlardır.

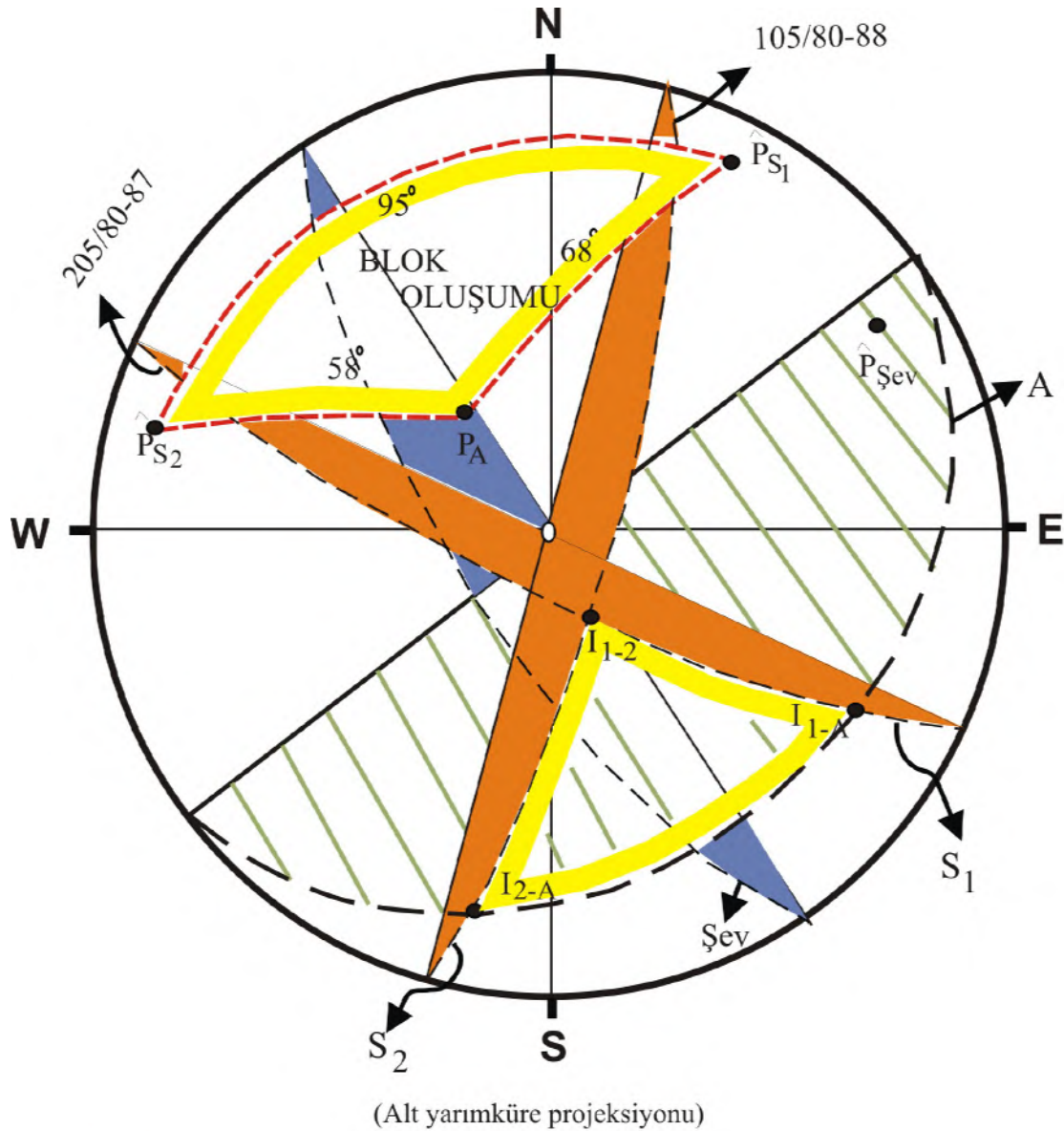


Alt yarımküre projeksiyonu

% 1-3	% 3-6	% 6-9	% 9-12	% 12-15	>% 15
Toplam ölçü sayısı : 74					

$\hat{P}_{S_1}$ ve $\hat{P}_{S_2}$: 1 ve 2'inci takım soğuma çatlaklarına ait süreksizliklerin kutup yoğunlaşma noktaları
 $\hat{P}_A$: Akma bant yüzeylerine ait kutup yoğunlaşma noktası
 S_1 ve S_2 : Soğuma çatlaklarını temsil eden büyük daireler ($\hat{P}_{S_1}$ ve $\hat{P}_{S_2}$ 'e ait büyük daireler)

Şekil 7 : Andezit taş ocağından alınmış toplam 74 süreksizlik ölçüsünden yararlanarak hazırlanmış kontur diyagramı.



AÇIKLAMA

Şev düzleminin konumu: 238/72

S_1 ve S_2 : 1 ve 2'inci takım soğuma çatlaklarına ait büyük daireler (S_1 :205/80 , S_2 :105/80).

A: Akma düzlemlerine (142/26) ait büyük daire

P_{S_1} ve P_{S_2} :1 ve 2'inci takım soğuma çatlaklarını temsil eden kutup yoğunlaşma noktaları

($\hat{P}_{S_2} - \hat{P}_{S_1} = 95^\circ$, $\hat{P}_{S_2} - \hat{P}_A = 58^\circ$ ve $\hat{P}_{S_1} - \hat{P}_A = 68^\circ$)

I_{1-2} :Soğuma çatlaklarının büyük dairelerinin kesim noktası

I_{1-A} ve I_{2-A} :Soğuma çatlakları ile akma bantlarının kesim noktaları

Şekil 8 : Andezit taş ocağında blok oluşumunun varlığını gösteren alt yarım küre projeksiyonu.



Buruncuk andezit taş ocağından çıkartılan kaya bloğu örneklerinden elde edilen karotlar üzerinde laboratuvarında bir seri deney yapılmıştır. Deney sonuçları Tablo 2’de sunulmuştur. Deneyler TS 699’da belirtilen standartlara uygun olarak yapılmıştır. Buruncuk andezitleri IAEG (Anon, 1979a)’ da önerilen porozite sınıflamasına göre “orta poroziteli” kaya grubuna girmektedir. Tek eksenli sıkışma dayanımı açısından I.S.R.M. (1989)’a göre andezitler kuru durumdayken “sağlam kaya” (R₄), suya doygun koşullarda ise “orta zayıf kaya” (R₃) sınıfına girmektedirler.

Tablo 2 : Buruncuk taş ocağı andezitlerinin fiziko-mekanik özellikleri.

V (cm ³)	W _{kuru} (gr)	W _{doygun} (gr)	γ _{kuru} (gr/cm ³)	γ _{doygun} (gr/cm ³)	%ω (Su içeriği)	%n (Porozite)
97.17	232.20	235.52	2.38	2.42	1.4	3.4
97.81	234.10	237.39	2.39	2.42	1.4	3.3
99.13	235.90	239.05	2.37	2.41	1.3	3.3
102.96	229.40	237.47	2.22	2.30	3.3	7.8
105.40	224.20	230.42	2.12	2.18	2.7	5.9
101.33	226.50	234.83	2.23	2.31	3.6	8.2
100.97	224.94	232.94	2.22	2.30	3.5	7.0
102.15	241.86	246.55	2.36	2.41	1.9	4.5
102.96	246.77	250.19	2.39	2.42	1.3	3.3
X ± SD			2.29±0.08	2.35±0.07	2.53±0.87	5.95±1.90
Tek Eksenli Sıkışma Dayanımı (σ _c) _{kuru}			: 515 ± 172.7 kg/cm ² (n : 4)			
Tek Eksenli Sıkışma Dayanımı (σ _c) _{doygun}			: 456.8 ± 170.1 kg/cm ² (n : 4)			
Çekme Dayanımı (σ _t) _{kuru}			: 51.8 ± 3.87 kg/cm ² (n : 3)			
Çekme Dayanımı (σ _t) _{doygun}			: 44.51 ± 1.99 kg/cm ² (n : 4)			

n : deney sayısı

4.1. Uygulama

Hat etüdü, görüntü işleme ve görüntü analiz yöntemleri ile süreksizlik ara uzaklıkları belirlenmiş ve elde edilen değerlere göre blok boyutu hesaplanmıştır.

4.1.1. Hat etüdü yöntemi ile süreksizlik ara uzaklığının belirlenmesi

Hat etüdü ile taş ocağı şevinden süreksizlik takımlarına dik yönde serilmiş profiller boyunca alınan kırıklılık ölçüleri aşağıda sunulmuştur;

Yamaç içine eğimli akma bant yüzeylerine ait kırıklılık ölçüleri

- 29, 92, 132, 166, 207, 237, 265, 346, 413, 491, 567, 641, 739, 827,
- 32, 78, 110, 148, 208, 256, 289.

X ± SD : 53.60 ± 22.72 cm.

Maksimum değer : 98 cm.

Minimum değer : 29 cm.

Yamaç içine eğimli I-Takım soğuma çatlakları

- 124, 252, 365, 463, 605, 740, 859, 1014, 1150, 1273, 1423, 1540, 1698.



b) 130, 228, 309, 383, 448, 558, 549, 723, 807, 925, 1021.

c) 96, 236, 374, 539, 711, 865, 1013.

$X \pm SD$: 119.27 $\pm$ 29.04 cm.

Maksimum değer : 174 cm.

Minimum değer : 74 cm.

Yamaç dışına eğimli II- Takım soğuma çatlakları

a) 228, 533, 813, 1099, 1449, 1847,

b) 298, 708, 1090, 1505, 1877.

$X \pm SD$: 338.55 $\pm$ 62.62 cm.

Maksimum değer : 415 cm.

Minimum değer : 228 cm.

Blok hacmi aşağıdaki formül gereğince hesaplanmıştır;

$$V_{\min}^{\max} = d1_{\min}^{\max} * d2_{\min}^{\max} * d3_{\min}^{\max}$$

Maksimum blok hacmi : $V_{\max} = 0.98 * 1.74 * 4.15 \text{ m}^3$

$$V_{\max} = 7.1 \text{ m}^3$$

Ortalama blok hacmi : $V_{ort} = 0.536 * 1.1927 * 3.3855 \text{ m}^3$

$$V_{ort} = 2.16 \text{ m}^3$$

Taş ocağı içerisinde yerinde yapılan gözlemler sırasında 8-10 m³ büyüklüğünde andezit bloklarının varlığı saptanmıştır. Büyük andezit bloklarının elde edilmesinin nedeni, akma bantları boyunca ayrılmaların (akma yapıları boyunca kohezyonun kaybolması) tüm bant yüzeyleri boyunca gerçekleşmemesinden kaynaklanmaktadır. Ocak civarında, kapalı çatlaklara sahip akma bandı kalınlıklarının 5-12 cm. mertebesinde olduğu ölçülmüştür. Bu yüzeyler boyunca kopmalar ve/veya bu yüzeyler boyunca kohezyonun kaybolması, açık çatlaklı hale gelmesi aynada yapılan düzensiz patlatmalardan ileri gelmektedir. Bazı durumlarda akma bant yüzeyleri boyunca kopma olmaksızın paket kalınlıkları 1.0-1.5 metreye eriştiğinde, maksimum blok hacmi 10.8 m³'e erişebilmektedir.

4.1.2. Görüntü işleme ve görüntü analiz yöntemi ile süreksizlik ara uzaklığının hesaplanması

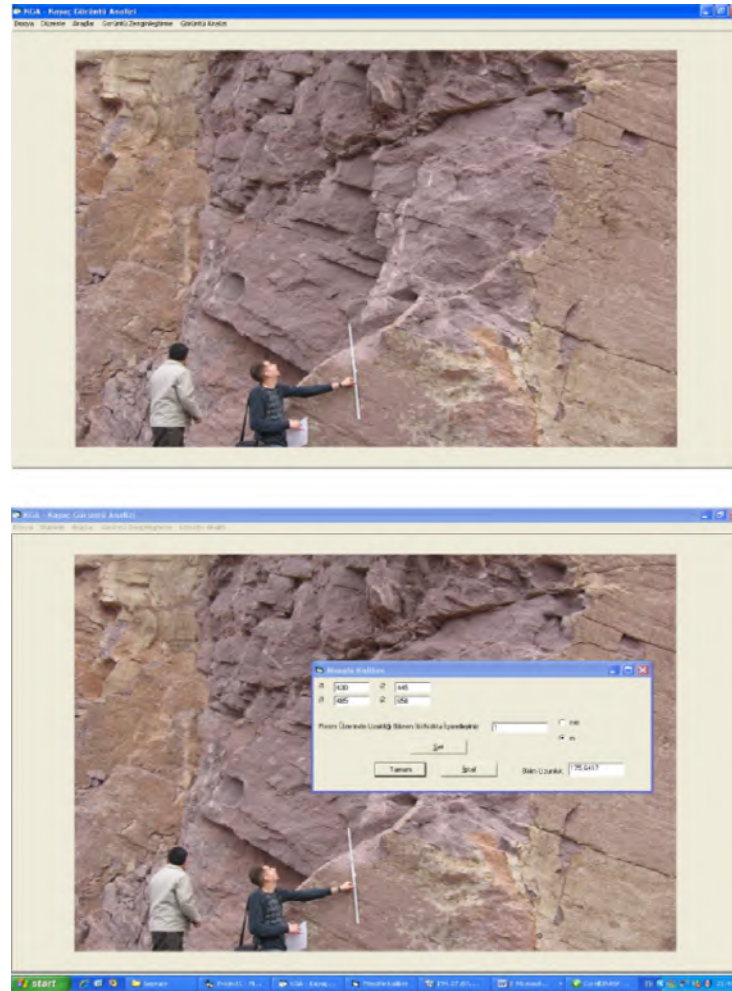
Süreksizliklerle ilgili özellikler bulunurken gerçek ölçülerin kullanılması gerekmektedir. Bu nedenle, görüntü üzerindeki referans büyüklük baz alınarak gerçek büyüklük tespit edilmiştir (Şekil 9). Görüntüde verilen gerçek büyüklük 1 m 'dir. Buna göre, 1 metrelik yükseklik 174,60 piksel değerine karşılık geldiği Karakuş ve Onur (2006) tarafından geliştirilen bilgisayar programı kullanılarak belirlenmiştir. Aşağıdaki örnek çözüm, akma bandı kalınlıklarının görüntü işleme ve görüntü analiz yöntemiyle belirlenmesine yöneliktir.



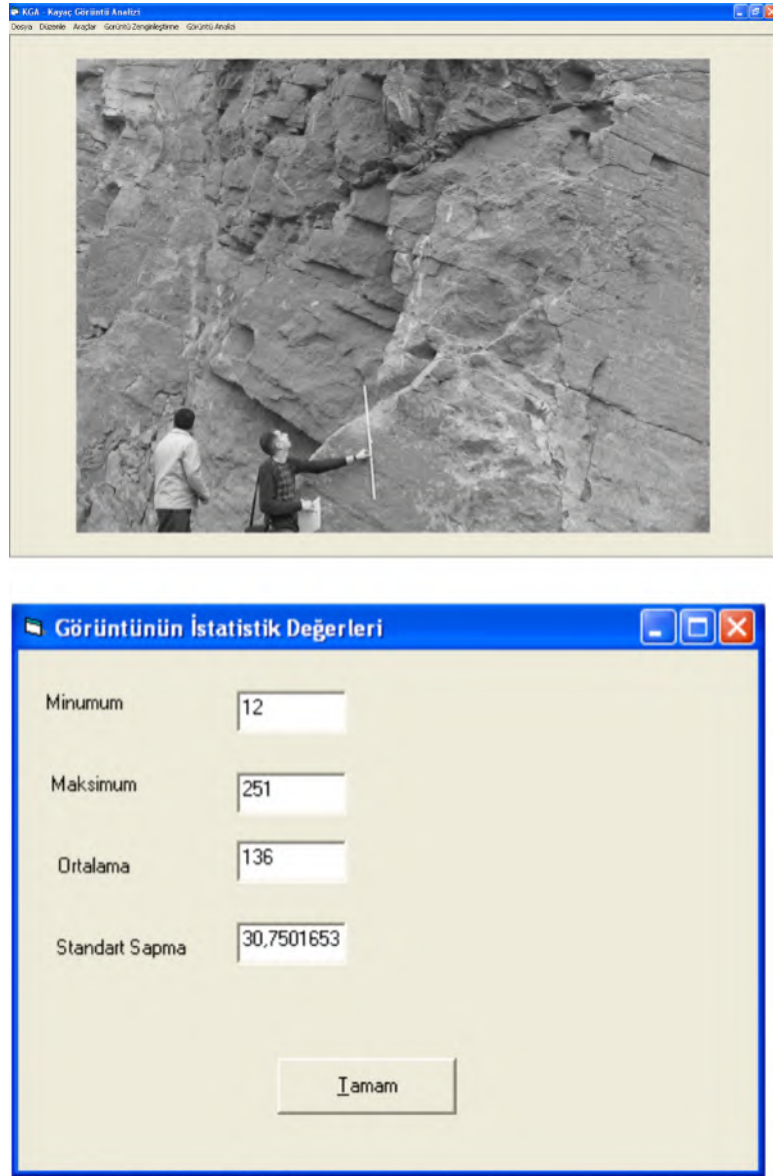
Panoramik fotoğraflar üzerinden Screen Calipers V. 4.0 ve Karakuş ve Onur (2006) tarafından geliştirilen bilgisayar programları kullanılarak elde edilen süreksizlik ara uzaklığı değerleri Tablo 3'te ayrıntılı olarak sunulmuştur. Ayrıca, Şekil 12 üzerinde akma bantları ile ilgili süreksizlik ara uzaklığı değeri ölçüm tekniği ve elde edilen ortalama değerin elde edilişi gösterilmiştir.

Orijinal görüntüye mesafe kalibre fonksiyonu uygulanmasından sonra, orjinal görüntünün temel istatistik verileri bulunarak görüntü zenginleştirme ve analiz öncesi sayısal veriler üretilmiştir (Şekil 10).

Süreksizlik analizinin yapılabilmesi için, orjinal görüntünün zenginleştirilmesi ve ön işleme yöntemlerinin uygulanması gerekmektedir. İlk olarak orijinal görüntüye histogram eşitleme yöntemi uygulanmıştır (Şekil 11).Görüntü zenginleştirme işleme ile fotoğraf üzerinde süreksizlik hatları belirgin hale getirilmektedir. Bu işleme tabii tutulmamış fotoğrafta (ham fotoğraf) süreksizlik yüzeylerinin tamamının tanınması son derece güçtür (Şekil 11).



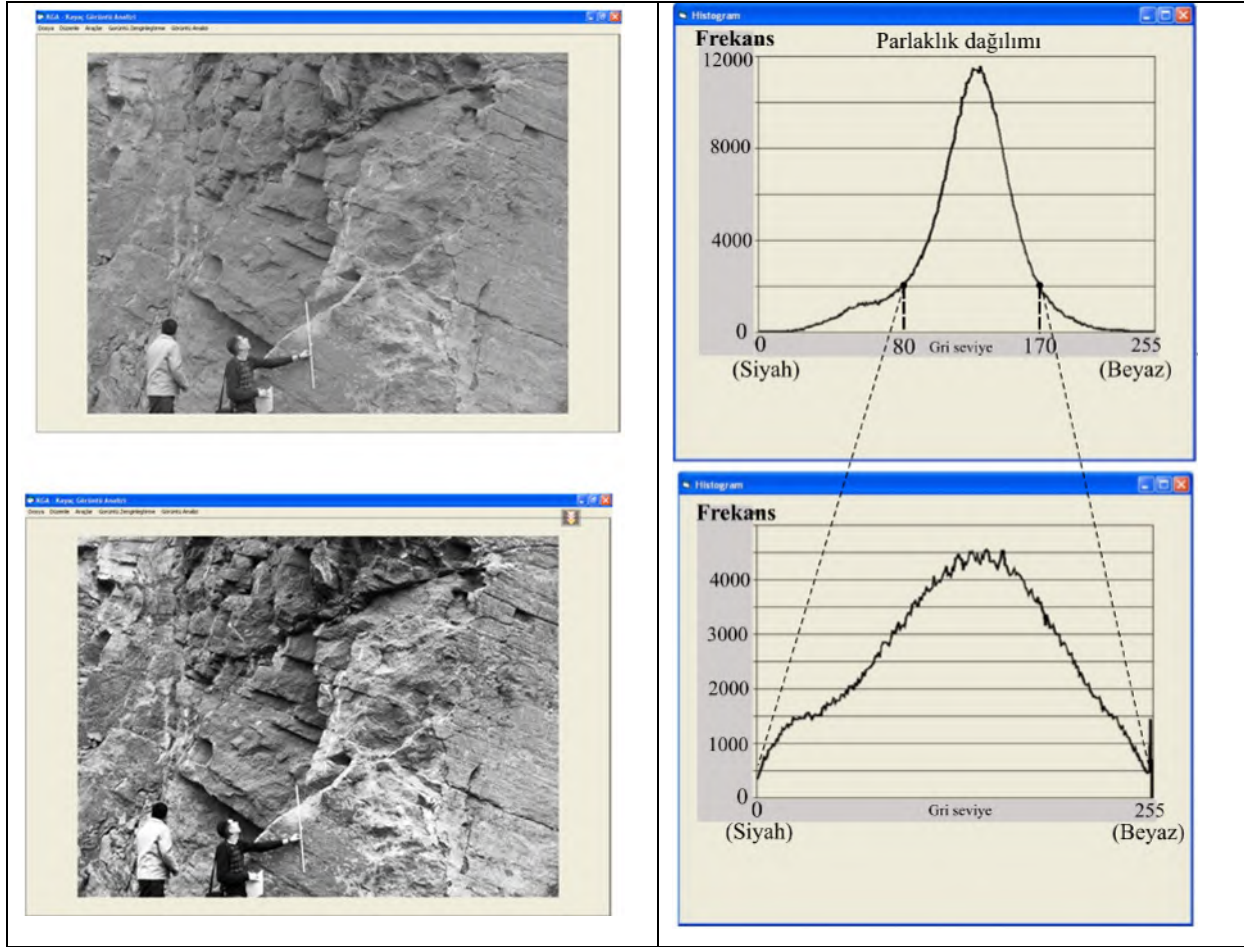
Şekil 9: Şev görüntüsü 1 , (a) Referans büyüklük ile şev görüntüsü (b) mesafenin kalibre edilmesi



Şekil 10 :Şevgörüntüsü (a) Orijinal görüntü (b) istatistik fonksiyonu sonuçları

Tablo 3: Süreksizlik özelliklerinin bulunması uygulama görüntüsünün ön bilgileri

En küçük piksel değeri	12
En yüksek piksel değeri	251
Ortalama piksel değeri (Ortalama parlaklık değeri)	136
Standart sapma	30,75
Boyut(Piksel)	946x709
Ölçek oranı	174,6 piksel/m
Boyut gerçek (Fotoğraf alanının eni ve boyu)	5,41 x 4,06 m



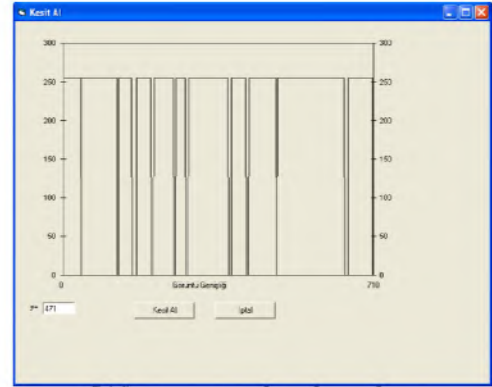
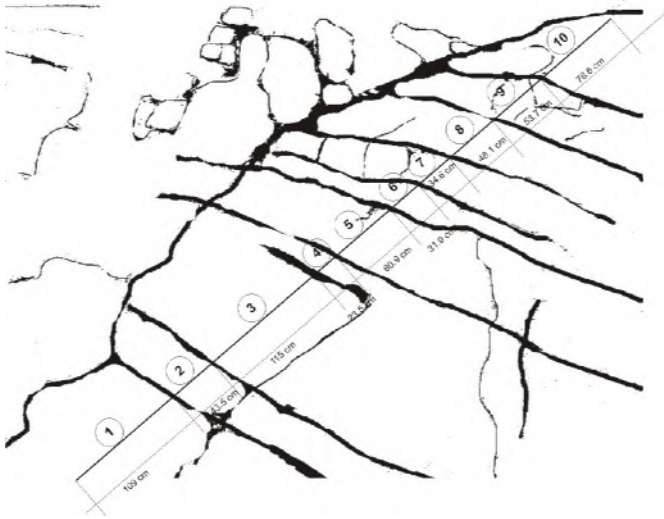
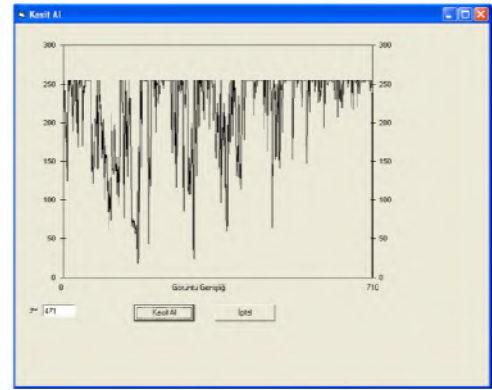
Şekil 11: Şev görüntüsü

(a) Orijinal görüntü ve histogramı

(b) Histogram eşitleme uygulaması ve histogramı

Orijinal görüntü histogram eşitleme ile detayları belirgin hale getirildikten sonra süreksizliklerin belirgin hale getirilmesi ve analiz edilebilmesi için parlaklık seviyesi zenginleştirilir. Daha sonra, görüntü üzerinde mevcut, süreksizlikler dışındaki diğer karanlık bölgeler ayrılarak görüntü süreksizlik analizi için uygun hale getirilir (Şekil 12).

Üç farklı süreksizlik tipi için, üç farklı yöntem kullanılarak elde edilen süreksizlik ara uzaklığı değerleri ve bu değerlere bağlı olarak hesaplanan ortalama blok boyutu değerleri Tablo 4'te ayrıntılı olarak sunulmuştur. En büyük blok boyutu değeri Karakuş ve Onur (2006) bilgisayar programı kullanılarak elde edilmiştir (8.8684 m^3). Ortalama blok boyutlarına bakıldığında, en büyük değerin Calipers V.4.0 bilgisayar programı kullanılarak elde edilmiş olduğu görülür (Tablo 4).



$\bar{x} \pm SD : 59.88 \pm 31.66 \text{ cm (n=10)}$

Maksimum değer : 109.0 cm

Şekil 12: Şev görüntüsü zenginleştirilmesi ve süreksizlik ölçümü
(Hat uzunluğu 5.98 m)

(a) Parlaklık zenginleştirilmesi

(b) Süreksizliklerin belirgin hale getirilmesi



Tablo 4: Üç farklı süreksizlik tipi için, üç farklı yöntem kullanılarak elde edilen süreksizlik ara uzaklığı değerleri ve ortalama blok boyutları

Parametre	Hat Etüdü		Calipers V. 4.0		Karakuş ve Onur (2006)	
	X $\pm$ SD (cm)	Maksimum değer (cm)	X $\pm$ SD	Maksimum değer (cm)	X $\pm$ SD	Maksimum değer (cm)
Yamaç içine eğimli akma bant yüzeyleri	53.60 $\pm$ 22.72 n : 68	98.0	62.40 $\pm$ 20.0 n : 10	103.40	59.88 $\pm$ 31.66 n : 10	109.0
Yamaç içine eğimli I-takım soğuma çatlakları	119.27 $\pm$ 29.04 n : 46	178.20	151.21 $\pm$ 28.40 n : 14	198.40	144.40 $\pm$ 24.0 n : 14	194.74
Yamaç dışına eğimli II-takım soğuma çatlakları	338.55 $\pm$ 60.20 n : 20	415.0	360.4 $\pm$ 30.60 n : 8	428.60	351.2 $\pm$ 27.10 n : 8	417.80
Ortalama blok boyutu (m ³)	2.1643		3.4005		3.0367	
Maksimum blok boyutu (m ³)	7.2474		8.7925		8.8684	
Hacimsel eklem sayısı (Palmstrom, 1996)'a göre	3.20 eklem/m ³ “Orta büyüklükte bloklar” (Jv > 3)		2.65 eklem/m ³ “Geniş bloklar” (Jv = 1- 3)		2.64 eklem/m ³ “Geniş bloklar” (Jv = 1- 3)	

n : Ölçüm sayısı

X $\pm$ SD : Aritmetik ortalama ve standart sapma

5. TARTIŞMA

Akma bantlarında üç farklı yöntemle yapılan süreksizlik ara uzaklığı ölçümlerinin ortalama değerlerine bakıldığında, ölçüm aralığının 53.60 cm ile 62.40 cm arasında değiştiği görülmektedir (Tablo 4). Hat etüdü yöntemiyle gerçekleştirilen uygulamalarda ölçüm sayısı n= 68 mertebesindeyken, görüntü analiz ve görüntü işleme yöntemlerinde bu sayı 10' dur. Bu durum, farklı yöntemlerden elde edilen ortalama değerlerin farklılık sunmasına neden olmaktadır. Hassasiyet, ölçüm sayısının artmasına bağlı olarak artmaktadır. Çok sayıda ölçüm hat etüdü yöntemi ile gerçekleştirildiğinden, doğruya en yakın değer bu yöntemden elde edilendir. Çünkü, blok boyutunu etkileyebilecek daha ince çatlaklar da bu yöntemde dikkate alınmaktadır. Görüntü işleme ve görüntü analiz yöntemlerinde özellikle tüysü çatlaklar fotoğraflar üzerinde net olarak algılanamamakta ve dikkate alınmamaktadır. Hat etüdü yöntemiyle elde edilen süreksizlik ara uzaklığı değerine en yakın olarak elde edilmiş değer, Karakuş ve Onur (2006) bilgisayar programının kullanılmasıyla elde edilmiş olandır (Tablo 4). Calipers V.4.0 programı kullanılarak elde edilen süreksizlik ara uzaklığı değerlerinin, Karakuş ve Onur (2006) bilgisayar programı kullanılarak elde edilen değerlerden daha büyük



olmasının nedeni, fotoğraf kalitesine bağlı olarak ölçüm hassasiyetinden kaynaklanmaktadır. Karakuş ve Onur (2006) yönteminde, parlaklık seviyesi zenginleştirilmiş fotoğraflar kullanılmıştır. Parlaklık dağılım grafiğinde, 0 – 255 piksel aralığında değişen renk skalasında, bu çalışmada kullanılan fotoğraf için aralık 80 – 170 pikseldir. 80 – 170 piksel aralığında yer alan renkler histogram eşitleme uygulaması ile açılmaktadır (Şekil 11). Bu işlemin sonucunda, 80 – 170 piksel arasındaki renkler daha belirgin hale dönüşmektedir. Parlaklık seviyesi zenginleştirilmiş fotoğraf üzerinde görüntü kalitesinin artması nedeniyle 2-3 mm açıklığa sahip çatlaklar dahil tüm süreksizlikler netleşmekte ve bu durum ölçüm hassasiyetini arttırmaktadır. Calipers V.4.0 bilgisayar programı kullanılarak görüntü zenginleştirme işlemi gerçekleştirilememektedir. Tüysü çatlaklar (ince, kapalı tip çatlaklar) Karakuş ve Onur (2006) bilgisayar programı yardımıyla histogram eşitleme uygulaması sonucunda açılmış fotoğraflarda dahi belirlenememektedir. Diğer tip süreksizlikler için yapılmış süreksizlik ara uzaklığı ölçümlerinde de benzer sonuçlar alınmıştır. Hat etüdü yöntemi uygulanarak elde edilmiş süreksizlik aralığı değerlerine en yakın değerler Karakuş ve Onur (2006) yöntemi kullanılarak elde edilmiş olanlardır.

Ortalama blok boyutu hesaplamalarının sonuçlarına bakıldığında (Tablo 4); elde edilen değerlerin 2.1643 m^3 ile 3.40 m^3 arasında değiştiği görülmektedir. Farklı üç yöntem kullanılarak hesaplanan maksimum blok boyutu değerleri yaklaşık aynı mertebelerde olup bu aralık 7.24 m^3 ile 8.86 m^3 arasında değişmektedir. Palmstrom (1996) tarafından önerilen sınıflandırma değerlerine göre ; ortalama blok boyutu değerleri “orta-geniş büyüklükte bloklar.”, maksimum blok boyutu değerlerine göre de az eklemli, “geniş büyüklükte bloklar” olarak sınıflandırılmışlardır. Blok şekline göre ISRM (1981) tarafından kaya kütleleri için önerilen tanımlamalar ışığında Helvacı Andezitleri “Yassı plaka” şeklinde olup bir boyutu diğerlerine göre daha küçük olan blokları içermektedir.

Blok taş kaynağı olarak kullanılması planlanan bir kaya kütlelerinin çatlak ara uzaklığı, içerdiği tüm süreksizlik düzlemleri gözönüne alınarak yapılmalıdır. İzmir yöresinde yeralan andezit taş ocaklarında tektonik kökenli süreksizlikler genellikle soğuma çatlaklarından itibaren gelişmişler ve farklı konumlara sahip süreksizlik takımları oluşturmamışlardır. Helvacı andezitlerinde S_1 ve S_2 soğuma yüzeyleri açık çatlaklı ve kil dolgulu süreksizlikler olup tektonik etki izlerini taşırlar. Makaslama zonlarının soğuma yüzeylerine koşut gelişmesi bu durumu destekler bir veri niteliğindedir. Tektonik kökenli çatlakların farklı konuma sahip süreksizlik seti oluşturmaması blok verimini artırıcı bir etki yapmıştır. Aksi bir durum oluşmuş olsaydı, üç egemen çatlak seti yerine dört set üzerinden hareketle blok boyutunun hesaplanması gerekecekti. Bu durum, ortalama blok boyutunu düşürecek ve blok verimini azaltıcı yönde bir etki oluşturacaktı.

6. SONUÇLAR

Arazide şevi dik bir şekilde boydan boya kesecek uzun profillerin alınmasının güç olduğu bilinmektedir. Bu durumun aksine dik şevlerde kısa (2-3 metre) fakat sık profil alınarak bu durum telafi edilebilmektedir. Diğer taraftan, dijital olarak fotoğraf alanının eni ve boyu; bu görüntü üzerinde alınabilecek profil uzunluğunu belirlemektedir. Fotoğraflar üzerinde, fotoğraf alanının büyüklüğüne bağlı olarak istenilen sıklıkta ve uzunlukta jeoteknik ölçüm profillerinin alınabilmesi mümkün olabilmektedir. Görüntü işleme ve görüntü analiz yöntemleri ile (görüntü zenginleştirilmesi yapılmış fotoğraflar dahil) blok boyutunu etkileyebilecek tüysü ve ince çatlaklar belirlenememektedir. Bu nedenle, bu yöntemlerle belirlenen süreksizlik ara uzaklığı değerleri hat etüdü yönteminden elde edilenlere göre biraz daha büyük olmaktadır. Üç yöntemden elde edilen blok boyutu değerlerinin birbirlerine



oldukça yakın olduğunu belirlenmiştir (2.16 m^3 ile 3.40 m^3 arasında). Bu değerlendirmelerin ışığında, en hassas ölçümlerin hat etüdü yöntemi ile arazide gerçekleştirilen ölçümler olduğu ifade edilebilir. Bunun yanı sıra, özellikle hızlı analiz edilmesi ve görüntü alma yöntemlerinin kolay olması nedeniyle kaya kütlelerinin görüntü analiz yöntemleri ile özelliklerinin bulunması bu konuda ileriki çalışmalara yön verecektir.

7. KAYNAKÇA

Akay, E., 2000. Magmatic and Tectonic Evaluation of the Yuntdağ Volcanic Complex (Western Anatolia), Graduate School of Natural and Applied science of Dokuz Eylül University in Partial Fulfillment of the Requirements for the Doctor of Phd. Degree in Geology Engn., p.137. İzmir.

Discontinuity Spacing in Rock, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics, 13, 135-148.

Gonzalez, C.R. and Woods, E.R., 1993. Digital Image Processing, Addison-Wesley Publishing Company, USA, 417.

ISRM, 1981, ISRM Suggested Methods: Rock Characterization, Testing and Monitoring, Pergamon Press.

Maerz, N., 1990. Photo analysis of rock fabric. PhD thesis, University of Waterloo, Canada.

Palmstrom, A., 1996. RMI-a system for characterizing rock mass strength for use in rock engineering. Journal of Rock Mechanics and Tunnelling Technology, India, 1 (2), 69-108.

Priest, S.D., Hudson, J. A., 1981, Estimation of discontinuity spacing and trace lengths using scan line surveys, International Journal of Rock Mechanics, Mining Science & Geomechanics Abst. 18, 183-197.

Reid, T.R., Harrison, J.P., 2000. A semi-automated methodology for discontinuity traces detection in digital images of rock mass exposures, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 37, 1073-1089.

Karakuş, D. ve Onur, A. H., 2006. Görüntü işleme yöntemleri ile kaya kütlesi özelliklerinin tesbit edilebilirliğinin araştırılması, Yerbilimleri Geosound, Sayı no 48-49, s. 237-255.

Ulusay, R., Sönmez, H., 2002. Kaya Kütlelerinin Mühendislik Özellikleri, TMMOB Jeoloji Mühendisleri Odası Yayınları: 60, Ankara.

Yavuz, A.B., 2001. Muğla Yöresi Mermer Ocaklarında Blok Mermer Üretimini Etkileyen Jeolojik Parametreler: Doktora Tezi, D.E.Ü., Fen Bil. Enst., s.331, İzmir.



Donma-Çözünmenin Kayaçların Aşınma Değerine Etkisi

Karaca, Z¹., Elçi, H.², Deliormanlı, A. H.³, Türk, N.⁴

⁽¹⁾Department of Stone, Dokuz Eylül University

⁽²⁾Department of Geotechnical, Dokuz Eylül University

⁽³⁾Department of Mining Engineering, Dokuz Eylül University

⁽⁴⁾Department of Geology Engineering, Dokuz Eylül University

ÖZET

Son yıllarda birçok araştırmacı tarafından donma-çözünmenin kayaçların basınç dayanımı ve ayrışması üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Fakat, donma-çözünmenin kayaçların aşınma değerine olan etkisi araştırılmamıştır. Kayaçların aşınma değerlerini belirlemek için kullanılan Böhme yöntemi, en yaygın yöntemdir. Son yıllarda, Türk Standartları Enstitüsü (TSE) ve Avrupa Birliği (EN) kayaçların aşınma değerlerini belirlemede geniş disk aşındırma yönteminin kullanılmasını önermektedir. Özellikle, soğuk bölgelerde trafiğe açık alanlarda donma-çözünmenin kayacın aşınma değeri üzerindeki etkisinin bilinmesi önemlidir. Bu çalışmada, Türkiye’de üretilen 2 mermer, 2 kireçtaşı, 2 traverten, 2 oniks ve 2 granit olmak üzere toplam 10 kayaç örneğine donma-çözünme öncesi ve sonrası Böhme ve geniş disk aşındırma deneyleri uygulanmış ve donma-çözünmenin Böhme ve geniş disk aşınma değerleri üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Elde edilen sonuçlarda donma çözünme sonrası kayaçlarda Böhme aşınma değerinde ortalama % 16’lık, geniş disk aşınma değerinde ortalama % 9’luk bir artış görülmüştür.

ABSTRACT

In recent years, influence of the freezing and thawing on the strength and deterioration of the rocks have been investigated by several researches. But, the effect of the freezing and thawing of rocks on the abrasion value has not been investigated. Bohme method widely used for determining the abrasion value of rocks. In recent years Turkish standards Institute (TS) and the European standards (ENK) have recommended the use wide disk abrasion method to determine the abrasion value of rocks. Important to know the effect of the freezing thawing on the abrasion value of the rocks in the cold regions. In this study Bohem and wide disk abrasion test, have been carried out on 2 marble, 2 limestone, 2 travertine, 2 oniks marble and 2 granite in total 10 rock samples before and the after the freezing and thawing to determine the effect of the freezing and thawing on the Bohme and Wide disk abrasion values of rocks. According to the results obtained from the test while there has been 16% increase in the mean Bohme abrasion test value after the freezing and thawing, but there has been 9 % increase in the mean wide disk abrasion that value

1. Giriş

Kayaç malzemelerinin yapı sektöründe kullanımının artması, bu kayaçların kullanım alanlarının belirlenmesinde etkin olan fiziksel, mekanik, kimyasal ve petrografik özelliklerinin iyi belirlenmesinin önemini arttırmıştır. Bu özelliklerin içinde kayaçların aşınma direnci önemli bir özellik olarak görülmektedir. Kayaçların aşınma direnci, özellikle farklı coğrafyalarda ve buna



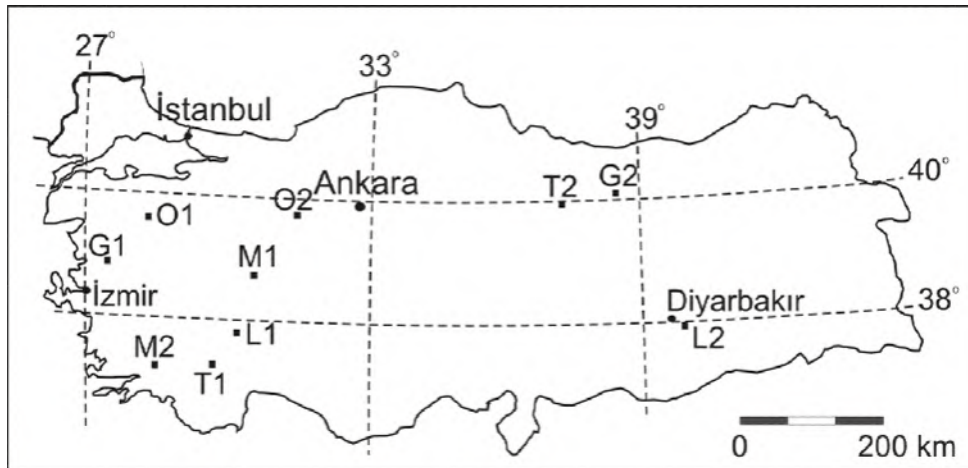
bağlı olarak değişik iklim koşullarında daha fazla önem kazanabilmektedir. Özellikle soğuk iklimin hakim olduğu ve kış aylarının uzun sürdüğü yerlerde kayaçların aşınma özelliğinin belirlenmesi önemli bir kullanım parametresi olarak görülmektedir.

Literatürde, donma-çözünmenin, kayaçlarda tek eksenli basınç dayanımı ve Böhme aşınma dayanımı üzerine etkisi konusunda çok sayıda çalışma bulunmaktadır. Yavuz ve diğerleri donma-çözünmenin etkisini kübik örnekler üzerinde araştırmıştır [1]. Chen ve diğerleri tüflerin bozuşmasında donma-çözünmenin etkisini silindir örnekler üzerinde çalışmıştır [2]. Donma-çözünmenin Böhme aşınma dayanımına olan etkisi üzerine çeşitli çalışmalar [3-8] bulunmakla birlikte kayaçların geniş disk yöntemiyle aşınması üzerinde ve etkisi konusunda literatürde herhangi bir bilgiye rastlanılmamıştır.

Bu çalışmada, 10 farklı kayaç örneğine donma-çözünme öncesi ve sonrası Böhme ve geniş disk aşınma deneyleri uygulanmış, donma-çözünmenin kayaçların aşınma direncine olan etkisi araştırılmıştır.

2. Materyal ve Method

Çalışma kapsamında farklı bölgelerden 5 farklı kayaç türüne (mermer, kireçtaşı, traverten, oniks ve granit) ait 10 adet örnek kullanılmıştır (Şekil 1). Örnekler, çalışmada ticari adları ile adlandırılmıştır. Örnekler ait fiziksel özellikler Çizelge 1’de, kimyasal özelliklerde Çizelge 2’de verilmiştir.



Afyon White (M1)	Aegean Silver (M2)	Burdur Beige (L1)	Orient Pink (L2)	Classic Travertine (T1)	Majestic Travertine (T2)	Rose Onyx (O1)	Green Onyx (O2)	Pergamon Granite (G1)	Giresun Mink (G2)
Marble	Marble	Limestone	Limestone	Travertine	Travertine	Onyx	Onyx	Granite	Granite

Şekil 1. Örnek lokasyon haritası.



Çizelge 1. Doğal Taş Örneklerine Ait Fiziksel Özellikler

Örnek	Kuru Birim Hacim Ağırlık (g/cm ³)	Doygun Birim Hacim Ağırlık (g/cm ³)	Porozite (%)	Boşluk Oranı (%)	Ağırlıkça Su Emme (%)	Kütlece Don Kaybı (%)
Afyon White (M1)	2.713	2.714	0.092	0.092	0.033	0.027
Aegean Silver (M2)	2.753	2.758	0.461	0.463	0.167	0.018
Burdur Beige (L1)	2.689	2.706	1.726	1.768	0.646	0.047
Orient Pink (L2)	2.662	2.675	1.258	1.275	0.472	0.055
Classic Travertine (T1)	2.474	2.510	3.358	3.723	1.454	0.129
Majestic Travertine (T2)	2.539	2.604	6.418	6.912	2.549	0.067
Rose Onyx (O1)	2.894	2.897	0.245	0.246	0.085	0.025
Green Onyx (O2)	2.727	2.727	0.083	0.083	0.029	0.033
Pergamon Granite (G1)	2.676	2.685	0.982	0.992	0.367	0.022
Giresun Mink (G2)	2.666	2.676	1.030	1.040	0.386	0.032

Çizelge 2. Doğal Taş Örneklerine Ait Kimyasal Analiz Sonuçları (ICP-MS).

Örnek	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	MnO	MgO	CaO	Na ₂ O	K ₂ O	TiO ₂	P ₂ O ₅	Cr ₂ O ₃	Kız.K.aybı	Total
Afyon White	0.13	0.03	0.02	<0.01	0.17	55.52	<0.01	<0.04	<0.01	<0.01	<0.001	44.03	99.90
Aegean Silver	0.33	0.21	0.08	0.04	5.70	48.86	0.05	0.09	0.02	0.01	0.001	44.58	99.97
Burdur Beige	<0.04	<0.03	0.03	<0.01	5.54	49.45	<0.01	<0.04	<0.01	<0.01	<0.001	44.95	99.97
Orient Pink	0.85	0.21	0.11	<0.01	0.55	55.30	0.01	<0.04	<0.01	0.08	<0.001	42.90	100.01
Classic Travertine	1.56	0.15	0.59	<0.01	0.14	54.14	<0.01	<0.04	<0.01	<0.01	<0.001	43.40	99.98
Majestic Travertine	1.47	0.48	2.68	0.31	0.33	52.42	0.08	0.07	0.03	<0.01	<0.001	42.10	100.17
Rose Onyx	0.25	0.08	0.81	0.03	1.12	54.28	0.02	<0.04	<0.01	0.02	0.001	43.20	99.81
Green Onyx	0.06	0.03	0.32	0.01	1.15	54.27	0.06	<0.04	<0.01	0.02	<0.001	43.90	99.82
Pergamon Grey	65.77	15.25	3.92	0.07	1.98	4.22	3.33	3.78	0.43	0.24	0.003	0.80	98.99
Giresun Mink	59.55	16.32	5.91	0.16	1.67	5.07	3.04	5.95	0.52	0.24	0.006	1.40	99.84

Çalışmada kullanılan kayaç örneklerine donma-çözünme, Böhme aşınma ve geniş disk aşınma deneyleri uygulanmıştır;

Donma-Çözünme:

Örnekler, değişmez kütleyle gelinceye kadar kurutulur. Etüvden çıkarılıp uygun bir desikatöre konularak oda sıcaklığına kadar soğutulduktan sonra 0,01 g hassasiyetle tartılır. Bu tartım kaydedilir. Bu şekilde kurutulmuş olan deney numuneleri normal atmosfer şartlarında suya doygun hale getirilir ve derin dondurucuya konulur. Soğutma hızı yaklaşık 4 saat süresinde -20°C ye düşecek şekilde ayarlanır. -20°C ve 2 saat derin dondurucuda bekletilen örnekler oda sıcaklığında tamamen su altında kalacak şekilde suya bırakılır. Örnekler su altında 2 saat bekletilerek çözünmeleri sağlanır. Çözündürme için musluk suyu (18°C ± 1°C) kullanılmıştır. Su içerisinde çözülen örnekler tekrar derin dondurucuya yerleştirilir. Donma-çözünme işlemi 25 kez tekrarlanır ve her defasında örneklerde meydana gelen gözle görülür değişiklikler kaydedilir. Donma-çözünme sonunda deney numuneleri 110°C ± 5°C sıcaklıktaki etüvde değişmez kütleyle kadar kurutulup desikatörde soğutulur ve tartılır ve kütlece ağırlık kayıpları % olarak hesaplanır.



Böhme Aşınma Deneyi:

Böhme aşınma deneyi, döner bir tablo ve tablo ile deney numunesi (71 x 71 x 71 mm) arasına 20 g aşındırıcı verilmesi, bu sırada örneğin 300 N yük altında aşınmaya maruz bırakılmasıdır (Şekil 2). Aşınan örnek yüzeyi yönü, her 22 turdan sonra değiştirilir. Bu işlem 20 defa tekrarlanır. Deney öncesi ve sonrası toplam hacim kaybı ($\text{cm}^3/50\text{cm}^2$) hesaplanır ve kayacın Böhme aşınma değeri belirlenir [9].



Şekil 2. Böhme aşınma deney aleti

Geniş Disk Aşınma testi:

Geniş disk aşınma yönteminde çapı 200 mm, kalınlığı 70 mm olan E360 çeliğinden yapılmış bir disk 75 dv/dk ve 1 dakika süreyle örneği aşındırır (Şekil 3). Örnek boyutları, 100 x 100 x 70 mm'dir. Örnek, karşı ağırlık ile diske doğru çekilir. Disk ile örnek arasına, akış debisi 2.5 lt/dk ve tane boyu 80 µm aşındırıcı ergitilmiş beyaz alüminyum oksit verilir. Aşınma derinliğinin alt ve üst sınırları arasındaki açıklık, üç ayrı noktadan 0.1 mm yaklaşımla ölçülür ya da kuru ağırlık farkı % olarak verilir [10].



Şekil 3. Geniş disk aşınma deney aleti

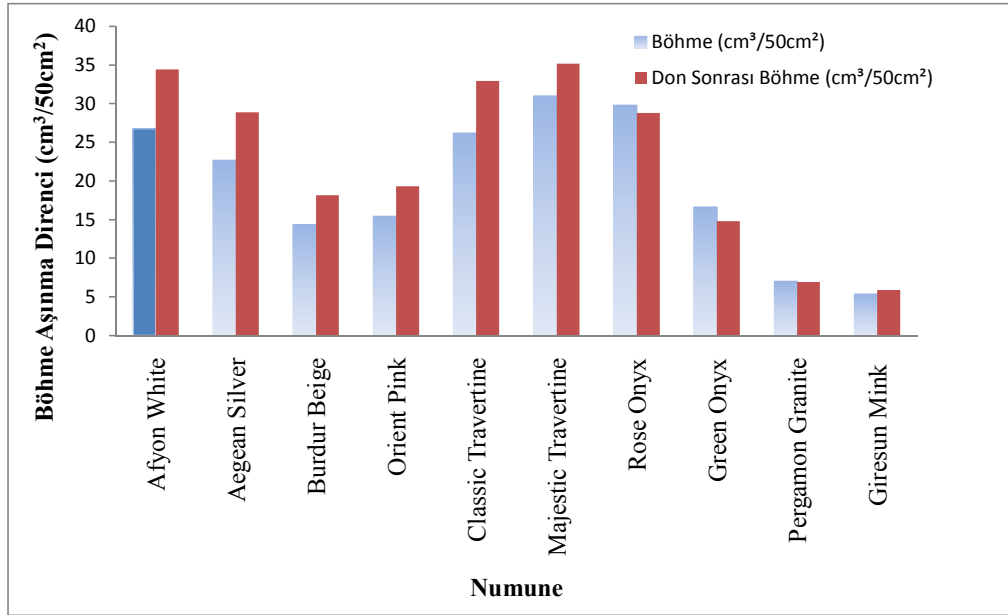
İlk önce, kuru örneklerle Böhme ve geniş disk aşınma deneyleri uygulanmıştır. Daha sonra donma-çözünme uygulanmış örneklerle Böhme ve geniş disk aşınma deneyleri yapılmıştır. Donma-çözünme deneyi 25 kez uygulanmıştır. Aşınma deneyleri, her bir kayaç için 5 örneğe, toplamda 200 örneğe uygulanmıştır. Deney sonuçları Çizelge 3'te verilmiştir.

Çizelge 3. Doğal Taş Örneklerine Ait Böhme ve Derin Aşındıra Deney Sonuçları.

Örnek	Böhme Aşınma Değeri (cm ³ /50cm ²)	Don Sonrası Böhme Aşınma Değeri (cm ³ /50cm ²)	Geniş Disk Aşındırma Genişliği (mm)	Geniş Disk Aşındırma Ağırlık Kaybı (%)	Don Sonrası Geniş Disk Aşındırma Genişliği (mm)	Don Sonrası Geniş Disk Aşındırma Ağırlık Kaybı (%)
Afyon White	26.77	34.44	20.53	0.139	22.57	0.157
Aegean Silver	22.66	28.86	19.11	0.107	21.56	0.116
Burdur Beige	14.33	18.15	19.27	0.057	19.19	0.116
Orient Pink	15.42	19.32	17.63	0.050	19.68	0.072
Classic Travertine	26.17	32.94	21.55	0.106	22.18	0.129
Majestic Travertine	30.98	35.17	24.18	0.186	23.55	0.210
Rose Onyx	29.81	28.79	20.66	0.132	19.93	0.092
Green Onyx	16.63	14.79	19.07	0.103	18.80	0.073
Pergamon Granite	7.03	6.96	15.19	0.056	15.58	0.037
Giresun Mink	5.35	5.90	14.27	0.088	14.55	0.040

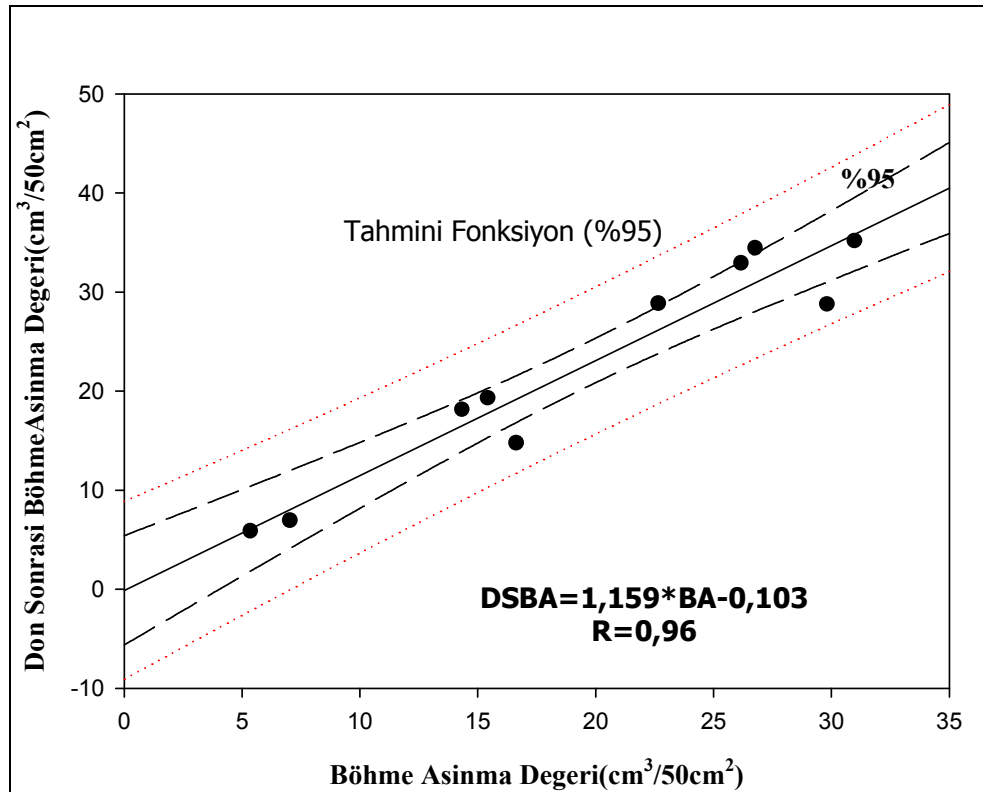
3. Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi

Test edilen kayaç örneklerinin donma-çözünme öncesi ve sonrası Böhme aşınma kaybı değerleri Şekil 4'te verilmiştir. Elde edilen sonuçlara göre donma-çözünmenin, genelde kayaçların Böhme aşınma kaybı değerini arttırdığı görülmüştür. Ancak, bu durum oniksler için geçerli bir yorum olarak görülmemektedir. Benzer olarak granitler için de kesin bir yargı söz konusu değildir. Donma-çözünme sonrası granitlerin Böhme aşınma kaybı değerlerinde belirgin bir fark gözlenmemiştir.



Şekil 4. Donma-çözünme öncesi ve sonrası Böhme aşınma kaybı değerleri

Donma-çözünme öncesi ve sonrası elde edilen Böhme aşınma kaybı değerleri istatistiksel olarak incelendiğinde, iki değer arasında fonksiyonel bir ilişkinin olduğu görülmektedir. En küçük kareler yöntemi kullanılarak oluşturulan fonksiyon ve grafiği Şekil 5'te verilmiştir.



Şekil 5. Donma-çözünme öncesi ve sonrası Böhme aşınma kaybı değerleri arasındaki ilişki



Fonksiyon ve elde edilen grafik incelediğinde donma çözümü öncesi ve sonrası Böhme aşınma kayıplarları arasında kuvvetli bir ilişki görülmektedir ($R=0,96$). İlişki fonksiyonu;

$$DSBA=1,159*BA-0,103 \quad (1)$$

Burada;

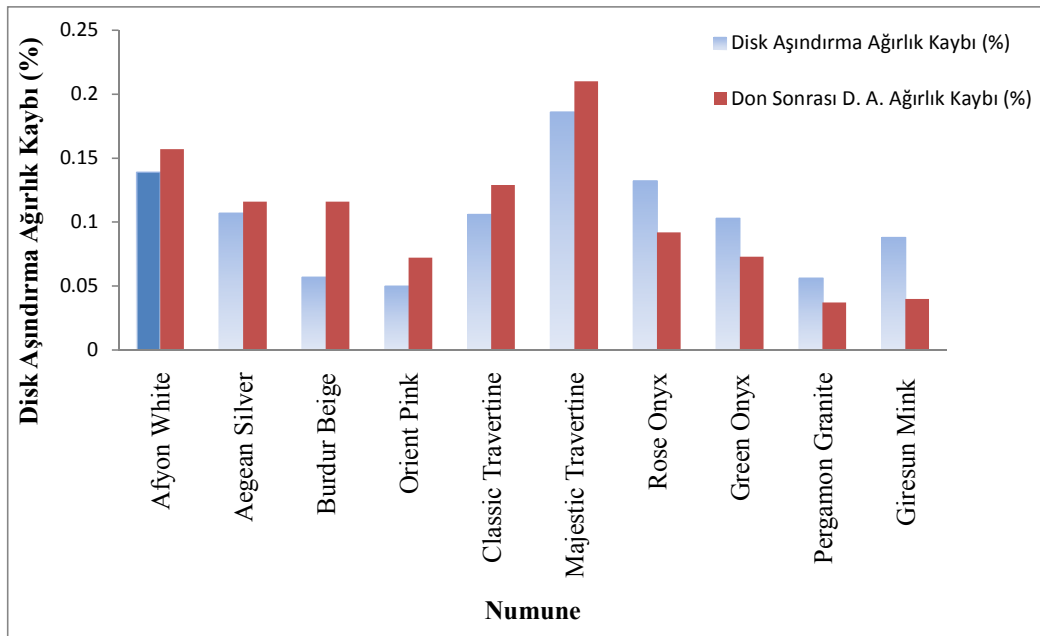
DSBA =Donma çözünme sonrası Böhme Aşınma Kaybı

BA =Donma çözünme öncesi Böhme Aşınma Kaybı

olarak ifade edilmiştir.

Fonksiyon, donma–çözünme öncesi Böhme aşınma kaybı değerinin bir fonksiyonu olarak ($F(BA)$) donma–çözünme sonrası Böhme aşınma kaybı değerinin belirlenmesinde kullanılabilir.

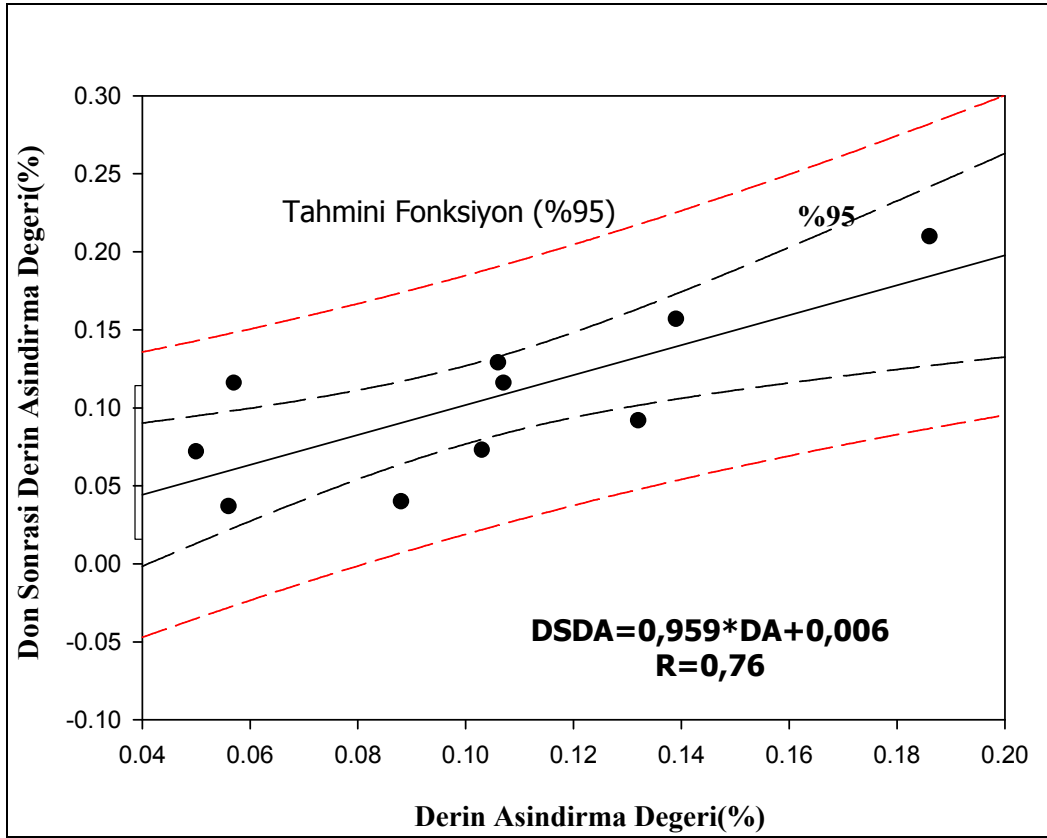
Donma–çözünmenin geniş disk aşınma değerlerine olan etkisi Şekil 6’da verilmiştir. Buna göre donma–çözünme sonrası oniks ve granitler dışındaki kayaç örneklerinin geniş disk aşınma değerleri artmıştır. Donma–çözünme sonrası Böhme aşınma deneyinde olduğu gibi, oniks ve granit örneklerinin donma–çözünme sonrası geniş disk aşınma kaybı değerleri, donma–çözünme öncesine göre azalmıştır. Donma–çözünme sonrası oniksler ve granitlerde, hem Böhme ve hem de geniş disk aşınma değerlerindeki azalma ve nedenleri bir başka araştırma konusudur.



Şekil 6. Donma–çözünme öncesi ve sonrası geniş disk aşınma kaybı değerleri



Geniş disk aşınma değerleri istatistiksel olarak incelendiğinde, iki değer arasında (donma-çözünme öncesi ve sonrası) fonksiyonel bir ilişkinin olduğu görülmektedir. En küçük kareler yöntemi kullanılarak oluşturulan fonksiyon ve grafiği Şekil 7’de verilmiştir.



Şekil 7. Donma-çözünme öncesi ve sonrası geniş disk aşınma değerleri arasındaki ilişki

Fonksiyon ve elde edilen grafik incelediğinde geniş disk aşınma değerleri (donma-çözünme öncesi ve sonrası) arasında da kuvvetli sayılabilecek bir ilişki görülmektedir ($R=0,76$). İlişki fonksiyonu;

$$DSDA = 0,959 * DA - 0,006 \quad (2)$$

Burada;

DSDA = Donma çözünme sonrası geniş disk aşınma değeri

DA = Donma çözünme öncesi geniş disk aşınma değeri
olarak ifade edilmiştir.

Fonksiyon donma-çözünme öncesi geniş disk aşınma değerinin bir fonksiyonu olarak ($F(DA)$) tanımlanabilir. Bu fonksiyon, doğal yapı taşlarının donma-çözünme sonrası geniş disk aşınma değerinin belirlenmesinde kullanılabilir.



Donma-çözünme öncesi ve sonrası Böhme Aşınma değerleri arasında, geniş disk aşınma değerleri arasındaki ilişkiye göre daha güçlü bir ilişkinin varlığı belirlenmiştir.

4. Sonuç

Doğal yapı taşlarının kullanım alanlarının belirlenmesinde ve projelerinde, hava koşullarının etkisi ve kullanım özelliklerinin bilinmesi önemlidir. Bu çalışmada, oniksler ve granitler hariç, donma-çözünme sonrası Böhme aşınma kaybında yaklaşık % 16, geniş disk aşınma değerinde yaklaşık % 9 artış belirlenmiştir. Donma-çözünme öncesi ve sonrası Böhme ve geniş disk aşınma değerleri arasındaki fark, oniksler ve granitler dışında incelenen örneklerin soğuk bölgelerde ve trafiğe maruz dışarıda kullanımını sınırlandıracaktır.

Donma-çözünme öncesi ve sonrası Böhme Aşınma değerleri arasındaki ilişki, geniş disk aşınma değerleri arasındaki ilişkiye göre daha güçlüdür.

Elde edilen fonksiyonlar, doğal taşların donma-çözünme sonrası Böhme ve geniş disk aşınma değerlerini tahmin etmekte kullanılabilir. Donma-çözünme işleminde karşılaşılan güçlükler nedeniyle elde edilen fonksiyonların kullanımı, mühendislik çalışmalarında pratiklik ve tahmini değerlerin öngörülmesi açısından önemlidir.

Donma-çözünme sonrası onikslerin ve granitlerin her iki aşınma kaybı değerinin azalmasında etkin parametrelerin araştırılması gerekmektedir.

Kaynaklar

- [1] Yavuz, H., Altindag, R., Sarac, S., Ugur, I., Sengun, N. Estimating the index properties of deteriorated carbonate rocks due to freeze-thaw and thermal shock weathering. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2006, 43, 767-775.
- [2] Chen, C.H., Yeung, M.R., Mori, N. Effect of water saturation on deterioration of welded tuff due to freeze-thaw action. *Cold Regions Science and Technology*, 2004, 38, 127-136.
- [3] Erdoğan, M. Mermerlerde aşınma kaybı ve ölçümüne ilişkin düşünceler. *Türkiye’de Mermer Yapı ve Dekorasyon*, 1999, 15, 11-12.
- [4] Kausay, T. The permissible range of the results of the Böhme abrasion tests on building stones. *Proceedings, IV. Congress International Association of Engineering Geology*, 1982, VI (3), New Delhi.
- [5] Kılıç, A., Teymen, A. Determination of mechanical properties of rocks using simple methods. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, DOI: 10.1007/s10064-008-0128-3.
- [6] Yavuz, H., Ugur, I., Demirdag, S. Abrasion resistance of carbonate rocks used in dimension stone industry and correlations between abrasion and rock properties. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2008, 45, 260-267.
- [7] Yaşar, E., Erdoğan, Y. Estimation of rock physicommechanical properties using hardness methods. *Engineering Geology*, 2004, 71, 281-288.
- [8] İphar, M., Göktan, R.M. Mermerlerde sürtünme ile aşınma kaybının uyarlanabilir sinirsel-bulanık ağ etkileşim sistemi yardımıyla kestirilmesi. *Mersem’2006 Türkiye Mermer ve Doğaltaş Sempozyumu Bildiriler Kitabı*, 2006, 171-182, Afyon.
- [9] TS 699. Tabii Yapı Taşları-Muayene ve Deney Metotları, 1987.
- [10] TS EN 14157. Doğal taş-Aşınma direncinin tayini, 2005.



KAZI MEKANİĞİNDE GEVREKLİK VE SPESİFİK ENERJİ ARASINDAKİ İLİŞKİLER RELATIONSHIPS BETWEEN BRITTLENESS AND SPECIFIC ENERGY IN EXCAVATION MECHANICS

Raşit ALTINDAĞ

Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Isparta

ÖZET: Kayaçların fiziksel ve mekanik özellikleri, mekanik kazının verimliliğinde önemli rol oynamaktadır. Bu özelliklerden birisi de kayaç gevrekliğidir. Literatürde çeşitli gevreklik (B) tanımlamaları farklı amaçlar ve farklı araştırmacılar tarafından önerilmekte ve/veya kullanılmaktadır. Bir mekanik kazının verimliliğini tanımlayan önemli kriterlerden birisi de Spesifik Enerji (SE) dir. Düşük spesifik enerji değerleri kazının verimli olduğunu işaret etmektedir. Bu nedenle, mekanik kazıda SE 'yi düşük kılabacak kazı parametrelerini belirlemek mühendislerin temel işlerinden biridir.

Bu çalışma kapsamında, literatürde bulunan çeşitli gevreklik tanımlamalarından 3 tanesi dikkate alınarak, SE ile B arasındaki ilişkiler incelenmiştir. Bu amaçla, literatürde yer alan, gerek deneysel gerekse de yerindeki çalışmalardan elde edilen ham veriler değerlendirmeye tabi tutulmuştur. Sonuç olarak, Altındağ (2000, 2002, 2003) tarafından önerilen gevreklik tanımlaması yeniden değerlendirilerek bir sınıflandırma işlemine tabi tutulmuş ve yeni bir gevreklik sınıflandırması önerilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Gevreklik, spesifik enerji, kazı mekaniği.

ABSTRACT: The physical and mechanical properties of rocks have important role in efficiency of excavation. One of these properties is rock brittleness. In literature, various brittleness (B) definitions were suggested and/or used for different aims by different researchers.

One of the important criterion that defines the efficiency of a mechanical excavation is specific energy (SE). Low specific energy values show the efficiency of excavation. For this reason, one of the basic functions of engineers is determining the excavation parameters that will decrease the SE in mechanical excavations.

In this study, considering three different brittleness definitions in literature, the relationships between SE and B are investigated. For this purpose, the raw data obtained from both experimental and insitu studies in literature are evaluated. As a result, the brittleness definition proposed by Altındağ (2000, 2002, 2003) is reevaluated, made a classification and a new brittleness classification is suggested.

Key words: Brittleness, specific energy, excavation mechanics.



1. GİRİŞ

1. INTRODUCTION

Kazı mekaniğinde kayaçların verimli kazısını ifade eden başlıca parametrelerden birisi spesifik enerji (SE) dir. SE değerinin düşüklüğü kazının verimliliğine işaret etmektedir. Birçok kayaç özelliği SE değerine etki etmektedir. Bunların başında kayacın mekanik özelliklerinden basınç dayanımı ve kayaç gevrekliği gelmektedir. Kayaçların dayanım değerlerinin yüksek olması, daha fazla enerjinin harcanacağına işaret etmektedir. Dolayısıyla, farklı dayanıma sahip aynı hacimdeki malzemeyi kazmak için farklı SE değerleri harcanmaktadır. Dolayısıyla, farklı çalışmaların sonuçlarını mukayese etmek için mutlaka bir normalizasyona ihtiyaç duyulmaktadır.

Kazı veriminde rol alan kayaç parametrelerinden bir diğeri de kayaç gevrekliğidir. Kayacın gevreklik değerinin belirlenmesi için standart olarak henüz kabul görmüş bir gevreklik ölçütü bulunmamasına karşın literatürde farklı gevreklik ölçütleri önerilmekte/kullanılmaktadır. Genel olarak, gevrek bir malzeme nispeten kolay kazılabilirliğe işaret etmesi beklenmektedir. Bu açıdan bakıldığında, kazı mekaniği amaçlarına yönelik bir gevreklik tanımlaması henüz standartlaştırılamamıştır.

2. SPESİFİK ENERJİ

2. SPESIFIC ENERGY

Spesifik enerji (SE), birim hacimdeki malzemeyi kesmek için harcanan enerji olarak tanımlanmakta ve $SE = F_c/Q$ olarak hesaplanmaktadır (Roxborough, 1973). Burada; SE: Spesifik enerji (MJ/m^3), F_c : Kesme kuvveti (kN), Q: Birim mesafede kesilen malzemenin hacmi (m^3/km). SE, kazı mekaniğinin bir çok alanında olduğu gibi doğaltaşların kesilmesinde dikkate alınan temel parametrelerden biridir (Webb ve Jackson, 1998; Ersoy vd, 2005; Ersoy ve Atıcı, 2004; Büyüksağış ve Göktan, 2005; Brach vd., 1989; Xu vd., 2001; Polini ve Turchetta, 2004). Kesme işleminin verimliliği spesifik enerji ile ölçülmektedir. Ayrıca, endüstriyel ölçekte kayaçların kesilmesindeki maliyet analizlerinde dikkate alınan bir parametredir.

Bu çalışmada, farklı araştırmacıların çalışmalarından elde edilen SE değerleri ve deney koşulları Çizelge 2-5'de verilmiştir. Kazı mekaniğinde spesifik enerjinin yanı sıra diğer bir çok parametre de kazının verimliliğinde dikkate alınmaktadır. Bunlardan biri de kayacın basınç dayanımıdır. Mekanik mukavemetinin yüksekliği kazının zorluğunu işaret eden bir göstergedir.

Kazıların verimliliklerini birbirlerine göre mukayese edebilmek için, kayaçların birim basınç dayanımına karşılık gelen SE değerlerini dikkate alan normalize edilmiş spesifik değerlerinin ($SE_n = SE/\sigma_c$) değerlendirilmelerde kullanılması daha gerçekçi sonuçlar verecektir. Bu kapsamda değerlendirilen literatür verilerindeki SE_n değerleri hesaplanmıştır (Çizelge 1-5).



Çizelge 1. Kayaç özellikleri, spesifik enerji (SE) ve hesaplanmış gevreklik değerleri

Table 1. Rock properties, specific energy (SE) and calculated brittleness values.

Kayaç tipi	UCS (MPa)	TS (MPa)	SE (J/mm ³)	SE _n * (J/mm ³)/MPa	Gevreklik*				Kaynak
					B ₁	B ₂	B ₃	B ₄	
Nero Zimbabwe	292	15,7	3,11	0,010651	18,60	0,90	2292,2	47,88	Büyüksağış, 2007.
Giresun Vizon	168	7,9	2,91	0,017321	21,27	0,91	663,60	25,76	
Aksaray Yaylak	155,9	6,2	2,87	0,018409	25,15	0,92	483,29	21,98	
Rosa Porrino	134,1	6	2,78	0,020731	22,35	0,91	402,30	20,06	
Sandiego Red	159	5,1	2,77	0,017421	31,18	0,94	405,45	20,14	
African Red	161,5	6,5	2,76	0,01709	24,85	0,92	524,88	22,91	

Deney koşulları: 400 mm disk, kesme derinliği: 20mm, ilerleme hızı:0,45m/dak.

* Bu çalışmada hesaplanmıştır.

Çizelge 2. Kayaç özellikleri, spesifik enerji (SE) ve hesaplanmış gevreklik değerleri

Table 2. Rock properties, specific energy (SE) and calculated brittleness values.

Kayaç tipi	UCS (MPa)	TS (MPa)	SE (J/mm ³)	SE _n * (J/mm ³)/MPa	Gevreklik*				Kaynak
					B ₁	B ₂	B ₃	B ₄	
Muğla Beyaz	53,01	3,72	1,6	0,030183	14,25	0,87	98,60	9,93	Büyüksağış ve Goktan, 2005.
Usak şil	74,67	3,72	1,7	0,022767	20,07	0,91	138,89	11,78	
Usak Gri	49,88	4,11	1,9	0,038091	12,14	0,85	102,50	10,12	
Afyon Şeker	54,29	4,7	2,15	0,039602	11,55	0,84	127,58	11,30	
Manyas Beyaz	39,2	4,41	2	0,05102	8,89	0,80	86,44	9,30	
Afyon Kaplan postu	63,4	4,8	2,25	0,035489	13,21	0,86	152,16	12,34	
Kütahya Violet	87,02	6,56	2,2	0,025282	13,27	0,86	285,43	16,89	

Deney koşulları: 400mm'lik disk, kesme derinliği: 10mm, ilerleme hızı:0,6 m/dak, çevresel hız:65m/sn.

* Bu çalışmada hesaplanmıştır.

Çizelge 3. Kayaç özellikleri, spesifik enerji (SE) ve hesaplanmış gevreklik değerleri

Table 3. Rock properties, specific energy (SE) and calculated brittleness values.

Kayaç tipi	UCS (MPa)	TS (MPa)	SE (m ² /h)	SE _n * (m ² /h)/MPa	Gevreklik*				Kaynak
					B ₁	B ₂	B ₃	B ₄	
Dolomitik kireçtaşı	136,7	10,2	10,7	0,078274	13,40	0,86	697,17	26,40	Fener vd., 2006.
Kireçtaşı	175	7,4	13,2	0,075429	23,65	0,92	647,50	25,45	
Traverten	83,3	5,8	12,5	0,15006	14,36	0,87	241,57	15,54	
Traverten	45,4	4,6	17,4	0,38326	9,87	0,82	104,42	10,22	
Traverten	50,3	2,8	19,6	0,389662	17,96	0,89	70,42	8,39	
Traverten	50,3	4,1	18,7	0,371769	12,27	0,85	103,12	10,15	
Kireçtaşı	128,8	5,6	13,5	0,104814	23,00	0,92	360,64	18,99	

Deney koşulları: Disk çapı. 1200-1400mm, bıçak dönüş hızı: 2200-2600 dev/dak, ort. ilerleme hızı: 2,2-2,8 m/sn, kesme derinliği: 30cm.

* Bu çalışmada hesaplanmıştır.



Çizelge 4. Kayaç özellikleri, spesifik enerji (SE) ve hesaplanmış gevreklik değerleri

Table 4. Rock properties, specific energy (SE) and calculated brittleness values.

Kayaç tipi	UCS (MPa)	TS (MPa)	SE (MJ/m ³)	SE _n * (MJ/m ³)/MPa	Gevreklik*				Kaynak
					B ₁	B ₂	B ₃	B ₄	
Orta Ten. Kromit	47	4,5	27,22	0,579149	10,44	0,83	105,75	10,28	Balci ve Bilgin, 2007.
Düş. Tenör Kromit	46	3,7	32,38	0,703913	12,43	0,85	85,10	9,22	
Harsburjlit	58	5,5	49,2	0,848276	10,55	0,83	159,50	12,63	
Serpantinit	38	5,7	38,69	1,018158	6,67	0,74	108,30	10,41	
Trona	30	2,2	19,88	0,662667	13,64	0,86	33,00	5,74	
Kiltaşı	57,9	5,6	49,72	0,858722	10,34	0,82	162,12	12,73	
Kumtaşı 1	114	6,6	82,08	0,72	17,27	0,89	376,20	19,40	
Kumtaşı 2	174	11,6	67,22	0,386322	15,00	0,88	1009,2	31,77	
Kumtaşı 4	87	8,3	32,6	0,374713	10,48	0,83	361,05	19,00	
Silttaşı	58	5,3	59,1	1,018966	10,94	0,83	153,70	12,40	
Kireçtaşı	121	7,8	70,5	0,582645	15,51	0,88	471,90	21,72	
Tuf 1	10	0,9	10,48	1,048	11,11	0,83	4,50	2,12	
Tuf 2	11	1,2	15,14	1,376364	9,17	0,80	6,60	2,57	
Tuf 3	27	2,6	26,57	0,984074	10,38	0,82	35,10	5,92	
Tuf 4	14	1,5	15,35	1,096429	9,33	0,81	10,50	3,24	
Tuf 5	19	2,3	28,52	1,501053	8,26	0,78	21,85	4,67	

Deney koşulları: kesme hızı: 12,7 cm/sn, uç açısı: 56°, uç tipi: Sandvik -35/80H, kesme derinliği: 5mm.

* Bu çalışmada hesaplanmıştır.

Çizelge 5. Kayaç özellikleri, elastik deformasyon enerjisi (SE) ve hesaplanmış gevreklik değerleri

Table 5. Rock properties, elastic deformation energy (SE) and calculated brittleness values.

Kayaç tipi	UCS (MPa)	TS (MPa)	SE (MJ/m ³)	SE _n * (MJ/m ³)/MPa	Gevreklik*				Kaynak
					B ₁	B ₂	B ₃	B ₄	
Kireçtaşı	139,4	10,33	0,163	0,001169	13,49	0,86	720,00	26,83	Akcın vd., 1994.
Kumtaşı-1 (ince)	61,7	4,14	0,105	0,001702	14,90	0,87	127,72	11,30	
Kumtaşı-2 (orta)	40,2	2,29	0,088	0,002189	17,55	0,89	46,03	6,78	
Kumtaşı-3 (ince)	99,2	7,18	0,14	0,001411	13,82	0,87	356,13	18,87	
Silttaşı	69,5	5,43	0,12	0,001727	12,80	0,86	188,69	13,74	
Kumtaşı-4 (ince)	105,2	6,23	0,135	0,001283	16,89	0,89	327,70	18,10	

Elektro-hidrolik delicinin çalışma koşulları: Darbe enerjisi: 17MPa, Darbe hızı: 3600 düşme/delik.

* Bu çalışmada hesaplanmıştır.

Çizelge 6. Kayaç gevreklik sınıflaması

Table 6. Classification of rock brittleness.

Sınıfı	B ₄ Gevreklik Değeri	Gevreklik Tanımı
1	0 - 10	Düşük Gevreklik
2	10 - 15	Orta Gevreklik
3	15 - 20	Gevrek
4	20 - 25	Çok Gevrek
5	25<	Son derece Gevrek



3. GEVREKLİK

3. BRITTLENESS

Kayaçların önemli fiziksel parametrelerinden biri olan gevrekliğin şu ana kadar kabul edilmiş standart bir deney yöntemi veya tanımlaması bulunmamaktadır. Birçok araştırmacı kayaç gevrekliğini farklı yöntemlerle tanımlamaktadır. Andreev (1995) yaklaşık 20 civarında farklı formülasyonlar ve gevreklik tanımlamalarını özetlemiştir.

Sertliğin (H), tokluğa (K_{ic}) oranı (Eşitlik 1) bir gevreklik indeksi olarak tanımlanmaktadır (Lawn ve Marshall, 1979). Quinn ve Quinn (1997) seramik malzemeler üzerine çalışmalar yapmış ve bir gevreklik indeksi (Eşitlik 2) önermişlerdir.

$$B = \frac{H}{K_{ic}} \quad [1]$$

$$B = \frac{HE}{K_{ic}^2} \quad [2]$$

Burada; B: Gevreklik, H: Sertlik, E: Young modülü ve K_{ic} : Kırılma tokluğudur.

Morley (1944) ve Hetenyi (1966), gevrekliği sünekliliğin tersi olarak tanımlamaktadırlar. Ramsey (1967), kayaçların içsel kohezyonu yenildiğinde, kayaçların gevrek olarak adlandırılabilceğini tanımlamaktadır. Düşük genleşme değerleri, çatlak yenilmesi, daha yüksek elastikiyet, daha yüksek basınç dayanımı / çekme dayanımı oranları, daha yüksek içsel sürtünme açılarının bulunması ve uç batma işleminde çatlakların oluşması gibi davranışlar, kayaçların daha yüksek gevreklik değerlerine sahip olduğuna işaret etmektedir. Evans ve Pomeroy (1966), gevreklik ile kesici ucun darbe enerjisi ile ters orantılı olduğunu göstermiştir. Singh (1986), kömürün kesilebilirlik, delinebilirlik ve Protodyonov dayanım indeksinin, kömürün gevrekliğine bağlı olduğunu ifade etmektedir. Göktan (1991), gevreklik kavramının, kayaçların kesme spesifik enerji tüketimini temsil eden bir ölçü olamayabileceğini ifade etmektedir. Kahraman (2002), farklı çalışmalardan elde ettiği deneysel verilerin değerlendirilmesinde 3 farklı gevreklik kavramı ile delinebilirlik ve kazılabilirlik arasındaki ilişkileri istatistiksel olarak incelemiştir.

Bugüne kadar birçok yayında kullanılan ve Eşitlik 5'te ifade edilen gevreklik tanımlaması önceki gevreklik tanımlamalarına nazaran çok daha fazla anlamlılık içermektedir. Yapılan bir çok çalışmada, Altındağ (2000, 2002, 2003) tarafından önerilen bu gevreklik tanımlaması ile diğer parametreler arasında istatistiksel değerlendirmelerde çok daha fazla anlamlı ilişkiler elde edildiği görülmektedir (Kahraman ve Altindag, 2004; Kahraman vd., 2003; Gunaydin vd., 2004; Yaralı, 2007; Tiryaki, 2006).



Bu çalışmada, Eşitlik 3-6 ile verilen gevreklik tanımlamaları kullanılmıştır. Burada ilk defa, B_3 gevreklik değerinin karekök değeri $B_4 = \sqrt{B_3}$ gevreklik değeri olarak dikkate alınarak istatistiksel bir değerlendirilmeye gidilmiştir.

$$B_1 = \frac{\sigma_c}{\sigma_t} \quad [3]$$

$$B_2 = \frac{\sigma_c - \sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t} \quad [4]$$

$$B_3 = \frac{\sigma_c * \sigma_t}{2}, \text{ MPa}^2 \quad [5]$$

$$B_4 = \sqrt{\frac{\sigma_c * \sigma_t}{2}}, \text{ MPa} \quad [6]$$

Burada; B_1 , B_2 , B_3 ve B_4 gevreklik değerleri, σ_c : basınç dayanımı, σ_t : çekme dayanımıdır.

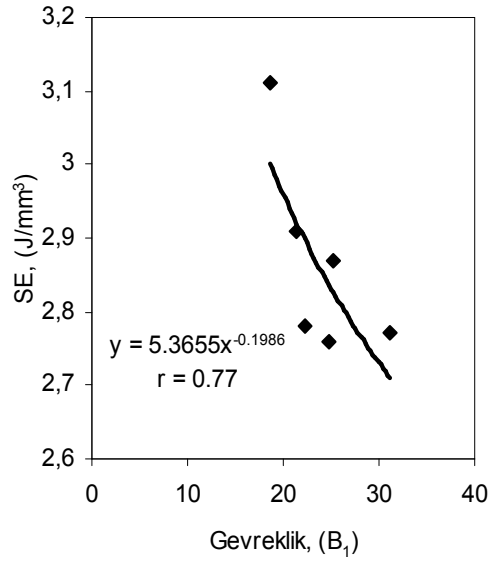
Gehring (1987), B_1 gevreklik değerinin 9'dan küçük değerleri için sünek kesme davranışı, 9-15 ortalama ve 15'den büyük değerleri için gevrek kesme davranışını gösterdiğini ifade etmektedir.

4. İSTATİSTİKSEL DEĞERLENDİRME

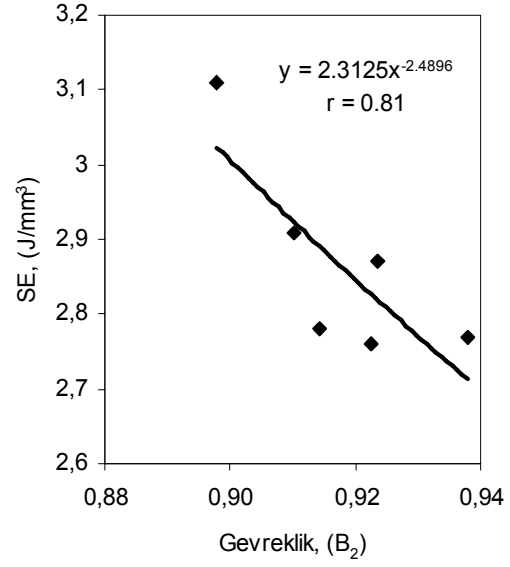
4. STATISTICAL EVALUATION

Literatürdeki ham verilerden hesaplanan gevreklik tanımlamaları ile SE değerleri arasındaki ilişkiler istatistiksel olarak irdelenmiştir (Şekil 1-5). Her bir veri grubunun çalışma koşulları birbirinden farklı olduğu için ayrı ayrı değerlendirmelere tabi tutulmuştur. Daha sonra, normalize edilmiş SE_n değerleri ile gevreklik arasındaki ilişkiler değerlendirilmiştir (Şekil 6-7). Tüm gevreklik değerlendirmelerinde en anlamlı ve yüksek korelasyonlu ilişkiyi B_3 gevreklik tanımlaması vermektedir. Diğer gevreklik tanımlamaları (B_1 , B_2) ise daha düşük korelasyonlu ilişki (Şekil 1a,1b, 2a, 2b, 4a, 4b) veya hiçbir korelasyon (Şekil 3a, 3b, 5a, 5b) elde edilememiştir. Genel olarak B_3 değerlerinin artması gevrekliğin arttığına işaret etmektedir. Ancak, gevreklik arttıkça kazının daha verimli olması beklenmekteyken, grafiklerden SE değerlerinin arttığı görülmektedir.

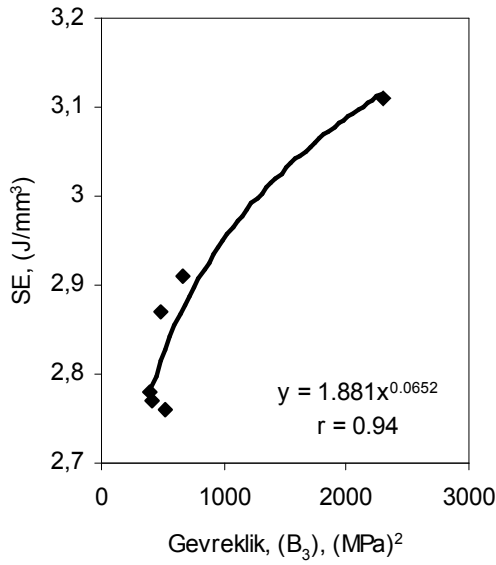
B_3 gevreklik rakamlarının sadeleştirilmesi amacıyla karekökleri alınmış ve B_4 olarak tanımlanmıştır. SE ile B_3 ve B_4 arasındaki ilişkiler Şekil 1c-1d, 2c-2d, 3c-3d, 4c-4d, 5c-5d'den de görüldüğü gibi aynı korelasyonlu ve eğilimli olduğu görülmüştür. Bu nedenle, SE_n değerleri ile B_4 arasındaki ilişkiler dikkate alınmıştır.



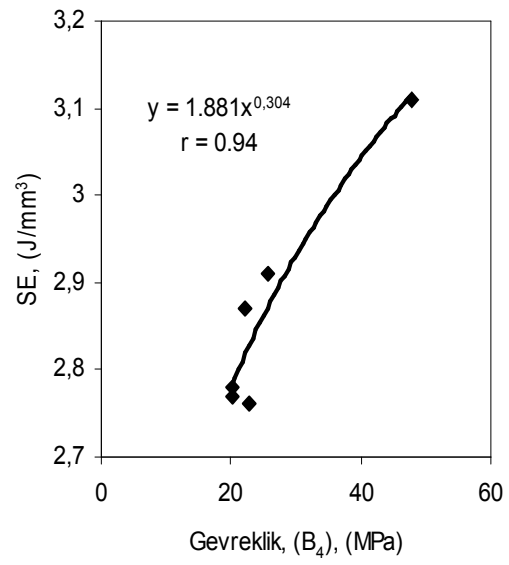
(a)



(b)



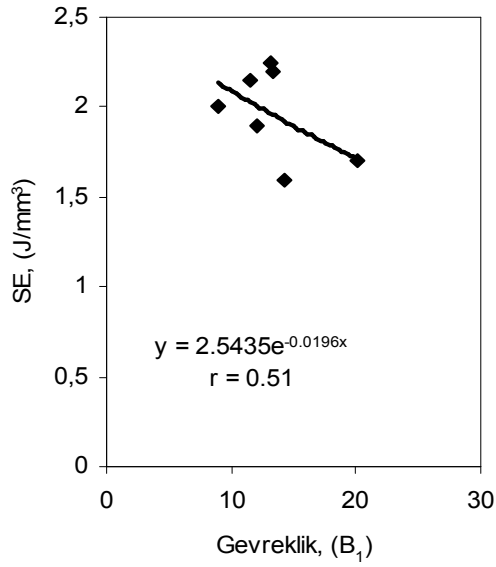
(c)



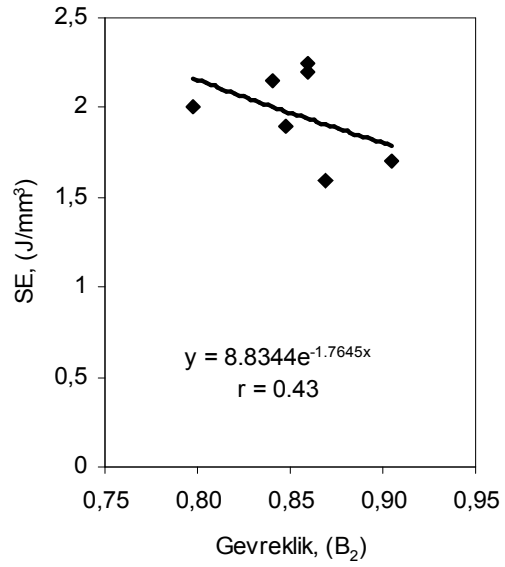
(d)

Şekil 1. Gevreklik ve Spesifik Enerji (SE) arasındaki ilişkiler (Çizelge 1'den)

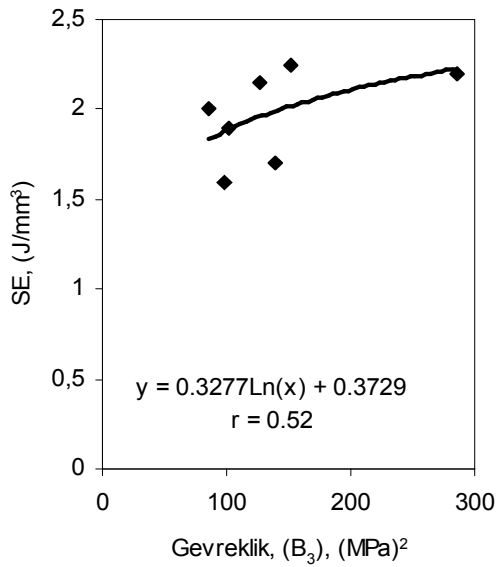
Figure 1. The relationships between Brittleness and Specific Energy (SE) (from Table 1).



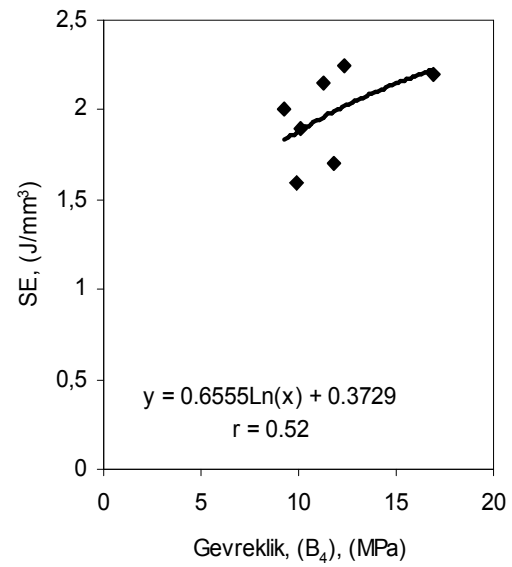
(a)



(b)



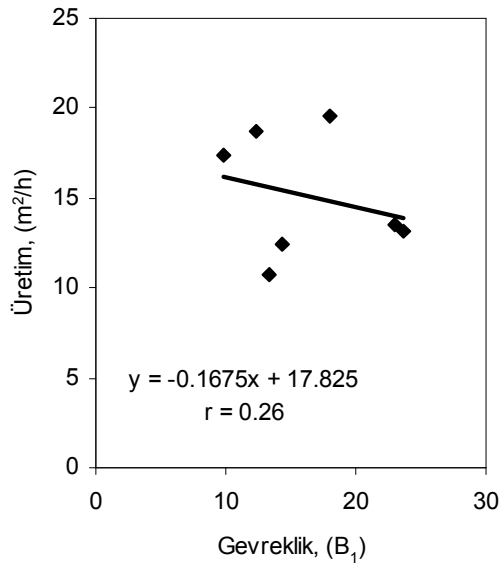
(c)



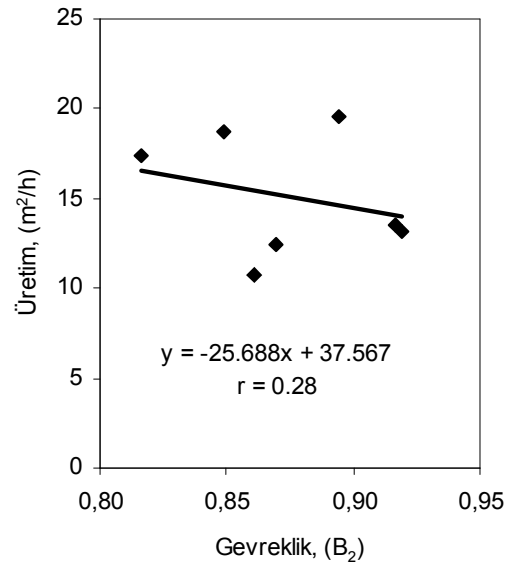
(d)

Şekil 2. Gevreklik ve Spesifik Enerji (SE) arasındaki ilişkiler (Çizelge 2'den)

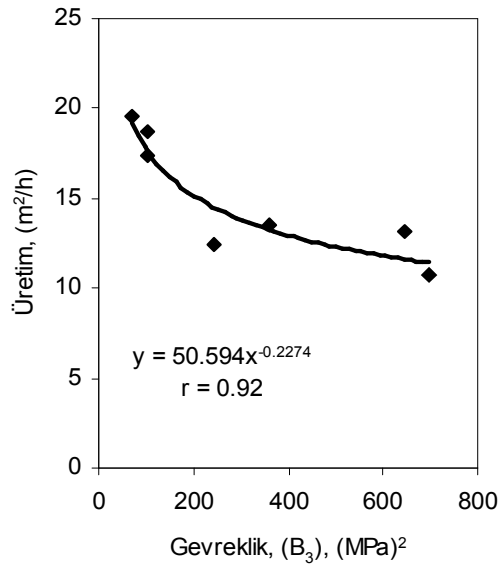
Figure 2. The relationships between Brittleness and Specific Energy (SE) (from Table 2).



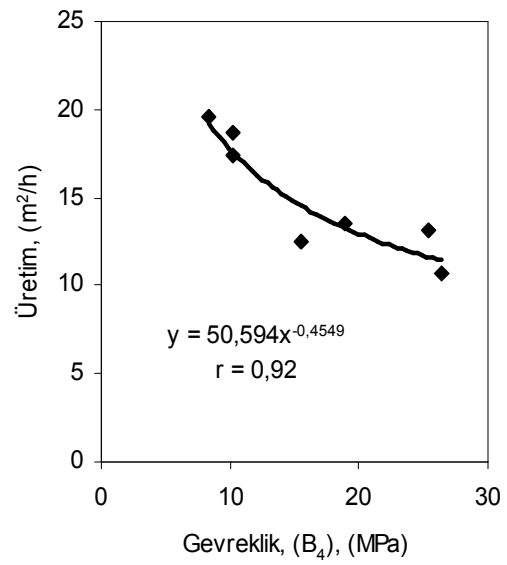
(a)



(b)



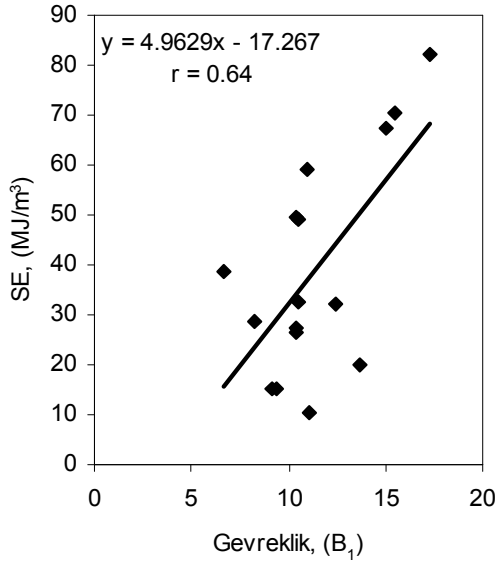
(c)



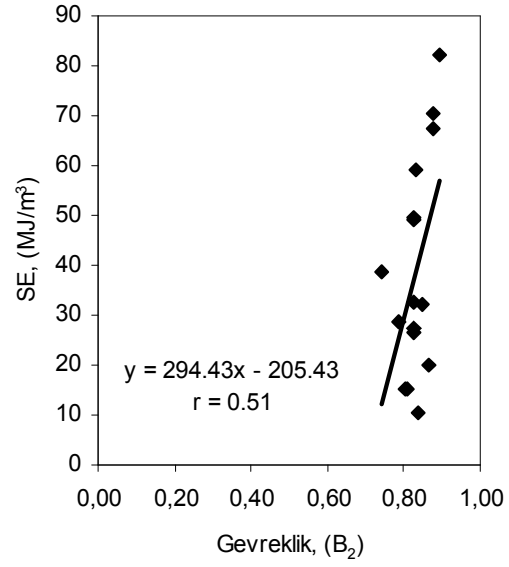
(d)

Şekil 3. Gevreklik ve Spesifik Enerji (SE) arasındaki ilişkiler (Çizelge 3'den)

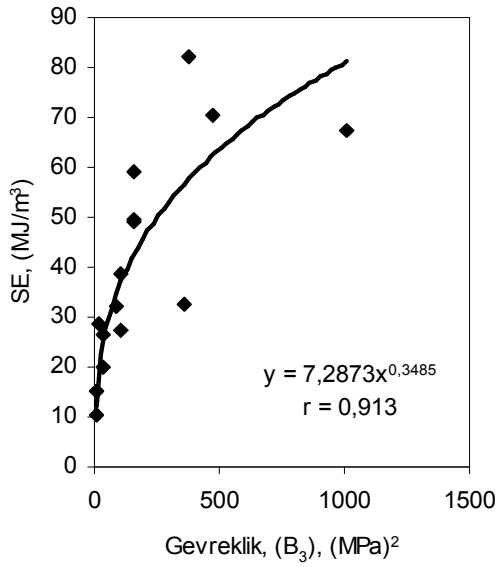
Figure 3. The relationships between Brittleness and Specific Energy (SE) (from Table 3).



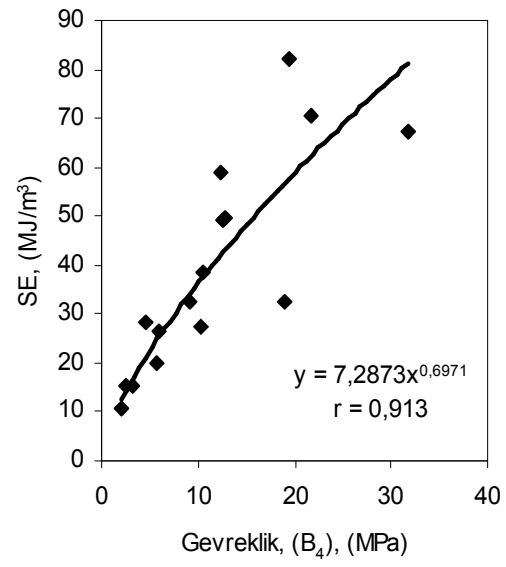
(a)



(b)



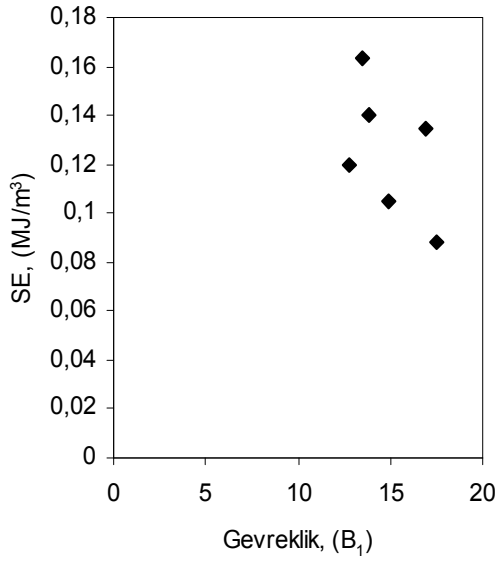
(c)



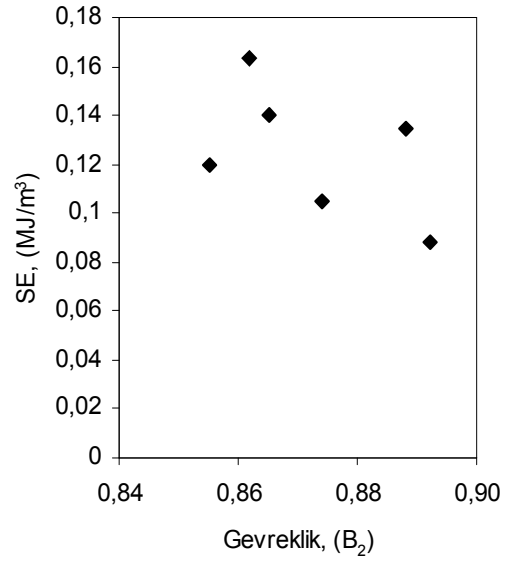
(d)

Şekil 4. Gevreklik ve Spesifik Enerji (SE) arasındaki ilişkiler (Çizelge 4'den)

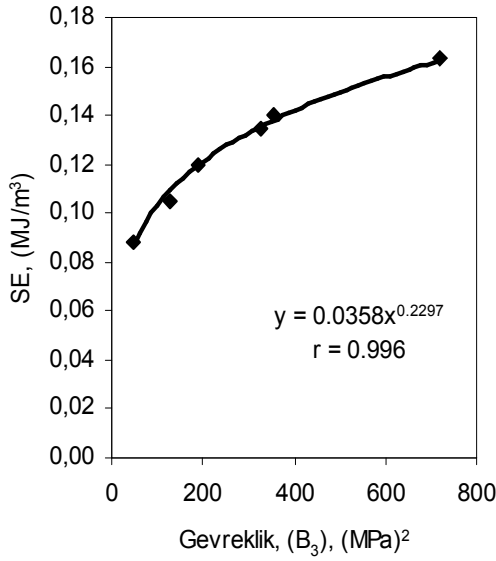
Figure 4. The relationships between Brittleness and Specific Energy (SE) (from Table 4).



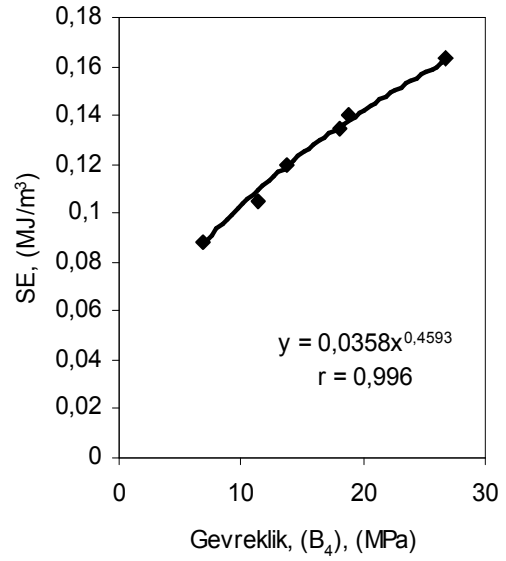
(a)



(b)



(c)



(d)

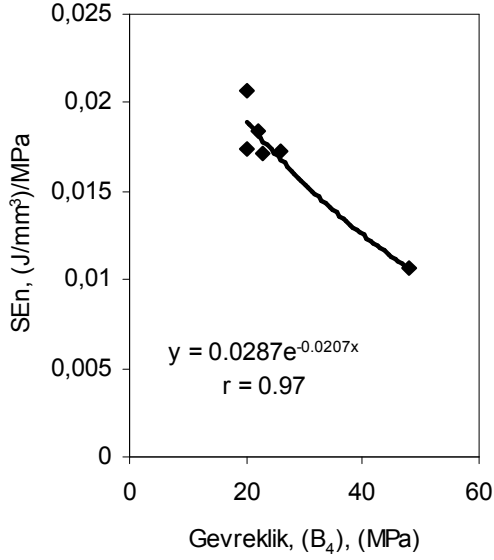
Şekil 5. Gevreklik ve Spesifik Enerji (SE) arasındaki ilişkiler (Çizelge 5'den)

Figure 5. The relationships between Brittleness and Specific Energy (SE) (from Table 5).

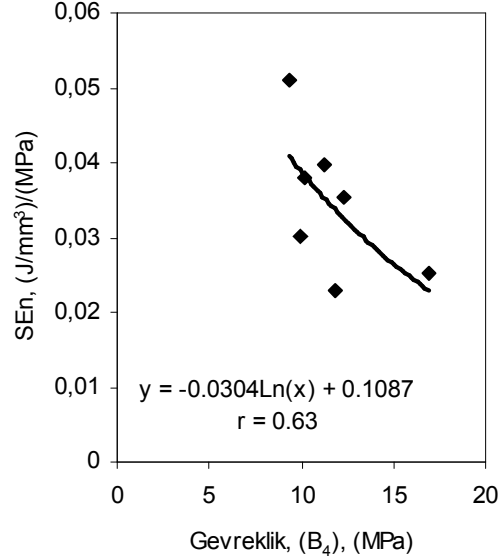
Daha anlamlı bir analiz yapabilmek için birim basınç dayanımına karşılık gelen harcanan SE değerlerinin dikkate alınması kazı verimliliklerinin mukayese edilmesi açısından daha anlamlı olmaktadır. Goktan ve Yılmaz (2005) literatürdeki iki farklı çalışma verileri üzerinde yaptıkları değerlendirmede, gevreklik ile normalize edilmiş spesifik enerji (SE_n) arasında normalize edilmemiş SE değerlerine nazaran daha yüksek anlamlılıkta ilişkiler elde etmişlerdir.



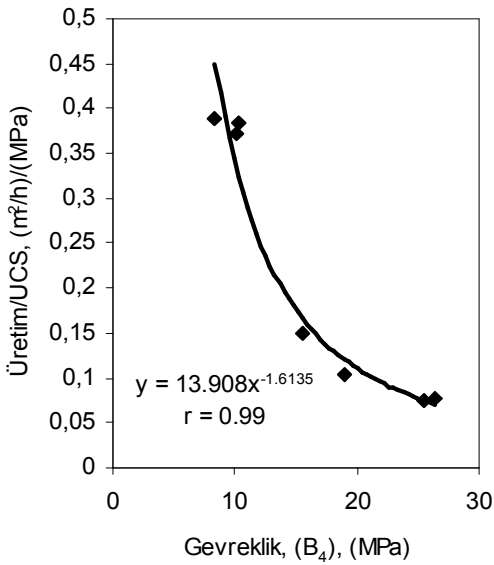
SE_n ile B_4 arasındaki ilişkiler incelendiğinde (Şekil 6,7), gevrekliğin artmasıyla SE_n değerlerinin azaldığı görülmektedir. Bu sonuç da kazı mekaniği açısından istenen bir durumdur. Kayaçların B_4 gevreklik değerlerinin sınıflandırılması Çizelge 6'daki gibi önerilmiştir.



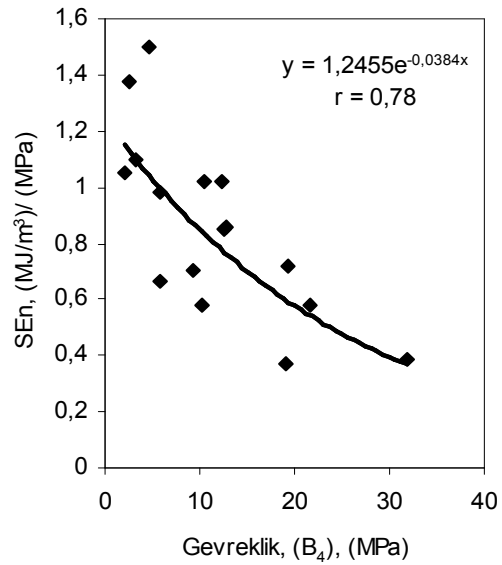
(a)



(b)



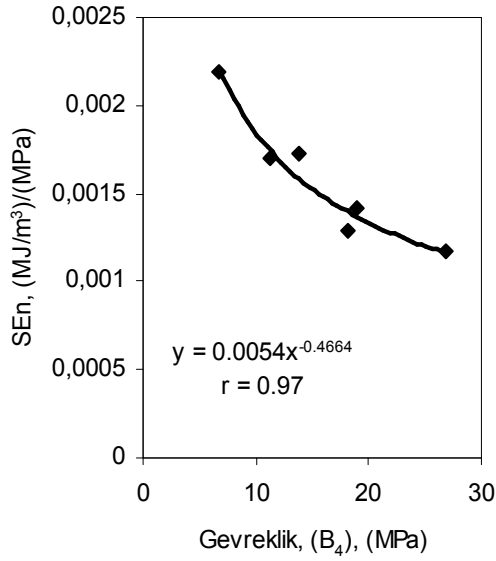
(c)



(d)

Şekil 6. Gevreklik (B_4) ile SE_n arasındaki ilişkiler (a: Çizelge 1, b: Çizelge 2, c: Çizelge 3, d: Çizelge 4)

Figure 6. The relationships between B_4 and SE_n (a: Table 1, b: Table 2, c: Table 3, d: Table 4).



Şekil 7. Gevreklik (B₄) ile SE_n arasındaki ilişkiler (Çizelge 5 'den)

Figure 7. The relationships between B₄ and SE_n (from Table 5).

5. SONUÇLAR

5. RESULTS

Kazı mekaniği açısından bakıldığında, bu çalışmada ele alınan gevreklik tanımlamalarından B₁ ve B₂ gevreklik tanımlamalarıyla SE arasında ilişki bulunamamıştır. Diğer taraftan, B₃ gevreklik tanımlaması ile SE arasında çok daha fazla anlamlı ilişkiler elde edilmiştir.

B3 gevrekliğini tanımlayan rakamlar büyük değerlerde olduğundan bu rakamların karekökleri alınarak sadeleştirme işlemleri yapılmıştır. Böylece, mühendislik değerlendirmelerinde daha sade rakamların kullanılmasına olanak sağlanmaktadır.

Kazı verimliliğini daha iyi tanımlayabilmek için harcanan enerjinin birim kayaç dayanımına oranlamak daha gerçekçi olacaktır. Bu nedenle, SE değerlerinin basınç dayanımları ile normalize edilmesiyle (SE_n=SE/UCS) elde edilen SE_n değerleriyle gevreklik arasında ilişkilerin irdelenmesi daha anlamlı olacaktır.

SE_n ve B₄ arasındaki ilişkiler incelendiğinde, kayaçların gevreklik değerlerinin artmasıyla normalize edilmiş özgül enerjilerinin azaldığı görülmektedir. Böylece, B₄ gevreklik tanımlamasının B₁ gevreklik tanımlamasına nazaran daha anlamlı olduğu görülmektedir. İlişki grafikleri ve kayaçların basınç dayanımları dikkate alındığında bir gevreklik sınıflaması yapılmıştır.



6. KAYNAKLAR

6. REFERENCES

- Akcin, N.A., Muftuoglu, Y.V. And Bas, N. Prediction Of Drilling Performance For Electro-Hydraulic Percussive Drills, Mine Planning And Equipment Selection, (Pasamehmetoglu et al.-Eds.), 1994. Pp.483-488.
- Altindag, R. Correlation Of Specific Energy With Rock Brittleness Concepts On Rock Cutting, J. S. Afr. Inst. Min. Metall., 2003, Vol.103, Pp.163-171.
- Altindag, R. The Evaluation Of Rock Brittleness Concept On Rotary Blast Hole Drills, J. S. Afr. Inst. Min. Metall., 2002, Vol.102, Pp.61-66.
- Altindag, R. The Role Of Rock Brittleness On The Analysis Of Percussive Drilling Performance (In Turkish), *Proceedings The Fifth Turkish National Rock Mechanics Symposium*, Isparta, Türkiye, 2000. pp.105-112.
- Andreev, G.E. Brittle failure of rock materials, Balkema/Rotterdam, 1995, 446p.
- Brach, K., Pai, D.M., Ratterman, E., Shaw, M.C., Grinding Swarf, Wear 131, 1989, pp.329–339.
- Buyuksagis, I.S. Effect of Cutting Mode The Sawability Of Granites Using Segmented Circular Diamond Sawblade, J. of Materials Processing Techn., 2007, Vol.183, pp.399-406.
- Buyuksagis, S., Goktan, R.M., Investigation of Marble Machining Performance Using An Instrumented Block-Cutter, J. Mater. Process. Technology, 169, 2005, pp.258–262.
- Ersoy, A., Atici, Ü., Performance Characteristics of Circular Diamond Saws In Cutting Different Types Of Rocks, Diamond Relat. Mater. 13, 2004, pp.22–37.
- Ersoy, A., Buyuksagis, S., Atici, Ü., Wear Characteristics of Circular Diamond Saws In The Cutting Of Different Hard And Abrasive Rocks, Wear 258 (2005) 1422–1436.
- Evans, I. And Pomeroy, C.D. *The Strength Fracture And Workability of Coal*. Oxford: Pergamon Press. 1966.
- Fener M., Kahraman, S., Özder, M.O., Performance Prediction of Circular Diamond Saws From Mechanical Rock Properties In Cutting Carbonate Rocks, Rock Mech. Rock Engng. 2006,
- Gehring, K. Rock testing procedures at VA's geotechnical laboratory in Zeltweg, Internal report TZU 41, 1987, Voest Alpine Zeltweg, Austria.
- Goktan, R.M. Brittleness And Micro-Scale Rock Cutting Efficiency, Min. Sci. Technol., 1991, Vol.13, Pp.237-241.
- Gökten, M., Yılmaz, G.N., A New Methodology For The Analysis of The Relationship Between Rock Brittleness Index And Drag Pick Cutting Efficiency, The J. South Afr. Inst. Min. And Metal., 2005, Vol.105, Pp.727-733.



- Gunaydin, O., Kahraman, S. And Fener, M. Sawability Prediction of Carbonate Rocks From Brittleness Indexes, *J. S. Afr. Inst. Min. Metall.*, 2004, Vol.104, Pp.1-6.
- Hetenyi, M. *Handbook Of Experimental Stress Analysis*, P.15, John Wiley, New York. 1966.
- Kahraman, S. And Altindag, R. A Brittleness Index To Estimate Fracture Toughness, *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci.*, 2004, Vol.41, Pp.343-348.
- Kahraman, S. Correlation Of Tbm And Drilling Machine Performance With Rock Brittleness, *Engineering Geology*, 2002, Vol.65, Pp.269-283.
- Kahraman, S., Gunaydin, O., Fener, M. And Bilgil, A. Correlation Between Los Angeles Abrasion Loss And Uniaxial Compressive Strength, *Proceedings Of Int. Symp. On Industrial Minerals And Building Stones*, Istanbul, Türkiye, 2003, Pp.577-581.
- Lawn, B.R. And Marshall, D.B. Hardness, Toughness And Brittleness: An Indentation Analysis, *J. Of The Ceramic Society*, 1979, Vol.62, No.78, Pp.347-350.
- Polini, W., Turchetta, S., Force And Specific Energy In Stone Cutting By Diamond Mill, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 44 (2004) 1189–1196.
- Quinn, J.B. And Quinn, G.D. Indentation Brittleness Of Ceramics: A Fresh Approach, *J. Of Materials Science*, 1997, Vol.32, Pp.4331-4346.
- Ramsey J. G. *Folding And Fracturing Of Rocks*, P.289. Mcgraw-Hill, London. 1967.
- Roxborough, F.F. Cutting rock with picks, *Min. Engr.* 1973, V.132.
- Singh, S.P. Brittleness And The Mechanical Wining Of Coal, *Min. Sci. Technol*, 1986, Vol.3, Pp.173-180.
- Tiryaki, B., Evaluation Of The Indirect Measures Of Rock Brittleness And Fracture Toughness In Rock Cutting, *The J. Of The South Afr. Inst. Min. And Metall.*, 2006, Vol.106, July, Pp.1-18.
- Webb, S.W., Jackson, W.E., Analysis Of Blade Forces And Wear In Diamond Stone Cutting, *Asme J. Manuf. Sci. Eng.* 120 (1998) 84–92.
- Xu, X., Li, Y., Malkin, S., Forces And Energy In Circular Sawing And Grinding Of Granite, *J. Manuf. Sci. Eng.* 123 (2001) 13–22.
- Yaralı, O. Investigation Of The Relations Between Rock Brittleness And Drilling Rate Index, *Proceedings Of The 20th Int. Min. Congress Of Turkey*, 2007, Pp.217-224.



BAZI KAYA BİRİMLERİNİN SCHMIDT SERTLİKLERİ VE DİĞER MALZEME ÖZELLİKLERİ İLE İLİŞKİLERİ

SCHMIDT HARDNESS OF SOME ROCK UNITS AND RELATIONS WITH OTHER MATERIAL PROPERTIES

Atilla CEYLANOĞLU, Yavuz GÜL & Kazım GÖRGÜLÜ

Cumhuriyet Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü 58140 Sivas

ÖZET : Bu çalışmada, 29 değişik kaya biriminin Schmidt sertliği değerleri incelenmiş ve diğer malzeme özellikleri ile ilişkilendirilmesi amaçlanmıştır. Schmidt sertliği ile bazı fiziksel ve mekanik özellikler arasında anlamlı ve kabul edilebilir korelasyonlu ilişkiler elde edilmiştir.

Anahtar Sözcükler : Schmidt sertliği, bazı kaya malzeme özellikleri

ABSTRACT : *In this study, it was aimed to investigate Schmidt hardness values of 29 different rock units and to relate with other material properties. Good relations with acceptable correlations were obtained between point load strength and some physical and mechanical properties.*

Key words : Schmidt hardness, some rock material properties

1. GİRİŞ

Kaya birimlerinin tanımlanması, karşılaştırılması ve göreceli sınıflandırılmasında Schmidt sertliği sıkça ve yaygın bir şekilde kullanılmakta ve diğer malzeme özellikleri ile ilişkilendirilmektedir. Sertlik, hızlı ve kolay belirlenebilirliği ile kayaçların diğer malzeme özelliklerinin tahmininde de bugüne kadar birçok çalışmada dikkate alınmıştır. Bilindiği gibi sertlik, bir malzemenin yüzeyine batırılan yada darbe (vuruş) yapan bir cisme karşı malzemenin direnci (tepkisi) olarak ifade edilmektedir. 0-100 arasında bir skalaya sahip olan Schmidt çekici ile kaya birimlerinin sertlikleri yerinde ve/veya laboratuvarında oldukça kolay bir şekilde belirlenebilmektedir. Çekiç kaya test yüzeyine dik tutularak, pistonuna çekiç vuruş yapana kadar yük uygulanmakta ve ölçeğindeki değer okunmaktadır. Aynı noktada 5 değer alınmakta ve en yüksek değer o nokta için kaydedilmektedir. En az 20 değişik noktada seri ölçümler yapılmakta ve seçilen en yüksek 10 değerlerin ortalaması o kaya birimi için Schmidt sertliğini belirlemektedir (Poole ve Farmer, 1980).

Bu çalışmada, 29 değişik kaya biriminin Schmidt sertliği değerleri ortaya konulmuş ve diğer malzeme özellikleri arasında ilişki geliştirmek amacıyla basit regresyon analizleri yapılmıştır. Bu analizler sonucunda anlamlı ve kabul edilebilir korelasyonlu ilişkiler elde edilmiştir.

2. ÇALIŞILAN KAYA BİRİMLERİ

Bu araştırmada kullanılan değişik kaya birimlerine ait arazi ve laboratuvar deney sonuçları, Cumhuriyet Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü'nde bugüne kadar yapılmış bazı çalışmalardan sağlanmıştır



(Ceylanoğlu, 1995; Ceylanoğlu vd., 1996; Ceylanoğlu ve Durutürk, 1996; Ceylanoğlu vd., 1999; Gül, 2006; Karakuş, 2007). Arazi çalışmaları, jeoteknik tanımı (renk, ayrışma derecesi, süreksizlik sistemleri ve özellikleri), Schmidt çekici testini, nokta yükleme testini ve kaya birimlerinin sismik hızlarının ölçümünü içermektedir. Söz konusu çalışmalarda, kaya malzemesinin bazı fiziksel ve mekanik özelliklerini belirlemek için araziden getirilen temsili blok numunelerden alınan karotlar üzerinde Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği'nin (ISRM) öngördüğü standartlara uyularak (ISRM, 1981) aşağıda sıralanan deneylerin yapıldığı belirtilmektedir. Bu çalışmalarda, kaya kütle özelliklerini belirlemeye yönelik olarak yapılan arazi ölçüm sonuçları Çizelge 1' de, kaya mekaniği laboratuvar deney sonuçları ise Çizelge 2' de verilmektedir.

- i. Birim ağırlık belirleme
- ii. Nem oranı belirleme
- iii. Suda dağılma dayanımı
- iv. Darbe dayanımı
- v. Dolaylı çekme dayanımı
- vi. Tek eksenli basınç dayanımı
- vii. Üç eksenli basınç dayanımı
- viii. Tek eksenli deformabilite

3. REGRESYON ANALİZİ VE DEĞERLENDİRME

ISRM'nin (1981) tek eksenli basınç dayanımına göre zayıf kayadan sağlam kayaya kadar oldukça geniş bir dayanım aralığında bulunan 29 değişik kaya biriminin tek eksenli basınç dayanımları 9.16 ile 153.75 MPa, Schmidt sertliği değerleri ise 33.6 ile 62.87 arasında değişmektedir.

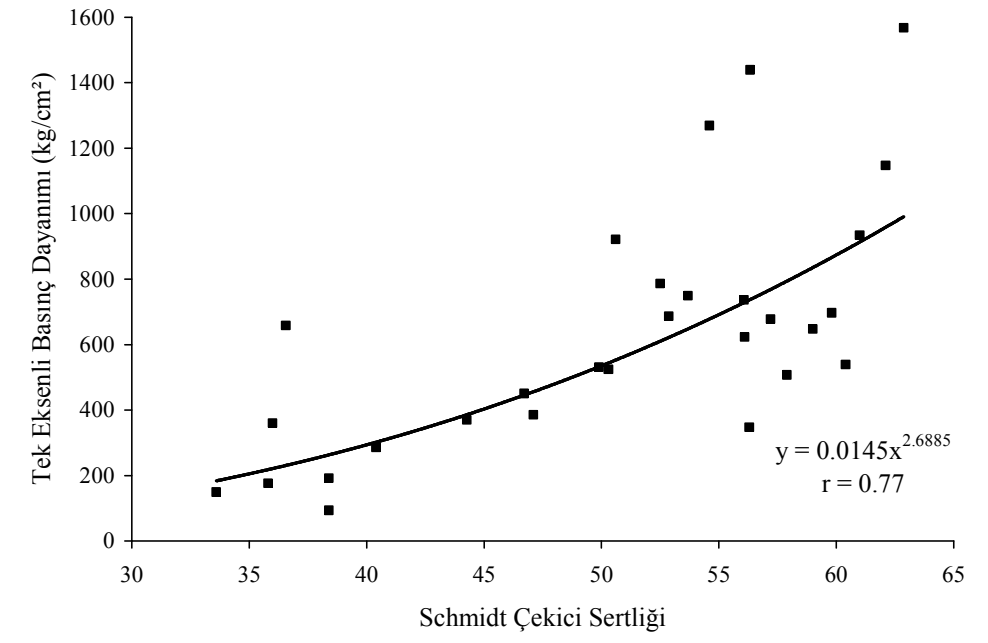
Bu çalışmada, Schmidt sertliği değerleri ile diğer arazi ve laboratuvar deney sonuçları arasında ilişkiler araştırılmıştır. Çizelge 1'de verilen kaya birimlerinin Schmidt sertliği değerleri ile Çizelge 1 ve Çizelge 2'de verilen kaya mekaniği arazi ve laboratuvar deney sonuçları (Mineral tane yoğunluğu, tabii birim ağırlık, kuru birim ağırlık, toplam porozite, nem oranı, dolaylı çekme dayanımı, darbe dayanımı, suda dağılma dayanımı indeksi, tek eksenli basınç dayanımı, kohezyon, içsel sürtünme, Shore sertliği, elastisite modülü, Poisson oranı, nokta yükleme dayanımı ve sismik hız) arasında ilişkiler geliştirmek amacı ile basit regresyon analizleri yapılmıştır. Microsoft Excel programı kullanılarak birebir basit regresyon (doğrusal, üssel, eksponansiyel ve logaritmik fonksiyon yaklaşımları) analizleri yapılmıştır. Bu regresyon analizleri sonucunda, Schmidt sertliği ile tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı, nokta yükleme dayanımı, toplam porozite, nem oranı ve Shore sertliği arasında anlamlı ve kabul edilebilir korelasyon katsayılı ($r \geq 0.70$) ilişkiler elde edilmiştir (Çizelge 3). Ayrıca Schmidt sertliği ile tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı, nokta yükleme dayanımı, toplam porozite, nem oranı ve Shore sertliği arasında en yüksek korelasyon katsayısı ile sonuçlanan ilişkiler sırasıyla Şekil 1, 2, 3, 4, 5 ve 6'da da verilmiştir.



Çizelge 1. Değişik kaya birimlerine ait arazi ölçüm sonuçları (¹Ceylanoğlu, 1995; ²Ceylanoğlu vd., 1996; Ceylanoğlu ve Durutürk, 1996; ⁴Ceylanoğlu vd., 1999; ⁵Gül, 2006; ⁶Karakuş, 2007).

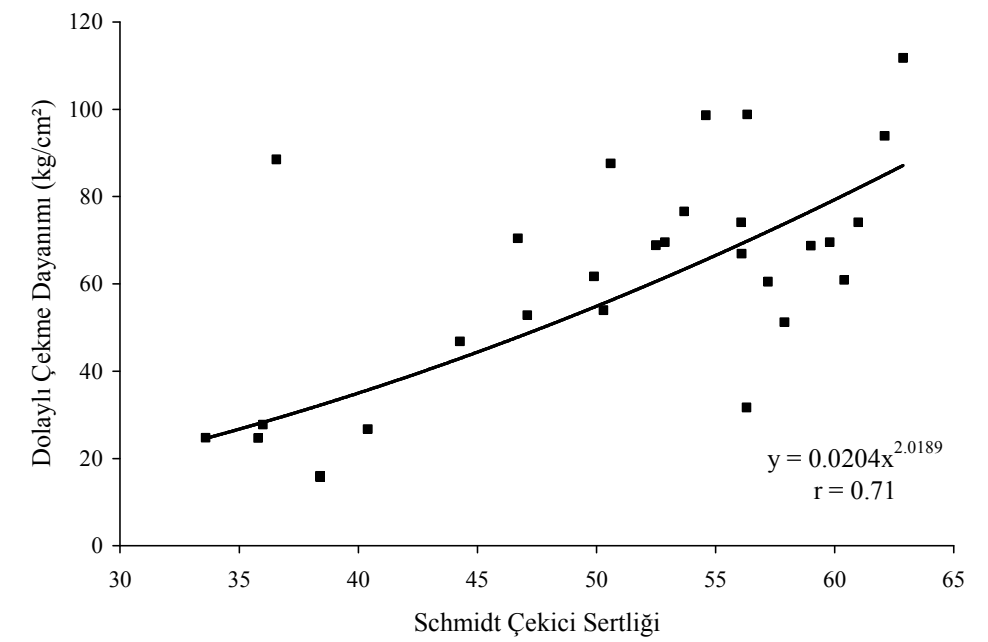
Table 1. Field measurement results of different rock units.

İşletme	Kaya Birimi	Schmidt Çekici Sertliği (L Tipi)	Nokta Yükleme Dayanımı $I_{s(50)}$ (kg/cm ²)	Sismik Hız (m/sn)
Sivas Divriği Demir Açık İşletmesi	³ Manyetit	52.5	70.65	651
	³ Siyenit	62.1	148.55	752
	³ Serpantinit	49.9	50.80	718
	³ Silisli Kalker	59.0	181.31	2450
Barit Maden Türk A.Ş. Sivas- Ulaş Sölestit Açık İşletmesi	¹ Jips	33.6	19.67	1826
	¹ Üst Seviye Sölestit	38.4	7.95	1359
	¹ Anhidrit	36.56	73.42	2426
	¹ Alt Seviye Sölestit	38.4	4.69	970
Kangal Kömür Açık İşletmesi	⁵ Kireçtaşı	56.3	46.71	1006
	⁵ Killi Kireçtaşı	35.8	27.76	814
Eskişehir Karaburhan Krom Açık Ocağı	² Krom	36.0	26.61	2035
	² Dunit (Tabantaşı)	46.7	21.21	2320
Akün İnş. ve San. Tic. Tic. Ltd. Şti. Muğla	⁴ Muğla Beyaz	56.1	58.02	-
	⁴ Afyon Şeker	57.2	69.13	-
	⁴ Afyon Gök	57.9	55.47	-
Hartaş A.Ş. Bilecik	⁴ Akköy Bej	60.4	58.73	-
Emmioğlu Mermer Ltd. Şti. Tokat-Amasya	⁴ ZileBej	61.0	57.61	-
Emmioğlu Mermer Ltd. Şti. Sivas	⁴ Yıldız Siyah	59.8	60.46	-
Ak Mermer A.Ş. Sivas	⁴ Sarı Traverten	47.1	58.32	-
ART Mermercilik Diyarbakır	⁶ Karacadağ Bazalt	62.87	137.86	5740
	⁶ Siverek Bazalt	56.33	129.40	5480
	⁶ Silvan Bazalt	54.6	123.89	5390
	⁶ Devegeçidi Bazalt	50.6	112.27	5370
Ber-Oner Mermer Bayburt	⁶ Bayburt Oniks	53.69	65.56	6810
Dimer Mermer Diyarbakır	⁶ Hani Bej	56.07	54.04	5980
	⁶ Hazro Pempe	52.87	47.41	5920
Ber-Oner Mermer Kayseri	⁶ Marone Traverten	50.3	40.48	5570
	⁶ Tanbay Traverten	44.27	37.32	5330
Gün Mermer Bitlis	⁶ Bitlis Traverten	40.4	26.00	3970



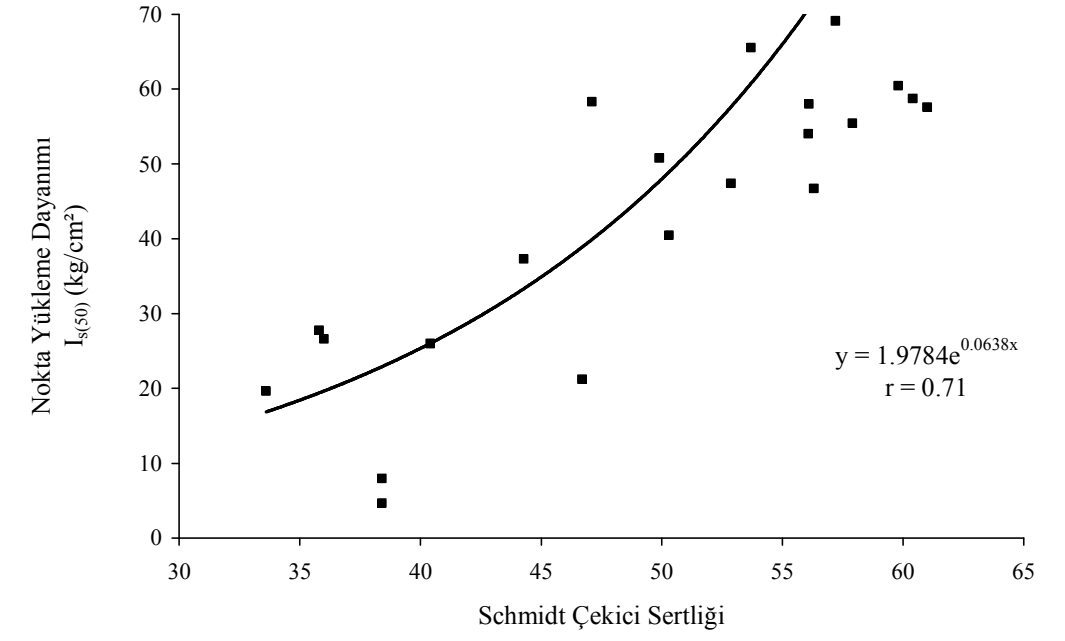
Şekil 1. Schmidt sertliği- tek eksenli basınç dayanımı ilişkisi

Figure 1. Schmidt hardness - unconfined compressive strength relationship.

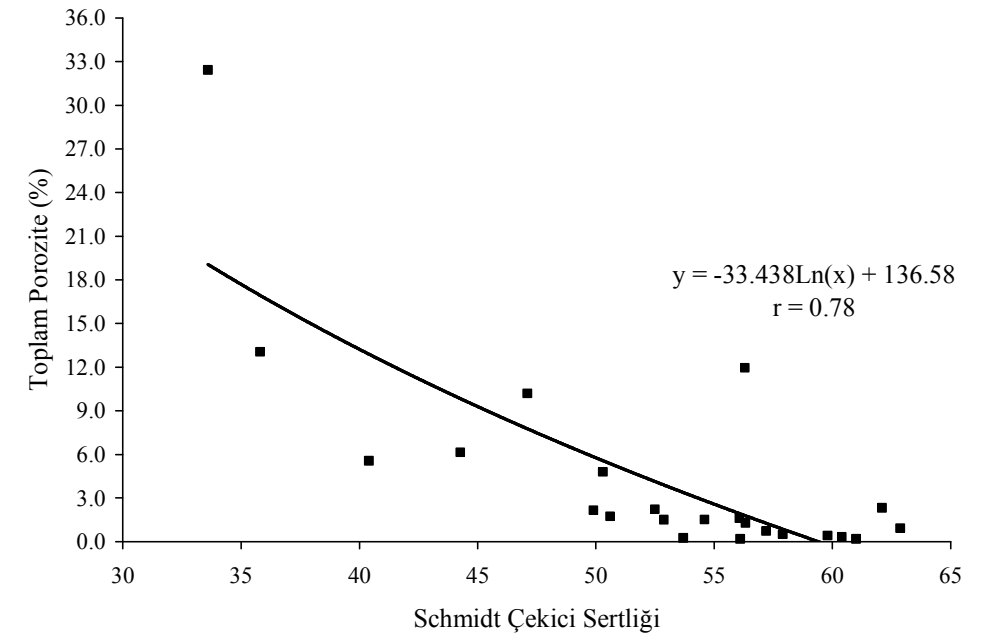


Şekil 2. Schmidt sertliği- dolaylı çekme dayanımı ilişkisi

Figure 2. Schmidt hardness – indirect tensile strength relationship.



Şekil 3. Schmidt sertliği-nokta yükleme dayanımı ilişkisi
Figure 3. Schmidt hardness – point load strength relationship

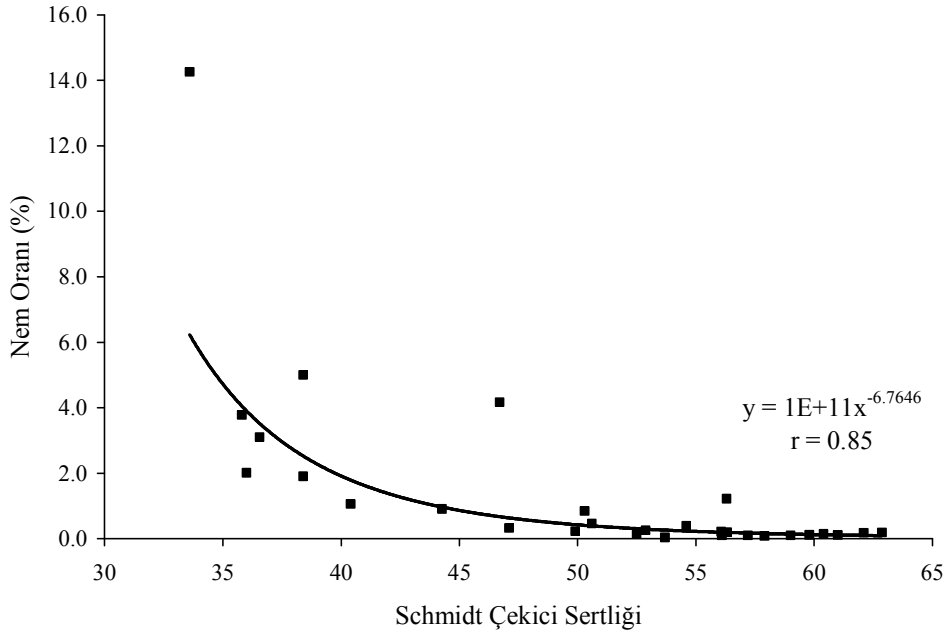


Şekil 4. Schmidt sertliği- toplam porozite ilişkisi
Figure 4. Schmidt hardness – total porosity relationship

Çizelge 2. Değişik kaya birimlerine ait kaya mekaniği laboratuar deney sonuçları (Ceylanoğlu, 1995; Ceylanoğlu vd., 1996; Ceylanoğlu ve Durutürk, 1996; Ceylanoğlu vd., 1999; Gül, 2006; Karakuş, 2007).

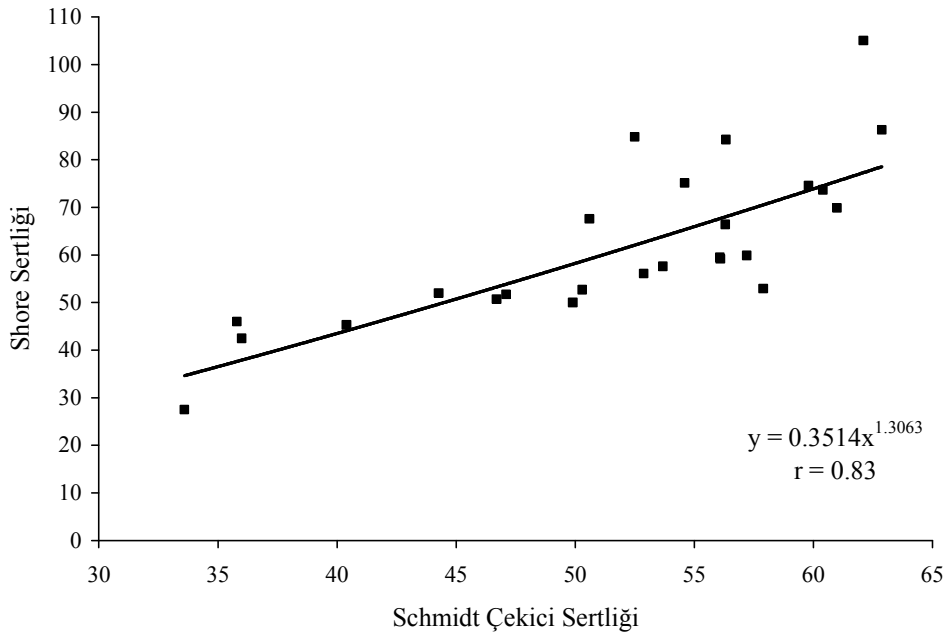
Table 2. Rock mechanics laboratory test results of different rock units.

İşletme	Kaya Birimi	Mineral Tane Yoğunluğu (gr/cm ³)	Tabii Birim Ağırlık (gr/cm ³)	Toplam Porozite %	Nem Oranı %	Dolaylı Çekme Dayanımı (kg/cm ²)	Darbe Dayanımı (kgf.cm/cm ²)	Suda Dağılma Dayanımı İndeksi (I _{s2}) (%)	Tek Eksenli Basınç Dayanımı (kg/cm ²)	Kohezyon (kg/cm ²)	İçsel Sürtünme Açısı (°)	Shore Sertliği	Elastisite Modülü (E _t , GPa)	Poisson Oranı (ν _t)
Sivas Divriği Demir Açık İşletmesi	Manyetit	4.769	4.674	2.223	0.136	68.84	-	-	786.19	263.25	22.4	84.8	53.495	0.382
	Siyenit	2.704	2.671	2.33	0.173	93.91	-	-	1146.87	182.019	54.8	105	58.715	0.437
	Serpantinit	2.923	2.867	2.155	0.222	61.69	-	-	530.93	168.528	25.2	50	38.283	0.265
	Silislı Kalker	-	2.697	-	0.1	68.73	12.987	99.53	647.72	239.43	39.37	-	38.42	0.324
Barit Maden Türk A.Ş. Sivas- Ulaş Sölestit Açık İşletmesi	Jips	2.96	2.3	32.43	14.26	24.74	-	-	149.33	40.717	32.8	27.5	23.035	0.179
	Üst Seviye Sölestit	-	3.567	-	1.9	15.7	5.71	87.38	192.11	117.88	29.34	-	3.9	0.339
	Anhidrit	-	2.764	-	3.1	88.51	3.92	98.17	658.23	151.02	44.84	-	53.86	0.292
	Alt Seviye Sölestit	-	2.609	-	5	16.01	8.39	90.56	93.41	9.28	31.05	-	3.9	0.339
Kangal Kömür Açık İşletmesi	Kireçtaşı	2.67	2.421	11.948	1.218	31.66	-	-	347.36	75.204	43.2	66.4	36.002	0.229
	Killi Kireçtaşı	2.63	2.382	13.042	3.777	24.65	-	-	176.64	37.495	44	46	30.195	0.183
Eskişehir Karaburhan Krom Açık Ocağı	Krom	-	2.819	-	2.01	27.74	3.915	97.88	360.16	125.43	35.38	42.5	12.5	0.413
	Dunit (Tabantaşı)	-	2.366	-	4.17	70.46	5.693	99.4	450.41	95.65	41.6	50.7	12.64	0.337
Akün İnş. Ve San. Tic. Ltd. Şti. Muğla	Muğla Beyaz	2.711	2.709	0.19	0.105	66.89	9.14	99.18	623.45	263.29	33.22	59.17	28.79	0.256
	Afyon Şeker	2.725	2.708	0.734	0.096	60.46	10.19	99.48	677.5	264.41	32.85	59.88	35.16	0.265
	Afyon Gök	2.709	2.697	0.509	0.076	51.18	4.61	99.31	507.2	176.61	35.06	52.91	34.7	0.289
Hartaş A.Ş. Bilecik	Akköy Bej	2.694	2.689	0.327	0.153	60.87	3.22	99.62	538.61	169.27	48.58	73.65	33.84	0.288
Emmioğlu Mermer Ltd. Şti. Tokat-Amasya	ZileBej	2.695	2.693	0.195	0.109	74.13	3.44	99.75	934	202.31	49.73	69.88	35.37	0.316
Emmioğlu Mermer Ltd. Şti. Sivas	Yıldız Siyah	2.708	2.7	0.417	0.116	69.54	3.74	99.64	696.87	266.85	43.82	74.53	35.81	0.273
Ak Mermer A.Ş. Sivas	Sarı Traverten	2.676	2.411	10.19	0.329	52.82	9.15	99.32	385.45	195.37	26.14	51.7	29.55	0.292
ART Mermercilik Diyarbakır	Karacadağ Bazalt	2.72	2.7	0.919	0.19	111.76	11.797	-	1567.81	352.61	48.96	86.3	147.53	0.49
	Siverek Bazalt	2.71	2.682	1.292	0.202	98.81	10.81	-	1439.63	417.57	41.91	84.2	94.16	0.31
	Silvan Bazalt	2.704	2.676	1.516	0.39	98.6	9.117	-	1269.24	302.44	46.59	75.1	64.68	0.19
	Devegeçidi Bazalt	2.695	2.66	1.744	0.457	87.59	8.132	-	921.92	192.31	51.09	67.6	61.09	0.183
Ber-Oner Mermer Bayburt	Bayburt Oniks	2.682	2.676	0.261	0.035	76.58	3.427	-	749.49	193.64	50.52	57.6	59.21	0.13
Dimer Mermer Diyarbakır	Hani Bej	2.676	2.639	1.606	0.21	74.09	4.778	-	737.15	303.77	42.83	59.5	56.77	0.302
	Hazro Pempe	2.655	2.622	1.506	0.253	69.54	3.283	-	686.47	245.24	36.13	56.1	64.86	0.18
Ber-Oner Mermer Kayseri	Marone Traverten	2.481	2.382	4.797	0.842	53.94	2.861	-	524.13	90.34	44.2	52.7	50.39	0.32
	Tanbay Traverten	2.473	2.342	6.146	0.907	46.8	2.328	-	369.44	189.25	23.64	52	54.38	0.296
Gün Mermer Bitlis	Bitlis Traverten	2.43	2.318	5.556	1.059	26.71	1.981	-	286.43	60.36	33.21	45.3	11.85	0.11



Şekil 5. Schmidt sertliği- nem oranı ilişkisi

Figure 5 . Schmidt hardness – moisture content relationship



Şekil 6. Schmidt sertliği- Shore sertliği ilişkisi

Schmidt hardness – Shore hardness relationship



Çizelge 3. Regresyon analizi sonuçları.

Table 3. Regression analysis results.

Bağımlı Değişken (Y)	Fonksiyon Türü	Eşitlik X: Schmidt Çekici Sertliği	Korelasyon Katsayısı (r)
Tek Eksenli Basınç Dayanımı (kg/cm ²)	Doğrusal	$y = 27.965x - 778.06$	0.68
	Logaritmik	$y = 1300.5 \ln(x) - 4444.1$	0.67
	Üssel	$y = 0.0145x^{2.6865}$	0.77
	Ekspansiyel	$y = 29.81e^{0.0568x}$	0.76
Dolaylı Çekme Dayanımı (kg/cm ²)	Doğrusal	$y = 1.9149x - 35.717$	0.66
	Logaritmik	$y = 90.342 \ln(x) - 291.79$	0.66
	Üssel	$y = 0.0204x^{2.0189}$	0.71
	Ekspansiyel	$y = 6.3635e^{0.0424x}$	0.70
Nokta Yükleme Dayanımı $I_{s(50)}$ (kg/cm ²)	Doğrusal	$y = 3.045x - 89.483$	0.63
	Logaritmik	$y = 140.43 \ln(x) - 484.06$	0.62
	Üssel	$y = 0.0004x^{2.9859}$	0.70
	Ekspansiyel	$y = 1.9784e^{0.0638x}$	0.71
Toplam Porozite (%)	Doğrusal	$y = -0.6713x + 39.802$	0.74
	Logaritmik	$y = -33.438 \ln(x) + 136.58$	0.78
	Üssel	$y = 2E+11x^{-0.3879}$	0.75
	Ekspansiyel	$y = 2058.5e^{-0.1343x}$	0.75
Nem Oranı (%)	Doğrusal	$y = -0.204x + 11.75$	0.65
	Logaritmik	$y = -10.036 \ln(x) + 40.642$	0.68
	Üssel	$y = 1E+11x^{-6.7646}$	0.85
	Ekspansiyel	$y = 579.33e^{-0.1421x}$	0.84
Shore Sertliği	Doğrusal	$y = 1.5691x - 19.203$	0.78
	Logaritmik	$y = 73 \ln(x) - 225.05$	0.77
	Üssel	$y = 0.3514x^{1.3063}$	0.83
	Ekspansiyel	$y = 14.286e^{0.0277x}$	0.82

4. SONUÇLAR

Cumhuriyet Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü'nde bugüne kadar yapılmış bazı çalışmalardan (Ceylanoğlu, 1995; Ceylanoğlu vd., 1996; Ceylanoğlu ve Durutürk, 1996; Ceylanoğlu vd., 1999; Gül, 2006; Karakuş, 2007) Schmidt 33.6 ile 62.87 arasında değişen 29 farklı kaya birimine ait arazi ve laboratuvar deney sonuçları değerlendirilmiştir. Bu sonuçlar kullanılarak kaya birimlerinin Schmidt sertliği ile diğer kaya mekaniği arazi ve laboratuvar deney sonuçları arasında ilişkiler geliştirmek amacı ile basit regresyon analizleri yapılmıştır. Bu regresyon analizleri sonucunda, Schmidt sertliği ile tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı, nokta yükleme dayanımı, toplam porozite, nem oranı ve Shore sertliği arasında anlamlı ve kabul edilebilir korelasyon katsayılı ilişkiler elde edilmiştir (Şekil 1 - 6). Schmidt sertliği değeri kullanılarak diğer bazı önemli malzeme özelliklerinin tahmin edilebileceği bu ilişkilerin, değişik türdeki kaya birimlerinde yapılacak ölçümlerle geliştirilmesinde yarar görülmektedir.

5. KAYNAKLAR

- Ceylanoğlu, A., 1995, Sivas-Ulaş Sölestit Cevheri ve Yankayaçlarının Bazı Malzeme/Kütle Özelliklerinin Belirlenmesi ve Değerlendirilmesi, Madencilik, Cilt 24, Sayı 4, s. 11-19.
- Ceylanoğlu A., Kahriman, A., Durutürk, Y., Uysal, Ö., Gül, Y., 1996, Eskişehir Karaburhan Krom Açık Ocağı Kaya Birimlerinin Kazılabilirlik Sınıflaması ve Örtü/Kazı Birim Maliyet Analizi, Madencilik, Cilt 25, Sayı 3, s. 3-15.



- Ceylanoğlu, A., Durutürk, Y.S., 1996, Divriği Demir Açık Ocağı (A-Kafa) Kaya Birimlerinin Kazılabilirlik Açısından Değerlendirilmesi, *Yerbilimleri/Geosound*, Sayı 29, s. 235-246.
- Ceylanoğlu, A., Görgülü, K., Arpaz, E., Durutürk, Y.S., 1999, Bazı Mermer Birimleri İçin Optimum Aşındırma-Cilalama Koşullarını Belirleme Çalışmaları, TÜBİTAK-MİSAG, Proje No:108, Cumhuriyet Üniversitesi, 252 s.
- Gül, Y., 2006, Bazı Açık İşletmelerdeki Değişik Kaya Birimlerinin Taşıma Kapasitelerinin Araştırılması ve Kayaç Özellikleri İle İlişkilendirilmesi, Doktora Tezi, C.Ü. Müh. Fak. Maden Müh. Böl., 209 s., Sivas.
- ISRM, 1981, Rock Characterization Testing and Monitoring: ISRM Suggested Methods, International Society for Rock Mechanics, 211 s.
- ISRM, 1985, Suggested Method for Determining Point Load Strength, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, 22(2), s. 51-60.
- Karakuş, A., 2007, Bazı Mermer Birimleri İçin Optimum Plaka Kesme Koşullarının Araştırılması ve Mermer Malzeme Özellikleri İle İlişkilendirilmesi, Doktora Tezi, C.Ü. Müh. Fak. Maden Müh. Böl., 227 s., Sivas.
- Poole, R.W., Farmer, I.W., 1980, Consistency and Repeatability of Schmidt Hammer Rebound Data During Field Testing, *Int. J. of Rock Mechanics and Mining Science*, Vol. 17:167-171.



SCHMİDT SERTLİK DEĞERİNE NUMUNE BOYUTUNUN ETKİSİ

THE EFFECT OF SAMPLE SIZE ON SCHMIDT REBOUND HARDNESS VALUE

Servet DEMİRDAĞ, Hüseyin YAVUZ, Raşit ALTINDAĞ

Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Isparta

ÖZET : Schmidt darbe çekici kayaların mekanik özelliklerinin tahmin edilmesinde yaygın olarak kullanılan ucuz ve hızlı bir yöntemdir. Kayaların Schmidt yüzey sertlik indeksini belirlemede ISRM ve ASTM standartları kullanılmaktadır. ISRM standardında küp şeklindeki numune boyutunun minimum 6 cm olması gerektiği belirtilirken, ASTM standardında ise 15 cm ve daha büyük numuneler üzerinde testin yapılması gerektiği belirtilmektedir. Bu çalışma kapsamında da numune boyutunun Schmidt sertlik indeks değerine etkisini belirlemek için, farklı bölgelerden alınan 8 farklı tür kayaç laboratuvar ortamında teste tabi tutulmuştur. Bu kayaçlardan boyut etkisini belirlemek için farklı boyutlarda (6, 7, 8, 10, 12 ve 15 cm) küp numuneler hazırlanmıştır. L ve N tipi Schmidt yüzey sertlik deneyi ISRM (1981)'e göre gerçekleştirilmiş ve elde edilen veriler farklı değerlendirme metodlarına göre irdelenerek numune boyutunun L tipi Schmidt yüzey sertliği üzerinde önemli etkisi olmasına rağmen N tipi Schmidt yüzey sertliği üzerinde önemli etkisi olmadığı görülmüş ve L tipi için en uygun numune boyutu belirlenmiştir.

Anahtar sözcükler: Schmidt yüzey sertliği, numune boyutu, kaya

ABSTRACT: The Schmidt hammer has been commonly used device for hardness determination and for predicting the mechanical properties of rocks since it is a quick and inexpensive. Testing is most commonly performed following the ISRM and ASTM standards. ISRM (1981) suggested that block edge length should have at least 6 cm, while ASTM (2005) indicated at least 15 cm. In this study, in order to analyze the effect of sample size on Schmidt rebound hardness property of rocks, rock samples were collected from 8 various locations and tested in the laboratory. Cubic samples having different edge dimensions of 6, 7, 8, 10, 12 and 15 cm were prepared. In the laboratory, L and N type Schmidt hammer tests were conducted according to the suggested procedure by ISRM (1981) together with different methods of recording SRH. By evaluating the measured data, it is showed that although size of cubic samples significantly affects the L type Schmidt rebound hardness values, size of cubic samples do not significantly affects the N type Schmidt rebound hardness values. Optimum sample size for consistent hardness value was determined for L type Schmidt hammer.

Key words: Schmidt rebound hardness, sample size, rocks



1. GİRİŞ

1. INTRODUCTION

Schmidt çekici ilk olarak 1948’li yıllarında betonların yüzey sertliğini belirlemek için geliştirilmiştir (Schmidt, 1951). Daha sonra ise, 1960 yıllarının başından itibaren kayaçların ve doğal malzemelerin yüzey sertliğini belirlemede de kullanılmaya başlanmıştır (Goudie, 2006; Aydın ve Basu, 2005; Eberhardt, 2004; Yılmaz ve Sendir, 2002). Schmidt darbe çekici kayaçların mekanik özelliklerinin tahmin edilmesinde yaygın olarak kullanılan ucuz ve hızlı bir yöntemdir (Aydın ve Basu, 2005). 0-100 arasında bir skalaya sahip olan Schmidt çekici ile kaya birimlerinin sertlikleri yerinde ve/veya laboratuvarında oldukça kolay bir şekilde belirlenebilmektedir (Ceylanoğlu vd., 1999). Schmidt çekici ile kayaçların yüzey sertlik değeri belirlenmekte ve bu sertlik değeri ile tek eksenli basınç dayanım değeri tahmin edilebilmektedir. (Basu ve Aydın, 2004). Çekicin pistonu kayaç yüzeyine dik veya yatay konumda olacak şekilde yavaşça bastırılır ve çekicin içindeki yaydan geri tepme sesi geldiği anda, çekicin gövdesi üzerindeki gösterge sabitleme tuşuna basılarak, geri sıçrama değeri çekicin gövdesindeki skaladan sertlik değeri olarak belirlenir. Elde edilen okumalar değerlendirme metotlarına göre irdelenerek kayaçların yüzey sertlik değerleri belirlenmiş olur.

2. ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR

2. PREVIOUS WORKS

Literatürde Schmidt çekici sertlik değeri genellikle kayaçların tek eksenli basınç dayanımı tahminlerinde kullanılmakla beraber Kahraman vd, (2002), Büyüksağış ve Göktan, (2006) yaptıkları çalışmalarda bazı özel uygulamalarda da sıklıkla kullanıldığını belirtmişlerdir. Kullanılan uygulamalar; kaya süreksizliklerinin değerlendirilmesi, tavan kontrolleri, tünel açma makinelerinin performanslarının belirlenmesinde, delici makinelerin ilerleme oranlarını belirlemede, kaya kütle kazılabilirlik sınıflandırmalarında ve agregaların aşınma dirençlerini belirleme olarak sıralanabilir. Özkan ve Bilim (2008) madencilik sektöründe baraj, tünel, açık ocak işletmeciliği ve yeraltı oda-topuk uygulamalarında kaya kalite belirlemelerinde kullanıldığını belirtmişlerdir. 1960’lı yılların başından beri kayaçların tek eksenli basınç dayanımlarını tahmin etme ile ilgili sayısız araştırma yapılmış (Deere ve Miller, (1966); Aufmuth, (1973); Kidybinski, (1980); Sachpazis, (1990); Xu vd., (1990); Gökçeoğlu, (1996); Kahraman vd., (2002); Yılmaz ve Sendir, (2002); Yaşar ve Erdoğan, (2004); Göktan ve Güneş, (2005); Aydın ve Basu, (2005); Büyüksağış ve Göktan, (2006)) ve bu araştırmalardan farklı ampirik eşitlikler elde edilmiştir. Bunun nedeni, kayaçların sertlik indeks değerlerini belirlerken bir takım sınırlamaların olmasıdır. Farklı araştırmacılar tarafından yapılan incelemeler de bu sınırlamalara neden olan genel faktörler; elde edilen verilerin normal dağılım gösterdiklerinin kabul edilmesi, verilerin değerlendirmesinde kullanılan metotlardaki farklılıklar, kayaçların yapısal özelliklerinin ihmal edilmesi (kırık çatlak sistemleri, doku), yüzey pürüzlülüğü, nem içeriği, farklı litolojik birimlerin bir



arada değerlendirilmesi ve numune boyutunun etkisinin ihmal edilmesidir (Gökçeoğlu, (1996); Aydın ve Basu, (2005); Gouide, (2006); Büyüksağış ve Gökten, (2006)). Hukka, (1965) ve Katz vd., (2000) yüzey pürüzlülüğünün ve cıvanın Schmidt sertlik değerini önemli derecede etkilediğini belirlemişlerdir. Ayday ve Gökten, (1992); Aydın ve Basu, (2005) L ve N tipi Schmidt sertlik değerleri arasında yüksek bir ilişki olduğunu açıklamışlardır. Sumner ve Nel, (2002) yaptıkları çalışmalarda nem içeriğinin arttıkça kayaların Schmidt sertlik değerinin azaldığını ve deney numunesinin yaklaşık 25 kg ağırlığa sahip olması gerektiğini belirtmiştir. Aydın, (2008) ölçümü yapılacak blok numune kalınlığının en az 100 mm olması gerektiğini belirtmiştir.

3. ÇALIŞMANIN AMACI

3. PURPOSE OF THE STUDY

Kayaçların Schmidt yüzey sertlik indeksini belirlemede ISRM ve ASTM standartları kullanılmaktadır. ISRM (1981) standardında küp şeklindeki numune boyutunun minimum 6 cm olması gerektiği belirtilirken, ASTM (2005) standardında ise en az 15 cm ve daha büyük numuneler üzerinde deneyin yapılması gerektiği belirtilmektedir. Bu çalışma kapsamında da numune boyutunun Schmidt sertlik indeks değerine etkisini belirlemek için, farklı bölgelere ait 8 farklı tür kayaçtan alınan örnekler laboratuvar ortamında teste tabi tutulmuştur. Boyut etkisini belirlemek için 6, 7, 8, 10, 12 ve 15 cm boyutunda küp numuneler üzerinde deneyler gerçekleştirilmiştir. Elde edilen veriler farklı değerlendirme metotlarına göre irdelenerek numune boyutunun Schmidt yüzey sertliği üzerinde önemli etkisinin olduğu görülmüş ve kararlı Schmidt sertlik değeri için en uygun numune boyutu belirlenmeye çalışılmıştır.

Daha önce yapılan çalışmalarda numune boyutuna bağlı olmadan elde edilen sonuçlardan kayaçların mekanik özellikleri tahmin edilmeye çalışılmıştır. Bu nedenle, önerilen, ilişkilerden hangi ilişkinin daha gerçekçi sonuçlar verdiğinin incelenmesi ve Schmidt çekicinin bu tür kayaçların özelliklerinin belirlenmesinde kolay bir yöntem olarak uygulanabilirliğinin araştırılması amacıyla bu çalışma gerçekleştirilmiştir.

Bu çalışma kapsamında numune boyutunun Schmidt sertlik değerine etkisini belirlemek için farklı bölgelerden alınan 8 farklı kayaç türünden numuneler hazırlanmıştır (Çizelge 1). Laboratuvar ortamına getirilen numuneler üzerinde deneylerin gerçekleştirilmesi için ISRM (1981)'de belirtilen deney ortamları oluşturulmuştur;

- Deneylerde L tipi (etki enerjisi: 0.74 Nm) ve N tipi (etki enerjisi: 2.207 Nm) schmidt çekiçleri kullanılmıştır,
- Deneyler stabil bir zemin üzerinde bulunan 20 kg ağırlığa sahip çelik parça üzerinde gerçekleştirilmiştir,



- Deneyler kenar uzunlukları 6 cm'den 15 cm'ye kadar değişen küp numuneler üzerinde yapılmıştır,
- Bütün numuneler havada kuru ve yüzeyleri pürüzsüz hale getirilmiştir
- Deneylerde Schmidt sertlik çekici düşey konumda ($\pm 5^\circ$) kullanılmıştır.

Çizelge 1. Kullanılan kayaç türleri

Table 1. Details on rocks tested.

Kayaç Adı	Kayaç tipi	Kayaç Sınıfı
Andezit	Andezit	Magmatik
Burdur Bej	Kireçtaşı	Sedimanter
Muğla Sarılı	Mermer	Metamorfik
Muğla Grili	Mermer	Metamorfik
Bucak Traverten	Traverten	Sedimanter
Cappucino Bej	Kireçtaşı	Sedimanter
Limra	Kireçtaşı	Sedimanter
Denizli Traverten	Traverten	Sedimanter

4. VERİLERİN DEĞERLENDİRİLMESİ

4. EVALUATION of DATA

Kayaçların Schmidt sertlik çekici ile yüzey sertlik verilerinin değerlendirilmesinde farklı araştırmacılar tarafından farklı değerlendirmeler yapılmıştır. Bu çalışmada kullanılan değerlendirme metotları aşağıda verilmiştir.

ISRM (1981) kayaç yüzeyinde en az piston çapı kadar farklı aralıklar da 20 ayrı noktadan okuma yapılması ve en yüksek 10 değerlerin ortalamasının Schmidt sertlik değeri olarak alınması.

Hucka (1965) numune üzerinde seçilen bir noktada 10 vuruş yaparak en yüksek değerlerin Schmidt sertlik değeri olarak seçilmesi.

Poole and Farmer (1980) tek bir nokta üzerinde 5 okuma yapılarak en yüksek değerlerin seçilmesi ve deneyin 3 farklı noktada yaparak en yüksek değerlerin ortalamasının Schmidt sertlik değeri olarak alınması.

Bu amaçla farklı bölgelerden alınan örnekler üzerinde L ve N tipi Schmidt sertlik çekici testi uygulanmış ve test sonuçları ISRM, Hucka ve Poole-Farmer yöntemlerine göre yorumlanarak,

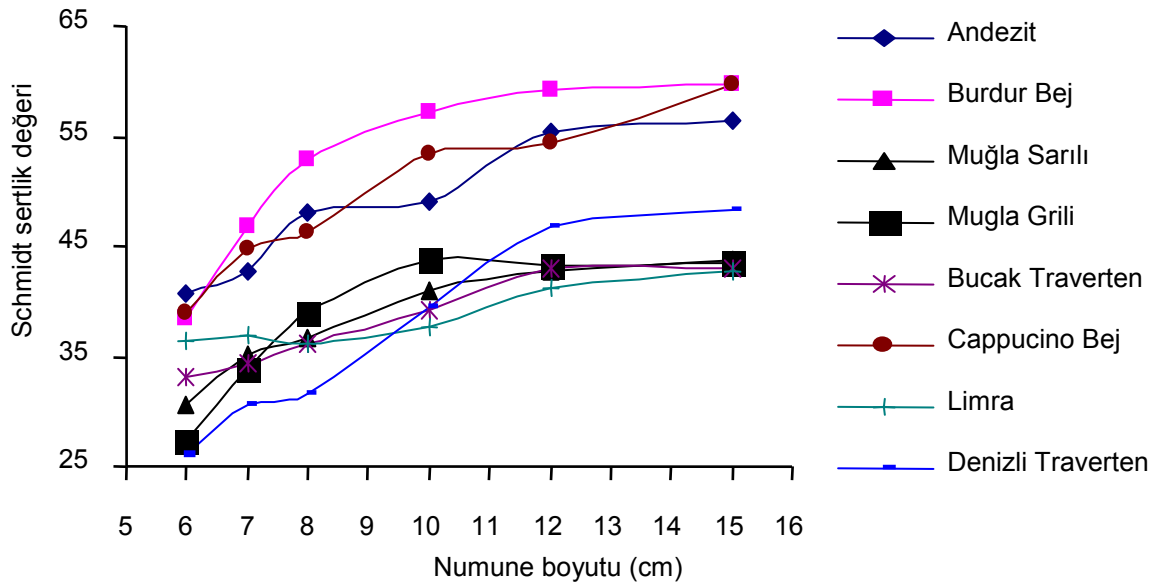


verilerin metotlara göre değerlendirilmesinden kaynaklanan farklılıklar ve optimum numune boyutu belirlenmeye çalışılmıştır.

4.1. L Tipi Schmidt Çekici ile Numune Boyutunun Etkisinin Belirlenmesi

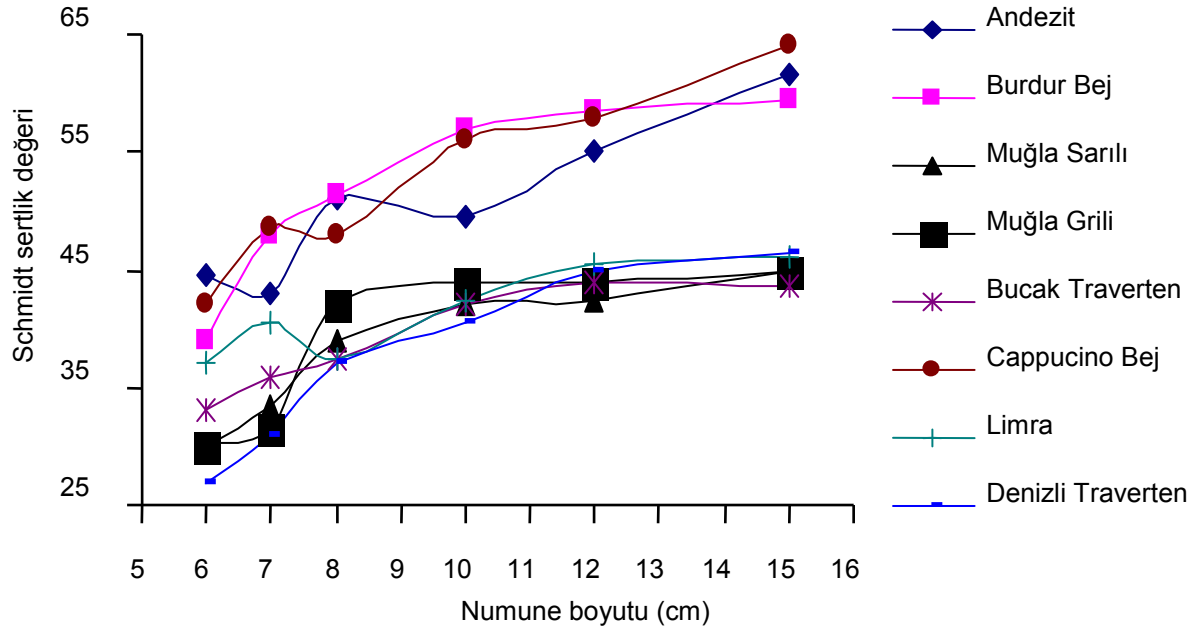
4.1. Investigation Into the Effect of Sample Size with L type Schmidt Hammer

Numune boyutunun L tipi Schmidt sertlik değeri üzerindeki etkisini belirlemek için farklı kalınlıklardaki (6, 7, 8, 10, 12 ve 15 cm) küp numunelerden her bir boyut için 4'er adet numune hazırlanarak deneyler gerçekleştirilmiştir. Elde edilen veriler farklı değerlendirme metotlarına göre grafiksel olarak irdelenmiştir (Şekil 1-3). ISRM, Hucka ve Pole-Farmer yöntemlerine göre Schmidt sertlik değeri ile numune boyutu arasındaki ilişkiler grafiksel olarak incelendiğinde, 3 farklı değerlendirme yöntemi için de; numune boyutunun arttıkça Schmidt sertlik değerinin doğrusal olarak arttığı ve 11 cm kalınlıktan sonra ise sertlik değerinin hemen hemen sabit kaldığı görülmektedir. Dolayısıyla, 11 cm'lik küp numune boyutu minimum numune boyutu olarak belirlenmiştir. Bu kritik boyutu belirlemek için numune boyutuna bağlı olarak artan Schmidt sertlik değerlerinden bir doğru geçirilmiştir. Daha sonra ise numune boyutuna bağlı olarak değişmeyen schmidt sertlik değerlerinden yatay doğru çizilerek; doğruların kesiştiği nokta kritik nokta olarak alınmıştır. Bu durum Şekil 4'de sembolik olarak gösterilmiştir. 8 farklı kayaç için 3 farklı değerlendirme metoduna göre yapılan kritik boyut değerleri Çizelge 2'de verilmiştir. Bu çizelgeden elde edilen sonuca göre kayaçların Schmidt sertlik değerlerini belirlemek için küp numune boyutunun en az 11 cm olması gerektiği belirlenmiştir.



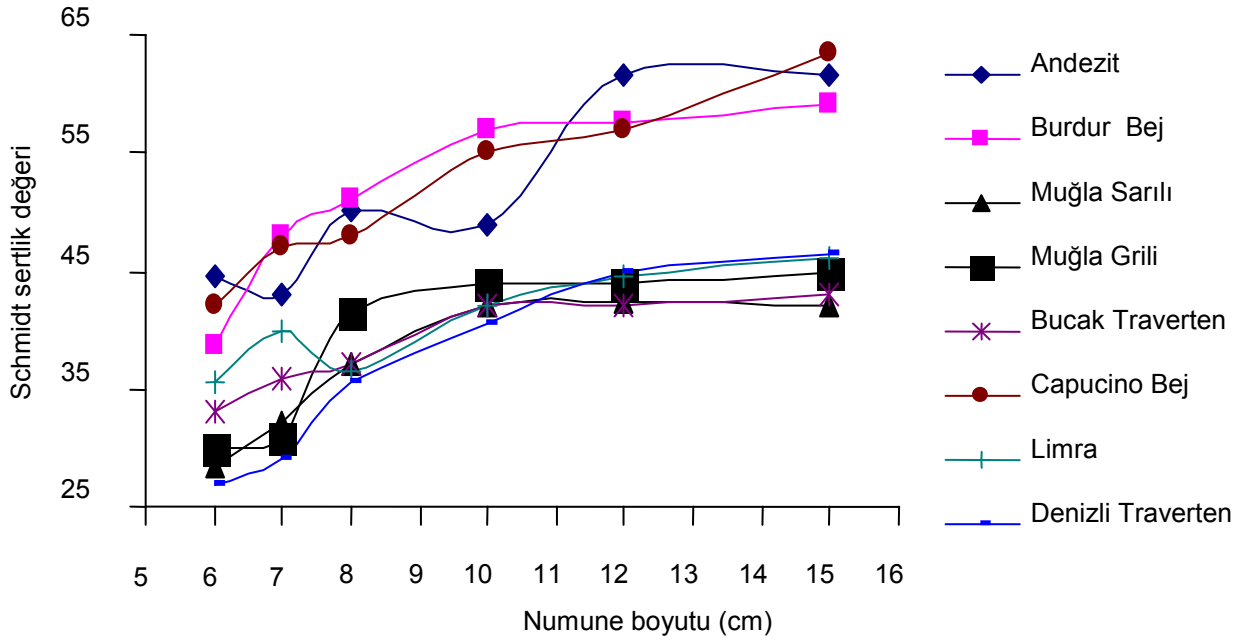
Şekil 1. Numune boyutu ile L tipi Schmidt sertlik değeri arasındaki ilişki (ISRM).

Figure 1. Sample size vs L type Schmidt rebound hardness according to ISRM.



Şekil 2. Numune boyutu ile L tipi Schmidt sertlik değeri arasındaki ilişki (Hucka)

Figure 2. Sample size vs L type Schmidt rebound hardness according to Hucka.



Şekil 3. Numune boyutu ile L tipi Schmidt sertlik değeri arasındaki ilişki (Poole-Farmer).

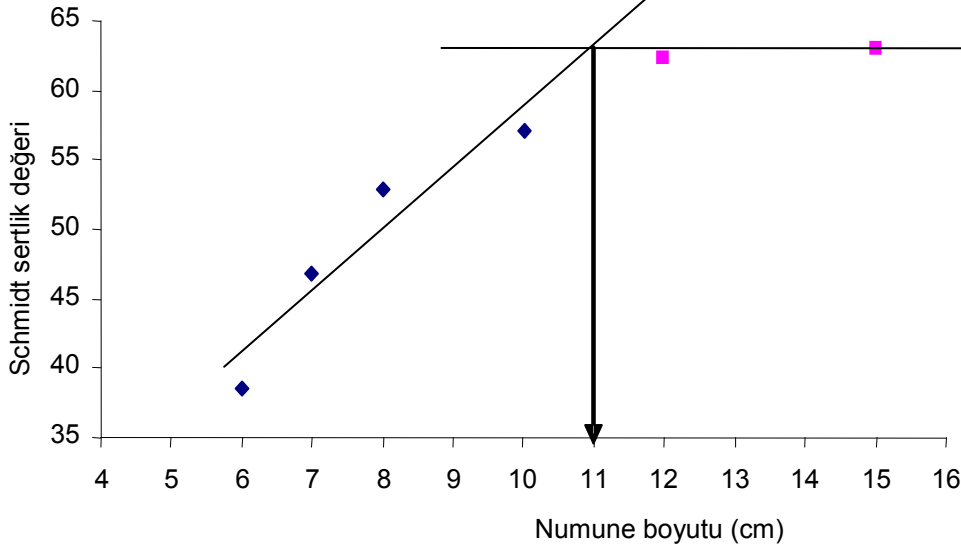
Figure 3. Sample size vs L type Schmidt rebound hardness according to Poole-Farmer.



Çizelge 2. Farklı değerlendirme metotlarına göre kritik kübik numune boyutları

Table 2. Critical cubic sample size according to different test procedures.

Kayaç Adı	Değerlendirme Yöntemi		
	ISRM	Hucka	Poole-Farmer
Andezit	12,5	12	12
Burdur Bej	10	10	10,2
Mugla Sarılı	10,7	10,2	10
Mugla Grili	9,8	10	10
Bucak Traverten	12,5	11	10,5
Cappucino Bej	10,5	11	11
Limra	12	13,5	12,5
Denizli Traverten	12,3	11,2	11,2
Ortalama	11,29	11,11	10,93



Şekil 4. Kritik numune boyutunun belirlenmesinde uygulanan yöntem.

Figure 4. Method for critical sample size determination.

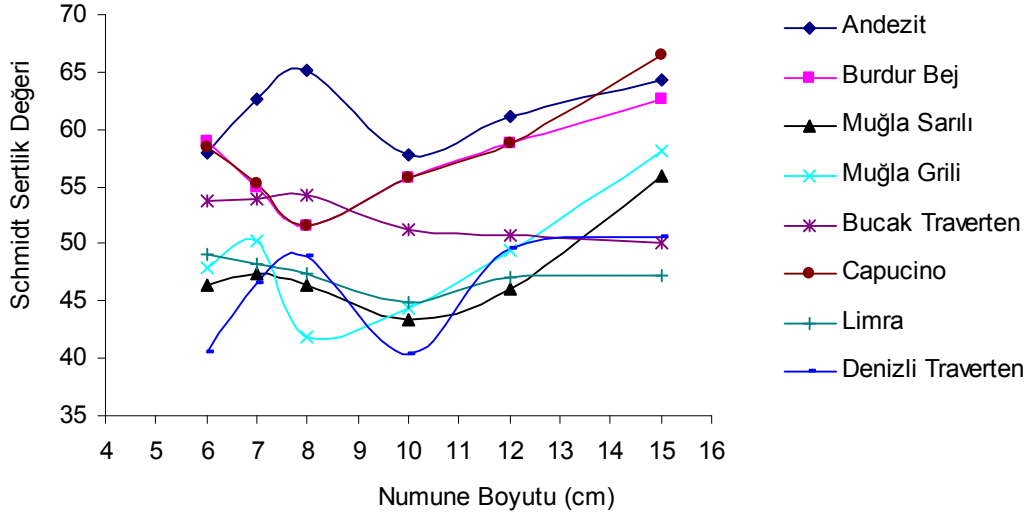
4.1. N Tipi Schmidt Çekici ile Numune Boyutunun Etkisinin Belirlenmesi

4.1. Investigation Into the Effect of Sample Size with N type Schmidt Hammer

Numune boyutunun N tipi Schmidt sertlik değeri üzerindeki etkisini belirlemek için farklı kalınlıklardaki (6, 7, 8, 10, 12 ve 15 cm) küp numuneler üzerinde yapılan deneylerde, elde edilen veriler ISRM, Hucka ve Pole-Farmer metotlarına göre grafiksel olarak incelenmiştir (Şekil 5-7). ISRM, Hucka ve Pole-Farmer yöntemlerine göre N tipi Schmidt çekici sertlik değeri ile numune boyutu arasındaki ilişkiler grafiksel olarak incelendiğinde, 3 farklı değerlendirme yöntemi için de; numune boyutu arttıkça Schmidt sertlik değerlerinde önemli bir artış olmadığı sertlik değerinin hemen hemen sabit kaldığı görülmektedir. Dolayısıyla, N tipi Schmidt çekici ile

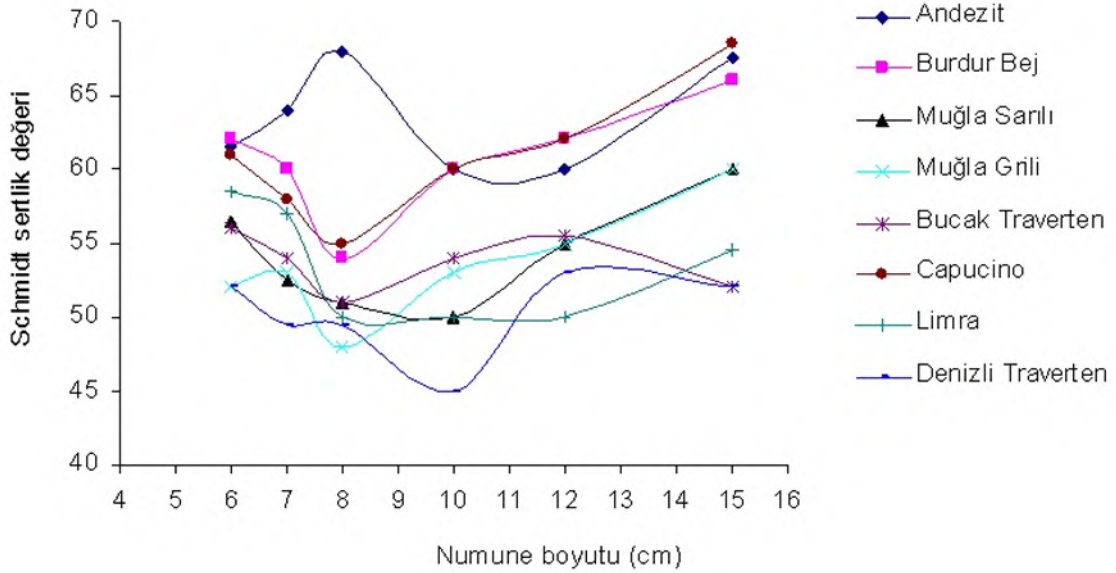


sertlik değerleri belirlenirken numune boyutunun L tipine göre önemli bir etkisi olmadığı görülmüştür.



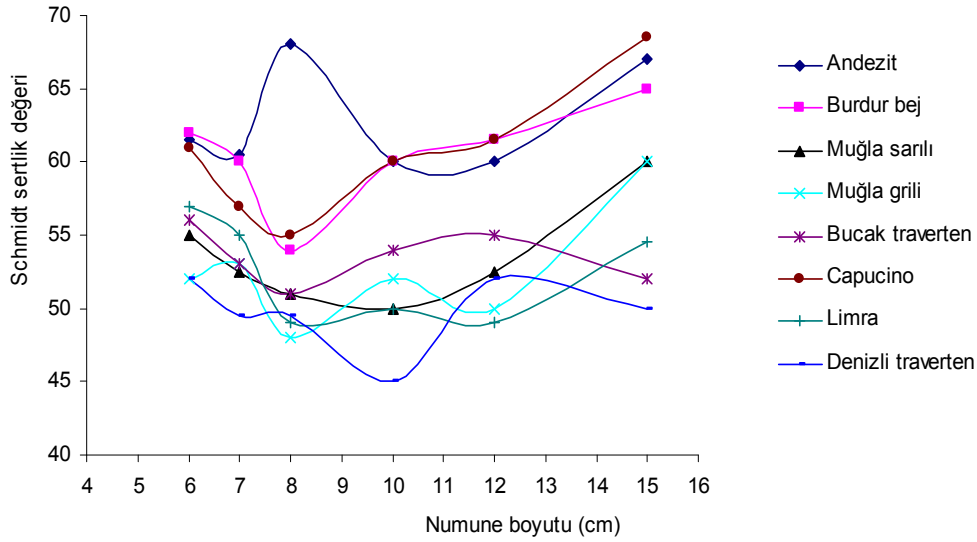
Şekil 5. Numune boyutu ile N tipi Schmidt sertlik değeri arasındaki ilişki (ISRM).

Figure 5. Sample size vs N type Schmidt rebound hardness according to ISRM.



Şekil 6. Numune boyutu ile N tipi Schmidt sertlik değeri arasındaki ilişki (Hucka) .

Figure 6. Sample size vs N type Schmidt rebound hardness according to Hucka.



Şekil 7. Numune boyutu ile N tipi Schmidt sertlik değeri arasındaki ilişki (Poole-Farmer).

Figure 7. Sample size vs N type Schmidt rebound hardness according to Poole-Farmer.

5. SONUÇLAR

5. CONCLUSIONS

Bu çalışmada L ve N tipi Schmidt çekici sertlik değerlerinin numune boyutuna bağlı olarak ve farklı değerlendirme metotlarına göre nasıl değiştiği belirlenmiştir. Farklı boyutlarda küp numuneler üzerinde yapılan incelemeler sonucunda kayaçların Schmidt çekici (L tipi) sertlik değerlerinin belirlenmesi için gerekli numune boyutu ISRM (1981)'de belirtilen numune boyutundan farklı bir değer olarak belirlenmiştir. Başlangıçta numune boyutu arttıkça kayaçların Schmidt sertlik değerlerinde de bir artış olduğu daha sonra ise hemen hemen sabitlendiği görülmüştür. Yapılan deneyler sonucunda; elde edilen verilerin grafiksel analizlerine göre kayaçların Schmidt sertlik değerlerini belirlemek için küp numune boyutunun en az 11 cm olması gerektiği belirlenmiştir.

Kayaçların N tipi Schmidt sertlik değerlerinin numune boyutuna bağlı olarak nasıl değiştiği diğer bir inceleme konusu olmuştur. Yapılan deneyler sonucunda boyutun sertlik değerine L tipi Schmidt çekicide önemli bir etkisi olmasına karşın N tipi Schmidt çekicide önemli bir etkisi



olmadığı görülmüştür. Fakat L ve N tipi Schmidt sertlik değerleri kıyaslandığında ise L tipi çekiç ile kritik boyuttan sonra elde edilen sertlik değerlerinin N tipi çekiç ile elde edilen sertlik değerlerine çok yakın olduğu belirlenmiştir.

Bu çalışma sonucunda; standart L tipi Schmidt çekici sertlik ölçümlerinde kullanılması gereken küp numune boyutunun en az 11 cm olması gerektiği ortaya çıkmaktadır. Böylece kayaçların Schmidt sertlik değerlerini belirlerken numune boyutundan kaynaklanan farklılıklara çözüm getirilerek, kayaçların diğer mekanik özelliklerinin tahmin edilmesinde güvenilir sonuçlar elde edilmesi sağlanacaktır.

6. KAYNAKLAR

6. REFERENCES

- ASTM. Standard test method for determination of rock hardness by Rebound Hammer Method, 2005. D 5873-05.
- Aufmuth RE. A systematic determination of engineering criteria for rock. Bull Assoc Eng Geol 1973;11:235–45.
- Ayday C, Goktan RM. Correlations between L and N-type Schmidt hammer rebound values obtained during field testing. In: Proc int symp rock characterization, EUROCK '92, Chester, UK, 1992. p. 47 50.
- Aydin A, Basu A. The Schmidt hammer in rock material characterization. Eng Geol 2005;81:1–14.
- Aydin A. ISRM Suggested method for determination of the Schmidt hammer rebound hardness: Revised version. Int J Rock Mech Min Sci., doi:10.1016/j.ijrmms.2008.01.020.
- Basu A., Aydin A. A method for normalization of Schmidt hammer rebound values. Int J Rock Mech Min Sci 2004;41:1211-1214.
- Buyuksagis I.S., Goktan R.M. The effect of Schmidt hammer type on uniaxial compressive strength prediction of rock. Int J Rock Mech Min Sci 2007;44:299-307.
- Ceylanoglu A., Arpaz E., Gorgulu K. Hardness determination of some rock units and their relations with other material properties. 16th Mining Congress of Turkey, 1999, ISBN 975-395-310-0.
- Deere DU, Miller RP. Engineering classifications and index properties of intact rock. Tech rep AFWL-TR 65-116, Univ Illinois, 1966.p. 300.
- Eberhardt E. White paper on the Schmidt Hammer and its applicability to landslide investigations. Internal Newsletter of the Multinational Andean Project: Geoscience for Andean Communities Vancouver, Canada, March 2004. Vol. 3 - No. 12.
- Goudie A. S. The Schmidt Hammer in geomorphological research. Progress in Physical Geography 2006;30,6:703–718.



- Gökçeoglu C. Schmidt sertlik çekici kullanılarak tahmin edilen tek eksenli sıkışma dayanımı verilerinin güvenilirliği üzerine bir değerlendirme. Jeoloji mühendisliği, May 1996;48:78–81.
- Göktan RM, Gunes N. A comparative study of Schmidt hammer testing procedures with reference to rock cutting machine performance prediction. Int J Rock Mech Min Sci 2005;42:466–472.
- Hucka V. A rapid method for determining the strength of rocks in-situ. Int J Rock Mech Min Sci 1965;2:127–34.
- ISRM. Rock characterization testing and monitoring ISRM suggested methods, suggested methods for determining hardness and abrasiveness of rocks, Part 3, 1981. p. 101–103.
- Kahraman S., Fener M., Gunaydin O. Predicting the Schmidt hammer values of in-situ intact rock from core sample values. Int J Rock Mech Min Sci 2002;39:395–399.
- Katz O, Reches Z, Roegiers JC. Evaluation of mechanical rock properties using a Schmidt hammer. Int J Rock Mech Min Sci 2000; 37:723–8.
- Kidybinski A. Bursting liability indices of coal. Int J Rock Mech Min Sci 1980;17:167–71.
- Ozkan I, Bilim N. A new approach for applying the in-situ Schmidt hammer test on a coal face. Int J Rock Mech Min Sci doi:10.1016/j.ijrmms.2007.09.012.
- Poole RW, Farmer IW. Consistency and repeatability of Schmidt hammer rebound data during field testing. Int J Rock Mech Min Sci 1980;17:167–171.
- Schmidt E. A non-destructive concrete tester. Concrete 1951;59(8): 34–35.
- Sachapazis Cl. Correlating Schmidt hardness with compressive strength and Young's modulus of carbonate rocks. Bull Int Assoc Eng Geol 1990;42:75–83.
- Sumner P, Nel W. The effect of rock moisture on Schmidt hammer rebound: tests on rock samples from Marion Island and South Africa. Earth Surf. Process. Landforms 2002;27:1137–1142.
- Xu G, Grasso P, Mahtab A. Use of Schmidt hammer for estimating mechanical properties of weak rock. In: Proc 6th int IAEG cong 1990. Rotterdam: Balkema. p. 511–9.
- Yasar, E., Erdogan, Y. Estimation of rock physiomechanical properties using hardness methods. Eng. Geol. 2004;71:281–288.
- Yilmaz I., Sendir H. Correlation of Schmidt hardness with unconfined compressive strength and Young's modulus in gypsum from Sivas (Turkey). Eng Geol 2002;66:211–219.



RECOMMENDATIONS FOR DESCRIPTION AND CLASSIFICATION OF WEATHERED ROCKS

AYRIŞMIŞ KAYALARIN TANIMLAMASI VE SINIFLAMASI İÇİN ÖNERİLER

İ.EGELİ, H. F.PULAT

İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Gülbahçe, İzmir

Öz

Kapadığı alan bakımından; ‘Ayrışmış Kaya Mühendisliği’ bilim dalı ve uygulamaları, ‘Kaya Mühendisliği’ bilim dalı ve uygulamalarının önemli bir kısmını teşkil eder. Zeminlerin aksine, ayrışmış kayaların tanımı ve sınıflandırması ile ilgili uygulamada çalışan mühendislerce çokça kullanılan metod veya standart henüz pek mevcut değildir. Bu makalenin amacı ayrışmış kayaların tanımını eksiksiz yapmak ve sınıflandırmasını daha iyi belirlemek için; basit, basamaklı ve uygulama önerili (yazılı kaideli) bir metodu pratik yapan uygulayıcıların istifadesine sunmaktır. Ayrışmış kayaların doğru tanımlarında ve sınıflandırmalarında kullanılacak terimlerin detayları burada verilmiştir.

Anahtar Kelimeler: *Ayrışmış kayaları tanımı ve sınıflandırmaları, metamorfik (dönüşüme uğramış) ve metatortul kayalar*

Abstract

‘Weathered Rock Engineering’ science and practice constitutes a significant portion of ‘Rock Engineering’ science and practice, in terms of its scope. Unlike soils, there is yet no widely used or standardized procedure for description and classification of weathered rocks to be used by the practising engineers. The aim of this paper is to present a simple, stepwise and prescriptive (with laid down rules) procedural metod to be followed by the practitioners, so that weathered rocks are more thoroughly described and better classified. Details of terms to be used and included in proper descriptions and clssification of weathered rocks are provided herein.

Keywords: *Description and classification of; weathered rocks , metamorphic and metasedimentary rocks.*

⁽¹⁾ İYTE – Civil Engineering Department, Urla-İzmir,

⁽²⁾ İYTE – Civil Engineering Department, Urla-İzmir



- 1. Introduction: Types of Weathering Processes-** Weathering is the process of alteration and breakdown of rocks, soils at and near the Earth's surface by either chemical decomposition (Fig.1) or by physical disintegration (Fig.2).

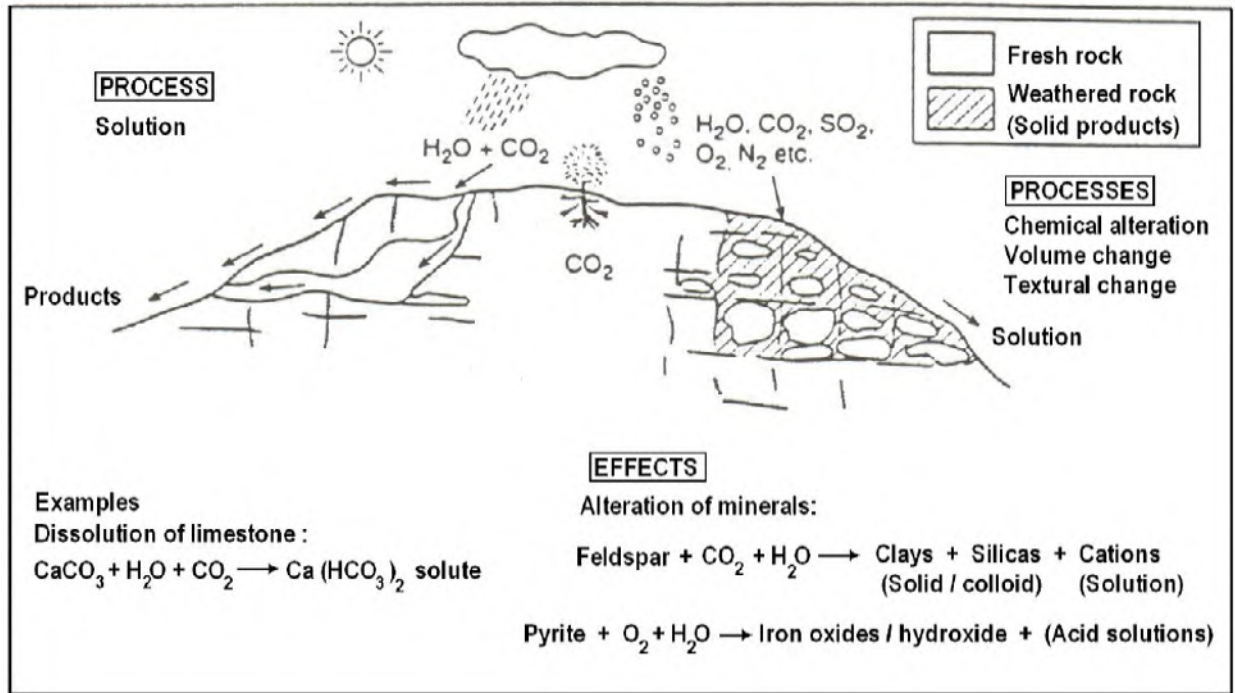


Fig:1 Processes of chemical weathering

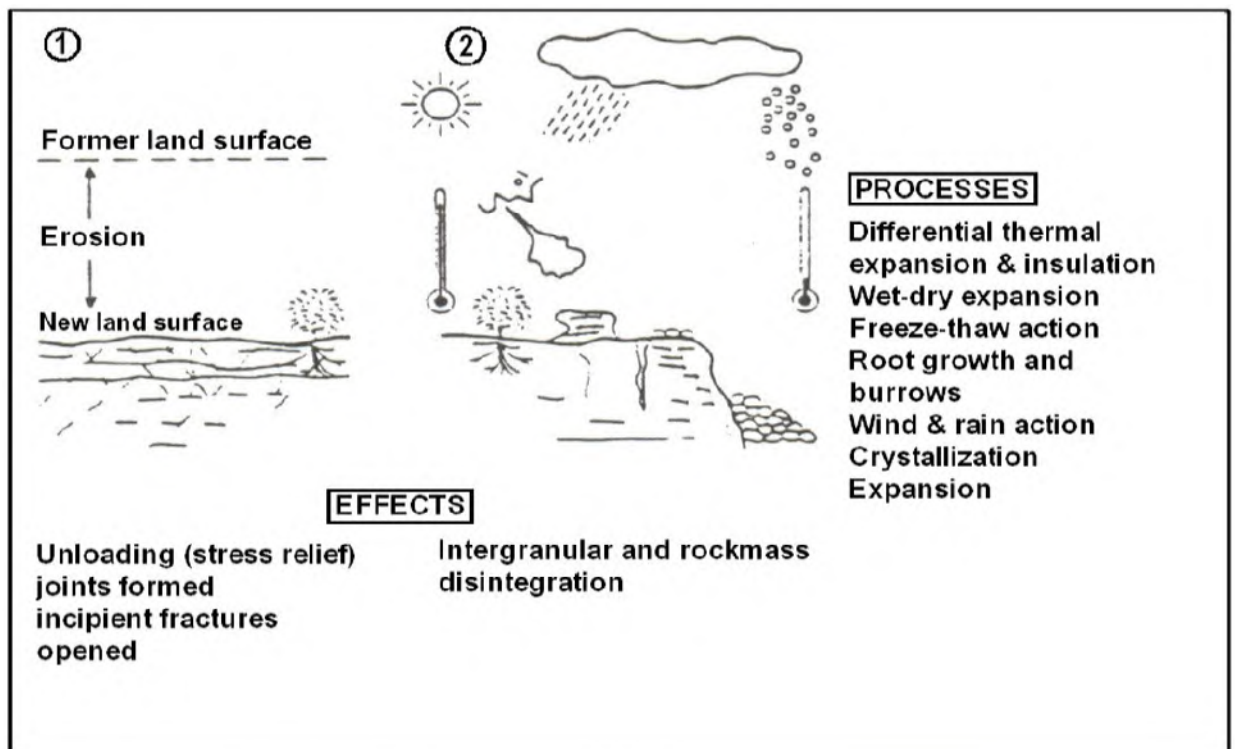


Fig:2 Processes of physical weathering



For classifying soils; a most widely used method is the Unified Classification System (UCS, by ASTM 2497-06), which is later modified as USCS-M (Egeli, 2008) regarding fine grain sizes, such as silt and clay, as shown in Table:1.

TABLE 1: Comparison of Grain Boundaries (mm) in Major Soil Classification Systems.

Soil Type	UCS (ASTM D2497-06)	USCS-M (Egeli, 2008)
Cobble	75 (mm)	> 75 (mm)
Gravel	75-2	75 - 2
Sand	2 - 0,075	2 - 0,075
Silt	0,075 - 0,005	0,075 - 0,002
Clay	0,005 - 0,001	0,002 - 0,001
Colloid	< 0,001	< 0,001

Information about how to assess and describe consistency of granular and cohesive soils are given in Tables 1 and 2.

TABLE 2: Consistency of Granular Soils

Descriptive Term	Typical Dry Density KN/m ³	Saturated SPT-N	Relative Density (%)
Very Loose	< 1450	< 4	< 15
Loose	1450 - 1600	4 - 10	15 - 35
Med. Dense	1600 - 1750	10 - 30	35 - 65
Dense	1750 - 1925	30 - 50	65 - 85
Very Dense	> 1925	> 50	> 85

TABLE 3: Consistency of Cohesive Soils

Descriptive Term	Undrained Shear Strength (KPa)	
	Other Standarts *	Recommended by Author
Very Soft	< 20	15
Soft	20 - 40	15 - 25
Firm	40 - 75	25 - 50
Stiff	75 - 150	50 - 100
Very Stiff	150 - 300	100 - 200
Hard	> 300	> 200

Steps to properly describe and classify weathered rocks are described in Table 4, 5 and in Fig.3, where reference is made to Tables:6-9 for descriptions to be made regarding general purposes, uniform-textured weathered rocks, heterogeneous textured weathered rocks and for both uniform and heterogeneous textured weathered rock masses, as well as structure-general aspects, such as; defects, inhomogeneity and voids.


TABLE 4: STEPS TO DESCRIBE AND CLASSIFY WEATHERED ROCKS

PRACTICAL APPROACH TO DESCRIBE AND CLASSIFY WEATHERED ROCKS

STEP 1: FACTUAL DESCRIPTION OF WEATHERING

Standard descriptions should always include comments on the degree, extent and nature of any weathering effects at material or mass scales. This may allow subsequent classification and provides information for separating rock into zones of like character. Typical indications of weathering include:

- Changes in colour
- Reduction in strength
- Changes in fracture state
- Presence, character and extent of weathering products

These features should be described using standard terminology, quantified as appropriate, together with non-standard 'English' descriptors as necessary to describe the results of weathering. At the mass scale, the distribution and proportions of the variously weathered materials (e.g. corestones vs matrix) should be recorded.

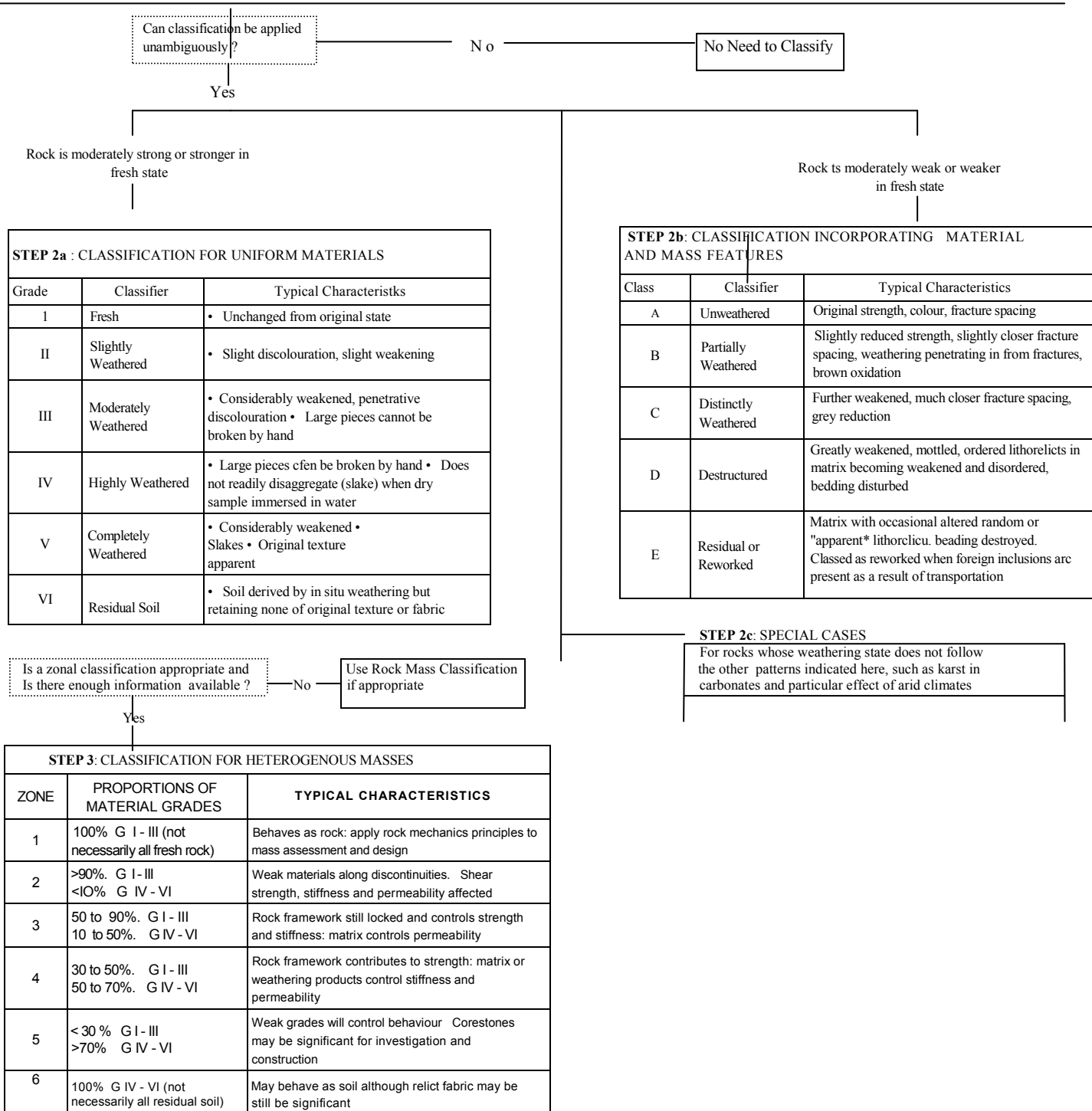




TABLE 5: Factual description of Weathering

Factual Description of Weathering
Application: Full details of the degree, extent and nature of weathering effects should be included in any rock description. It is a mandatory part of the full description and provides information for separating rock into various zones of similar engineering character. If it is uncertain that changes in engineering properties have been caused by weathering, then terms such as “probably” or “possibly” could be used.
Colour and discoloration : Colour and any colour changes should be indicated by using terms e.g. faintly, mediumly, strongly, apart from stating the possible cause of colour changes such as: Weathering alteration etc. Also its extent should be indicated colour change can be described using terms such as faintly discoloured, mediumly discoloured or strongly discoloured; the extent of colour from discontinuities by using terms e.g. locally, penetratively, pervasively etc.
Fracture state: Describe the actual size (length, width) and nature of cracks. Also indicate intensity of cracks/fractures such as “closely spaced becoming very closely spaced with a certain volume of weathered material.
Strength and reduction of strength: Mention if there is any direct or indirect strength measurements including changes attributable to weathering (Example: very weak within weathered zones or generally strong but weak adjacent to weathered discontinuities.
The nature and extent of weathering products: These characteristics should also be quantified where possible using the appropriate terminology and measurement.

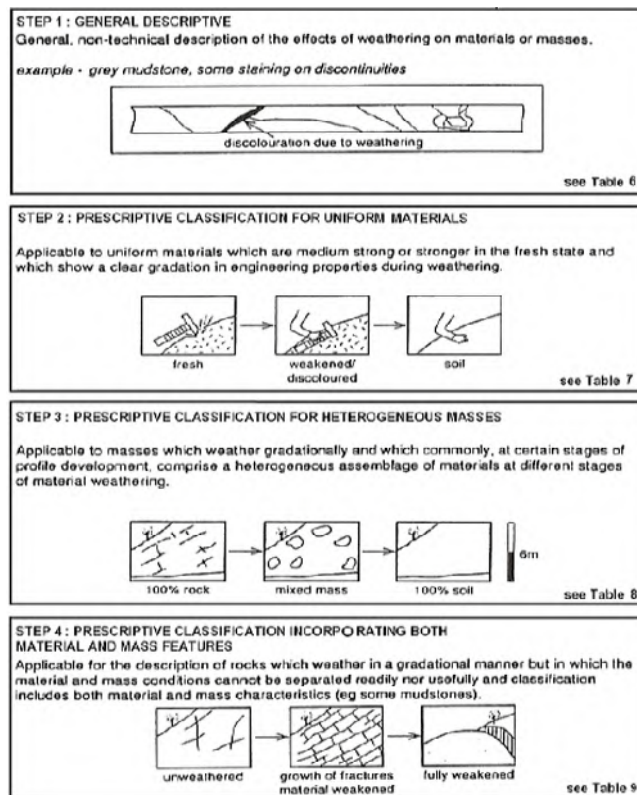


Fig:3 Steps for Prescriptive Classification of Weathered Rocks



TABLE 6: Prescriptive classification for weathered rocks with uniform materials

Grade	Description	Typical characteristics
I	Fresh	* Unchanged from original state
II	Slightly weathered ¹	* Slight discoloration, slight weakening ²
III	Moderately weathered ¹	* Considerably weakened, penetrative discoloration. * Large pieces cannot be broken by hand
IV	Highly weathered ¹	* Large pieces can be broken by hand * Does not readily disaggregate (slake) when dry sample immersed in water.
V	Completely weathered ¹	* Considerably weakened ² * Slakes in water * Original texture apparent
VI	Residual soil	* Soil derived by <i>in situ</i> weathering but having lost original texture and fabric.

Notes: ¹The general term *Weathered* may be replaced by specific term *Decomposed* or *Disintegrated*, if appropriate.

²Strength changes can be quantified for particular rocks using appropriate index tests such as the Schmidt hammer or point load test.

(This form of classification has been found applicable to many igneous, metamorphic and some sedimentary rocks. In some rocks all grades may not be recognized and it may be appropriate to combine grades II and III and to combine grades IV and V. In such a case the four grades would be: (I) fresh, (II/III) (weakened but cannot be broken by hand), (IV/V) (broken by hand but still has rock texture), (VI) residual soil).

TABLE 7: Prescriptive Weathering classification for Heterogeneous Masses

Zone	Guideline Proportions of Material Grades	Typical Characteristics
1	100% Material Grades I-III) (not necessarily all fresh rock)	Behaves as rock; apply rock mechanics principles to mass assessment and design
2	> 90% Material Grades I-III < 10% Material Grades IV-VI	Weak materials along discontinuities. Shear strength, stiffness and permeability affected
3	50 to 90% Material Grades I-III 10 to 50% Material Grades IV-VI	Rock framework still locked and controls strength and stiffness; matrix controls permeability
4	30-50% Material Grades I-III 50 to 70% Material Grades IV-VI	Rock framework contributes to strength; matrix or weathering products in discontinuities control stiffness and permeability
5	< 30% Material Grades I to III 70 to 100% Material Grades IV-VI	Weak grades will control behaviour. Corestones may be significant for investigation and construction
6	100% Material Grades IV to VI (not necessarily all residual soil)	May behave as soil although relict fabric may still be significant

Notes: 1. Full description needs an estimation of percentages of different material weathering grades with size, shape and their distribution.

2. The principles used to separate weathered zones is useful for differentiating engineering zones of other heterogeneous masses which owe their variability to the lithological differences and where it is impractical to describe each lithological member individually.



TABLE 8 : Prescriptive Weathering classification Incorporating material and mass features

Class	Descriptor	Typical Characteristics
A	Unweathered	Original strength, colour, fracture spacing
B	Partially Weathered	Slightly reduced strength, slightly closer fracture spacing, weathering penetrating in from fractures, brown oxidation
C	Distinctly Weathered	Further weakened, much closer fracture spacing, grey reduction
D	Destructured	Greatly weakened, mottled, lithorelicts ¹ in matrix becoming weakened and disordered, bedding disturbed.
E	Residual or reworked	Matrix with occasional altered random or 'apparent lithorelicts, bedding destroyed. Classed as reworked when foreign inclusions are present as a result of transportation

Notes: ¹ Apparent lithorelicts may have similar strength to the matrix but are visible as part of fabric.

TABLE 9: Structure (general) aspects

Structure (general aspects)	
Term	Identification
Defects	
Intact	Structure less, no defects identified.
Fissured	Soil contains defects which may be open or closed, stained or unstained and of variable origin (eg shrinkage or relict rock defects in residual soils).
Slickensided	This term qualifies other terms (eg fissured) to describe surfaces which are smooth or glassy and striated. Often indicates displacement.
Shattered	Very close to extremely closely spaced defects resulting in gravel sized soil fragments which are usually stiff to very stiff and difficult to break down. Often associated with heaving soils.
Inhomogeneities	
Layer	Continuous zone across exposure or sample
Lens	Discontinuous layer of different material, with lenticular shape
Pocket	Irregular inclusion of different material
Bedded, Laminated, Foliated etc.	These and other accepted geological terms may be used to describe sedimentary structure in transported soils and relict structure in extremely weather rocks.
Voids	
Pinholed	Pinhole size voids or pores (< 2 mm) which may require a hand lens to identify. Often indicative of potentially collapsible and/or dispersive soil types
Honeycombed	Similar to pinholes but voids and pores > 2 mm. (Pore size may be specified in mm). Often associated with weathered and leached rocks. Often indicates potentially collapsible and/or dispersive soils.



Details on other particular aspects of structure, such as; distinctiveness, bedding and defects spacing, cementation, grain size classification (rocks), texture/fabric/structure origin are given in Tables:10-14.

TABLE 10: Distinctiveness of Structure

Distinctiveness of Structure		
Defects	Terms	Inhomogeneities
Structureless, no defects identified.	Intact	-
Poorly formed, closed, barely visible until disturbed.	Faint or Indistinct	Barely visible, unclear
Well formed and visible, but closed to slightly open.	Distinct	Clear, but not sharp
Well formed and open	Very Distinct	Clear, very sharp defined

TABLE 11: Bedding and Defects Spacing

Bedding and Defects Spacing (Soil or Rock)			
Bedding		Spacing	Defects
Bedded	Very Thick	> 2 m	Very wide
	Thick	0.6 to 2 m	Wide
	Medium	0.2 to 0.6 m	Medium
	Thin	60 mm to 200 mm	Close
	Very Thin	20 mm to 60 mm	Very Close
Laminated	Laminated	6 mm - 20 mm	Extremely Close
	Thin Laminated	< 6 mm.	Extremely Close



TABLE 12: Cementation

Cementation	
Term	Test Results
Uncemented	Slakes when immersed in water.
Very weakly cemented	Can be crushed between extended forefinger and thumb (force < 80 N).
Weakly cemented	Cannot be crushed between extended forefinger and thumb but can be crushed between the hands (force 80 - 160 N).
Strongly cemented	Fails under the weight of an average man (80 kg), applied slowly under foot onto a hard surface (160 - 800 N).
Very strongly cemented	Withstands the weight of an average man (80 kg), applied slowly under foot onto a hard surface (> 800 N).

TABLE 13: Grain Size Classification (Rocks)

Grain Size Classification of Rocks			
Grain Size (mm)	Sedimentary Rocks		Igneous / Metamorphic
> 20	RUDACEOUS (GRAVEL SIZE)	COARSE	COARSE
20 – 6		MEDIUM	
6 – 2		FINE	
2 – 0,6	ARENACEOUS (SAND SIZE)	COARSE	
0,6 – 0,2		MEDIUM	
0,2 – 0,06		FINE	
0,06 - 0,002	ARGILLACEOUS (SILT/CLAY SIZE)	VERY FINE	FINE
< 0,002	AMORPHOUS OR CRYPTO-CRYSTALLINE		



TABLE 14: Texture / Fabric / Structure Origin

Texture / Fabric / Structure Origin				
Texture	Fabric	Structure		
		Sedimentary	Metamorphic	Igneous
Crystalline	Homogeneous	Bedded	Cleaved	Massive
Glassy	Anisotropic	Interbedded	Foliated	Flow Banded
Porphyritic		Laminated	Schistose	
Vesicular		Folded	Gneissose	
Amygdaloidal		Graded	Banded	
		Massive	Lineated	
		Slumped, Biotubated		

Subsequent Tables:15 and 16 describe rock material weathering classification (made on core samples) and rock mass weathering grades (made from rock exposures or outcrops), respectively. Finally, descriptions about defects spacing, block size and shape are given in Tables:17-19.

TABLE 15: Rock Material Weathering Classification (made on Cores)

Rock Material Weathering Classification		
Term	Symbol	Definition
Residual soil	RS	Soil developed on extremely weathered rock; the mass structure and substance fabric are no longer evident; there is a large change in volume but the soil has not been significantly transported.
Extremely weathered rock	XW	Rock is weathered to such an extent that it has 'soil' properties, ie it either disintegrates or can be remoulded, in water.
Distinctly weathered rock	DW	Rock strength usually changed by weathering. The rock may be highly discoloured, usually be ironstaining. Porosity may be increased by leaching or may be decreased due to disposition of weathering products in pores.
Slightly weathered rock	SW	Rock is slightly discoloured but shows little or no change of strength from fresh rock.
Fresh rock	FR	Rock shows no sign of decomposition or staining.



TABLE 16: Rock Mass Weathering Grades (made from rock exposures or outcrops)

Rock Mass Weathering Grades	
Grade	Descriptive Terms
IA	Fresh; no visible sign of rock material weathering.
IB	Fresh except for limonite staining on major defect surfaces.
II	Some to all of the rock material is discoloured by slight weathering.
III	Less than half of the rock material is distinctly to extremely weathered. Fresh or slightly weathered rock is present either as a discontinuous framework or as corestones.
IV	More than half of the rock material is distinctly to extremely weathered. Fresh or slightly weathered rock is present either as a discontinuous framework or as corestones.
V	The rock material is extremely weathered with the original mass structure will largely intact.
VI	Refer to soil classification system.

TABLE 17: Defect Persistence

Defect Persistence	
Term	Persistence
Very low	< 1 m
Low	1-3 m
Medium	3-10 m
High	10-20 m
Very High	> 20 m

TABLE 18: Block Size

Block Size	
Term	Block Size
Very large	Greater than 2 m
Large	600 mm to 2 m
Medium	200 mm to 600 mm
Small	60 mm to 200 mm
Very small	Less than 60 mm



TABLE 19: Block Shape

Block Shape	
Term	Block Shape
Blocky	Equidimensional. - 3 approximately orthogonal joint sets with similar spacing.
Tabular	One dimension much less than the other two.
Columnar	One dimension much greater than the other two.
Prismatic	Two dominant orthogonal or parallel joint sets with a third irregular one.
Rhombic	Three or more mutually oblique sets of joints
Irregular	Random joints, low persistence.

Conclusions

A practical prescriptive soil and rock description procedure outlined here aims to standardize such procedures used by practising engineers. This will not only increase quality of engineering works done based on such procedures, but also will reduce potential disputes and lawsuits, based on insufficiencies or misunderstandings, arising from using improper terminology or procedures.

References

1. **ASTM D 2487-06 (2006)** 'Standard Classification of Soils for Engineering Purposes: The Uniform Soil Classification System (UCS)', ASTM, 100 Barr Harbour Dr. PA 19428-2959 USA.
2. **ASTM D 2488-06 (2006)** 'Standard Practice for Description and Identification of Soils: Visual-manual Procedures', ASTM, 100 Barr Harbour Dr. PA 19428-2959 USA.
3. **Egeli, I. (2008)** 'A Possible Modification to the Unified Soil Classification System (UCS) with respect to particle size limits', Technical Paper of an Internal Study, Izmir Institute of Technology, Civil Engineering Dept., Urla-İzmir, 35430.
4. **Hoek, E. (2003)** 'Rock Engineering Course Notes', University of British Columbia, Vancouver, Canada.
5. **Taiwan High Speed Railway Constr. Proj. (2001)** 'Constr. Spec. V.9 part: Soil and Rock Description Procedures', Taipei, Tw.



ATIK CAM VE UÇUCU KÜL KATKILI MACUN DOLGUNUN DAYANIM ÖZELLİKLERİ

STRENGTH PROPERTIES OF PASTE BACKFILL CONTAINING WASTE GLASS AND FLY ASH

Bayram ERÇIKDI, Ferdi CİHANGİR, Ayhan KESİMAL, Hacı DEVECİ

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 61080, Trabzon, Turkey

ÖZ

Son yıllarda, potansiyel olarak zararlı (sülfürlü, siyanürlü vb.) tesis atıklarının dolgu malzemesi olarak yeraltı üretim boşluklarında depolanması, çevresel açıdan artarak önem kazanmaktadır. Dolgunun dayanım kazanımını, atık içerisine genellikle %3-9 oranında ilave edilen bağlayıcı malzeme sağlamaktadır. Bağlayıcı maliyetleri, dolgu işletme giderlerinin önemli bir kısmını teşkil etmektedir. Dolgu işlemlerinde yaygın olarak kullanılan kalsiyumca zengin (Portland Çimento) bağlayıcılar, sülfat atağa karşı dayanıksızdır. Bu nedenle puzolanik özelliğe sahip mineral katkı maddelerinin ikame olarak kullanılması son yıllarda önem kazanmıştır. Bu çalışmada, Portland çimento (PÇ 42.5) yerine belirli oranlarda kısmen (ağırlıkça %30'a kadar) atık cam ve uçucu kül içeren çimentolu macun dolgu örneklerinin kısa ve uzun dönem dayanım özellikleri incelenmiştir. Bu amaçla, sülfür içeriği yüksek maden atıklarından üretilen macun dolgu örnekleri 360 gün kür süresi boyunca belli aralıklarda tek eksenli basınç testine tabi tutulmuştur. Elde edilen deney sonuçlarından, 360 günlük kür süresi sonunda PÇ 42.5 kullanılarak hazırlanan macun dolgu örneklerinde %24.6, PÇ 42.5 yerine ağırlıkça %20 oranında atık cam ve uçucu kül içeren örneklerde ise sırasıyla % 48.4 ve %5.5'lik dayanım kaybı olduğu gözlemlenmiştir. Macun dolgu örneklerindeki dayanım kaybı SEM analizleri ile de doğrulanan ikincil jips minerali oluşumuyla ilişkilendirilebilir. Elde edilen deney sonuçlarından, mineral katkı maddesi olarak PÇ 42.5 yerine kısmen (ağırlıkça %30'a kadar) atık cam malzeme kullanımının sülfür içeriği yüksek atıklardan üretilen macun dolgu için uygun olmadığı anlaşılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Macun dolgu, yapay puzolan, dayanım, sülfat atak

ABSTRACT

In recent years, the placement of potentially hazardous mill tailings (e.g. sulphide and cyanide tailings, in particular) as a fill material into underground mine openings has gained importance for environmental management of such tailings. Binder is added into backfill at a dosage of 3-9% so as to ensure the strength acquisition of backfill. Binder costs are an important part of the backfill's operating costs. Calcium rich binders such as Portland cement, which are extensively used in backfill operations are particularly susceptible to sulphate attack. Therefore, utilization of pozzolanic materials as mineral admixtures in the binder phase has, in recent years, become of practical importance for reducing the binder costs and improving the binder properties. In this



study, the short-and long-term strength properties of cemented paste backfill samples containing waste glass and fly ash as additives in place (up to 30% by weight) of Portland cement (PC 42.5) were investigated. This involved unconfined compressive strength tests that were conducted on paste backfill samples prepared from sulphide-rich-tailings over a curing periods of 360 days. The experimental results have revealed that a strength loss of 24.6% occurred for the paste backfill samples prepared from PC 42.5 alone as the binder following an initial curing period of 56 days. In comparison, the strength losses of the samples containing 20% waste glass and fly ash were determined to be 48.4% and 5.5%, respectively. SEM studies confirmed the formation of the secondary gypsum as the expansive phase, presumably associated with the loss of strength of paste backfill samples. From the current findings, it can be deduced that the waste glass is not suitable for use as a mineral additive in place (up to 30% by weight) of Portland cement (PC 42.5) for the paste backfill sulphide rich tailings.

Key Words: Paste backfill, artificial pozzolan, strength, sulphate attack

1. GİRİŞ

Yeraltı madencilik uygulamalarında macun dolgu yöntemi, oldukça yeni bir teknolojidir. İlk olarak 1980 yılında Almanya'da Grund Madeninde kullanılmış ve başarısından dolayı özellikle Kanada ve Avustralya gibi ülkelerde yaygın olarak uygulanan dolgu yöntemlerinden bir tanesi olmuştur. Hidrolik ve kaya dolgusuna kıyasla düşük işletme maliyeti, cevher zenginleştirme atıklarının tamamının yeraltında depolanabilir olması ve böylece, atık depolama ve rehabilitasyon maliyetlerinin önemli ölçüde azaltılmasına olanak sağlaması sonucu macun dolgu, günümüzde diğer ülkeler tarafından da tercih edilmeye başlanmıştır (Şekil 1).

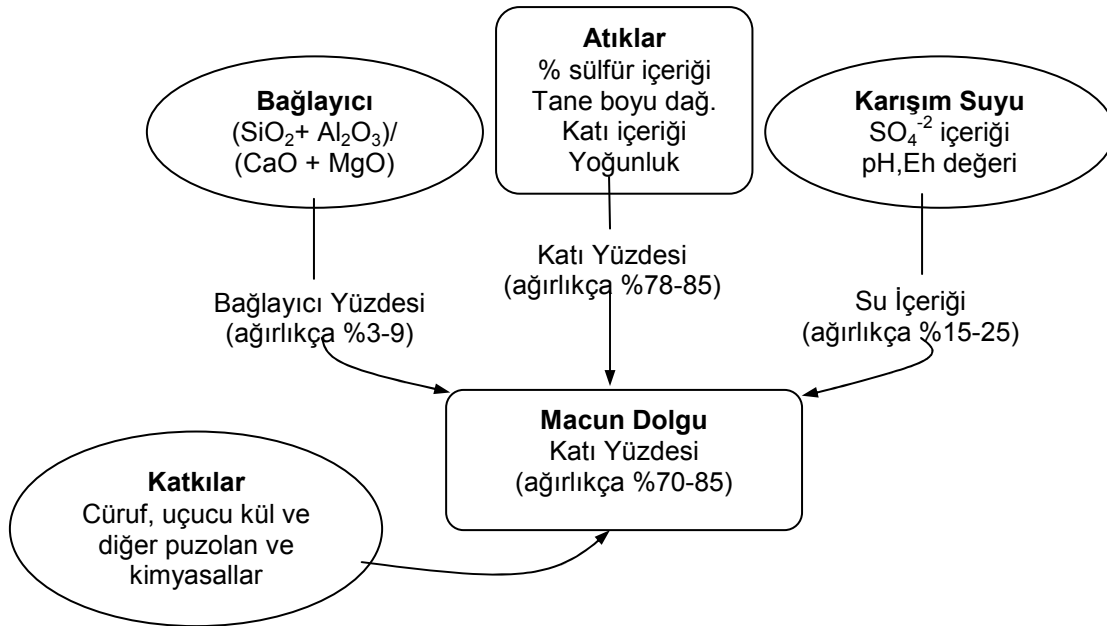


Şekil 1. Dünya'da macun dolgu tesisleri (Landriault, 2006).

Figure 1. Paste backfill plants around the world (Landriault, 2006).



Macun dolgu, atık malzeme (ağırlıkça katı oranı %78-85), bağlayıcı ve suyun başarılı bir karışımı olarak ifade edilmektedir (Şekil 2). Macun dolguyu oluşturan atık, bağlayıcı ve karışım suyunun fiziksel, kimyasal ve mineralojik karakteristikleri dolgunun hem kısa ve uzun dönemdeki dayanım, durabilite ve deformasyon özelliklerini belirlemekte ve hem de yeraltına taşınmasında etkin rol oynamaktadır (Benzaazoua, 1999; Kesimal vd., 2002; Kesimal vd., 2004, Erçikdi vd., 2008a).



Şekil 2. Macun dolguyu oluşturan bileşenlerin şematize gösterimi (Benzaazoua vd., 2002).

Figure 2. Schematic diagram illustrating the different components of paste backfill (Benzaazoua et al., 2002).

Bağlayıcı maliyetleri dolgu işletme giderlerinin önemli bir kısmını teşkil etmektedir. Dolgu işlemlerinde yaygın olarak kullanılan kalsiyumca zengin (Portland Çimento) bağlayıcılar sülfat atağa karşı dayanıksızdır. Bu nedenle son zamanlarda puzolanik özelliğe sahip silis dumanı, uçucu kül, yüksek fırın cürufu ve cam malzeme gibi çeşitli sanayi atığı ürünlerin (yapay puzolanlar) beton ve dolgu teknolojisinde kullanımı yaygınlaşmaktadır. Puzolanların mineral katkı maddesi olarak Portland çimentosu yerine belirli oranlarda kullanımının; i) dolgu ve betonun uzun dönem dayanım ve duraylılığını arttırdığı, ii) atık depolama ve rehabilitasyon maliyetlerini azalttığı, iii) olumsuz çevresel problemleri (tozlanma, tarım ürünlerine zarar verme, çevre kirliliği vb.) önlediği ve iv) radyoaktif ve tehlikeli atıkların (sülfürlü vb.) stabilizasyonunda etkili olduğu belirtilmektedir (Neville, 1997; Mehta ve Monteiro, 1997).

İnce olarak öğütülmüş atık cam malzemenin beton ve dolguda bağlayıcı olarak kullanılan Portland çimentosu yerine belirli oranlarda puzolanik malzeme olarak kullanılabilirliğine yönelik araştırmalar oldukça yenidir (Archibald vd., 1999; Sargeant vd., 2007; Özkan, 2007). Yeterli



miktarda silis içeren ve amorf halde bulunan atık cam malzeme, çok ince öğütüldüğü zaman puzolanik özellik göstermektedir. Bazı araştırmacılar 38 μm altı atık cam tanelerinin yüksek puzolanik özelliğe sahip olduğunu ve Portland çimentosu yerine ağırlıkça %20-30 oranında kısmi olarak kullanılabileceğini belirtmiştir (Shayan ve Xu, 2006). İncelik ve kür sıcaklığındaki artış camın puzolanik etkinliğini arttıran en önemli özelliklerdir (Shi vd., 2005). İnce olarak öğütülmüş atık cam malzemenin çimentoya ilave edilmesinin ortamdaki alkali miktarını arttırdığı ve bu alkalilerin bağlayıcı jeli (C-S-H) oluşumunu hızlandırarak/arttırarak erken kür koşullarında dayanım artışı sağladığı, ancak yüksek alkali miktarının uzun dönemde basınç dayanımını düşürdüğü belirtilmiştir (Jawed ve Skalny, 1978; Shao vd., 2000).

Uçucu kül de Portland çimentosu yerine belirli oranlarda kullanılmakta ve bağlayıcı özelliğe sahip ürünler (C-S-H gibi) oluşturmaktadır. Uçucu kül, kimyasal bileşimine bağlı olarak ASTM C618'e göre 2 sınıfa ayrılmaktadır. Bunlar sırasıyla, i) antrasit ve bitümlü kömürlerden elde edilen ve $\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{Fe}_2\text{O}_3$ (S+A+F) toplamı %70'in üzerinde olan F sınıfı uçucu kül, ii) linyit veya yarı bitümlü kömürlerden elde edilen ve S+A+F toplamı % 50'in üzerinde olan C sınıfı uçucu küldür. C sınıfı uçucu küller yüksek miktarda serbest kireç içermesinden dolayı puzolanik özelliğinin yanında bağlayıcı özelliğe sahiptir.

Bu çalışmada, Portland çimentosu (PÇ 42.5) yerine belirli oranlarda kısmen (ağırlıkça %30'a kadar) ince olarak öğütülmüş atık cam malzeme ve uçucu kül kullanımının sülfür içeriği yüksek atıklardan üretilen macun dolgunun kısa ve uzun dönem dayanım ve duraylılığına etkisi değerlendirilmiştir. Ayrıca, 360 günlük kür süresi sonunda PÇ 42.5 kullanılarak hazırlanan örnekler üzerinde taramalı elektro mikroskop (SEM) incelemesi gerçekleştirilerek ikincil mineral oluşumu ve dolgu yapısı (gözeneklilik, porozite vb.) değerlendirilmiş ve dolgunun dayanım ve durabilite özellikleri ile ilişkilendirilmeye çalışılmıştır.

2. DENEYSEL ÇALIŞMALAR

2.1. Atık Malzeme

Bu çalışmada, bir bakır flotasyon tesisinden temin edilen atıklar kullanılmıştır. Malvern Mastersizer ile yapılan tane boyut dağılımı analizi sonuçlarına göre atıkların, -20 μm malzeme içeriğinin ağırlıkça %40 olduğu görülmüştür. Kimyasal ve mineralojik analizlerde, atığın sülfür içeriğinin yüksek (%26,2 S) ve pirit mineralinin de baskın olduğu saptanmıştır. Kullanılan atıkların detaylı fiziksel, kimyasal ve mineralojik özellikleri konuyla ilgili daha önce yapılan çalışmalarda yer almaktadır (Erçikdi vd., 2008a,b).

2.2. Bağlayıcı Malzeme

Macun dolgu örneklerinin hazırlanmasında bağlayıcı olarak Portland çimentosu (PÇ 42.5), Afşin-Elbistan termik santralinden temin edilen uçucu kül (UK) ve ince olarak öğütülmüş atık cam malzeme (pencere camı-ACM) kullanılmıştır. Örneklerin tamamı %5 çimento oranında



hazırlanmıştır. UK ve ACM bağlayıcı fazı içinde PÇ 42.5 yerine kısmen ağırlıkça %10, 20 ve 30 oranlarında kullanılmıştır. İnce olarak öğütülmüş UK ve ACM'nin TS EN 196-2 ve TS EN 196-6'ya (TS, 2002) göre fiziksel, kimyasal ve mineralojik karakterizasyonu gerçekleştirilmiş ve Çizelge 1'de sunulmuştur.

Çizelge 1. Deneylerde kullanılan bağlayıcıların kimyasal, fiziksel ve mineralojik özellikleri.

Table 1. Chemical, physical and mineralogical properties of binders used in the tests.

Karakteristik	PÇ 42.5 (%)	ACM (%)	UK (%)
Kimyasal bileşim			
SiO ₂	20.31	72.76	12.21
Reaktif SiO ₂	-	46.69	10.83
Al ₂ O ₃	5.93	1.32	6.13
Fe ₂ O ₃	2.82	0.39	2.80
CaO	61.02	8.09	50.56
MgO	1.15	4.38	1.57
SO ₃	2.95	0.12	11.83
Na ₂ O	0.32	10.75	0.09
K ₂ O	1.14	0.05	0.25
TiO ₂	-	0.27	0.69
Serbest CaO	1.14	-	13.86
Kalıntı	1.18	-	-
Kızdırma kaybı	3.78	0.01	13.80
Fiziksel özellikler			
Özgül ağırlık (g/cm ³)	3.01	2.51	2.42
Özgül yüzey alan (cm ² /g)	4345	3318	7950
Öğütme süresi (dakika)	-	180	30
90 µm elekten kalıntı (%)	2.16	13.04	14.99
45 µm elekten kalıntı (%)	15.84	36.62	30.41
Mineralojik bileşim			
C ₃ S = %37.10	Camsı faz		Portlandite,
C ₂ S = %30.30			Ca(OH) ₂
C ₃ A = %10.95			Anhidrat, CaSO ₄
C ₄ AF = %8.57			Kalsit, CaCO ₃
			Kuars, SiO ₂

2.3. Macun Dolgu Örneklerinin Hazırlanması

Homojen olarak karışımı sağlanan (atık malzeme, bağlayıcı ve karışımı suyu) macun dolgu karışımı çapı 10 cm ve yüksekliği 20 cm olan drenajlı silindir örnek kalıplarına dökülmüştür. Hazırlanan macun dolgu örnekleri daha sonra, %80 nemli ortamda, 20°C'de kür amacıyla 360 güne kadar bekletilmiştir. Toplam 168 adet macun dolgu örneğinin tamamı %77 katı oranında ve %5 çimento oranında hazırlanmıştır.

2.4. Tek Eksenli Basınç Dayanımı

Macun dolgu örneklerinin tek eksenli basınç dayanımı, önceden belirlenen kür süreleri sonunda yük kapasitesi 50 kN ve 0.5 mm/dk lık bir yükleme hızına sahip bilgisayar kontrollü basınç ve



deformasyon ünitesinde ASTM (2002) tarafından önerilmiş yöntemle göre belirlenmiştir. Macun dolgu örneklerinin boy/çap oranı 2 olup, örneklerin alt ve üst yüzeyleri deney öncesi düzeltilmiştir. Her bir kür süresi için 3 adet örnek deney edilmiş olup, sonuçlar bu üç örnekten elde edilen değerlerin ortalaması olarak alınmıştır. Yeraltına yerleştirilen macun dolgunun kendi duraylılığını sağlayabilmesi için 28 günlük kür süresi sonunda en az 0.7 MPa dayanım kazanması gerektiğinden, çalışmada dayanım sınır değeri olarak 0.7 MPa esas alınmıştır.

2.5. Taramalı Elektron Mikroskobu (SEM) Analizleri

%5 çimento oranında PÇ 42.5 kullanılarak hazırlanan örnekler üzerinde dolgu malzemesinin yapısı (gözeneklilik ve boşluk oranı) ve genleşme özelliğine sahip ikincil mineral oluşumu ile dayanım kazancı arasında bağlantı kurmak amacıyla SEM analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu amaçla, tek eksenli basınç dayanım deneyi esnasında kırılan 360 günlük numune parçalarının yüzeyleri öncelikle parlatılmış ve daha sonra altın film ile kaplanarak elektron mikroskobuna yerleştirilmiş ve uygun alanlar fotoğraflanmıştır.

3. DEĞERLENDİRME VE TARTIŞMA

3.1. Yapay Pozolanların Karakterizasyonu

Puzolanların, bağlayıcı olarak yaygın olarak kullanılan Portland çimentosu yerine kısmen katkı maddesi olarak kullanılabilmesi için belirli fiziksel ve kimyasal özelliklere sahip olması gerekmektedir. ASTM C 618'e göre, $\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{Fe}_2\text{O}_3$ (S+A+F) toplamı en az %70 olmalıdır. İnce olarak öğütülmüş ACM kimyasal bileşim bakımından Na_2O oranı (%10.75) göz ardı edildiğinde N tipi puzolan sınıfına girmektedir. UK'ün kimyasal bileşimi (S+A+F toplamı %21.14) dikkate alındığında ise ASTM C 618 standartlarına uygun olmadığı, ancak, linyit kömüründen elde edilmesi nedeniyle C tipi puzolan sınıfına girdiği görülmektedir (Çizelge 2).

Çizelge 2. Uçucu kül ve puzolanlarda istenen kimyasal bileşim limitleri (ASTM C 618-05).

Table 2. Required limit chemical compositions for fly ash and pozzolans (ASTM C 618-05).

Oksitler (%)	ASTM C618 limitleri			Deneyde kullanılan puzolanlar	
	N sınıfı	F sınıfı	C sınıfı	ACM	UK
$\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{Fe}_2\text{O}_3$	70	70.0	50.0	74.47	21.14
Na_2O	en çok 1.5	en çok 1.5	en çok 1.5	10.75	0.09
SO_3	en çok 4.0	en çok 5.0	en çok 5.0	0.12	11.83
Kızdırma kaybı	en çok 10.0	en çok 6.0	en çok 6.0	0.01	13.80

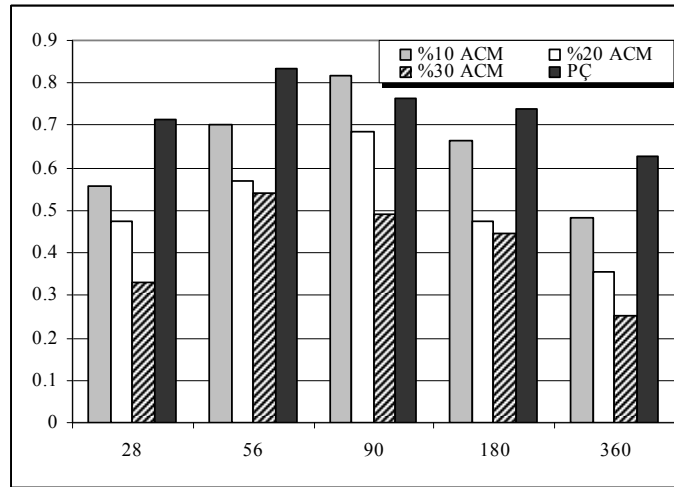
3.2. Yapay Pozolanların Macun Dolgunun Dayanım ve Duraylılığına Etkisi

Puzolanik özelliğe sahip mineral katkı maddelerinin Portland çimentosu yerine belirli oranlarda kullanılması durumunda sülfat ve asit atağa maruz kalan macun dolgunun uzun dönem duraylılığının arttığı belirtilmektedir (Hassani vd., 2001; Benzaazoua vd., 2002; Kesimal vd., 2005). Puzolanik malzemenin dayanım ve duraylılığa olumlu katkısı, sahip olduğu puzolanik



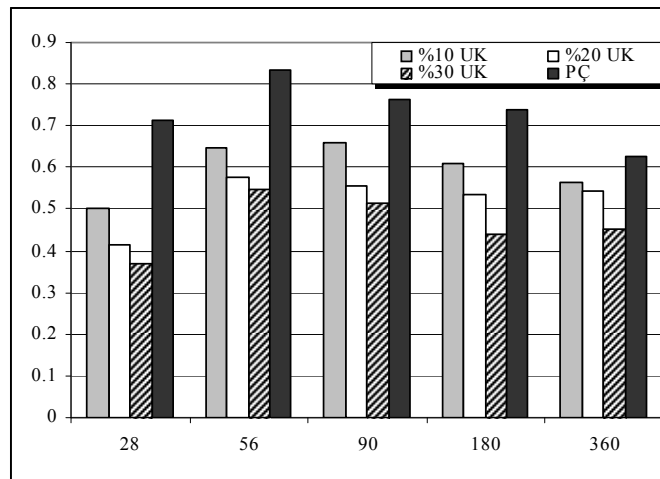
etkinliğe (puzolanik aktivite), fiziksel, kimyasal ve mineralojik özelliklerine bağlıdır. Şekil 3 ve 4, %5 çimento oranında ve sabit bir kıvamda (17.78 cm slamp) PÇ 42.5 ve PÇ 42.5 yerine belirli oranlarda (ağırlıkça %30'a kadar) kısmen ACM ve UK kullanılarak hazırlanan macun dolgu örneklerinin kısa ve uzun dönem dayanım sonuçlarını göstermektedir.

PÇ 42.5 kullanılarak hazırlanan örneklerin dayanımı, 28 günlük kür süresi sonunda 0.716 MPa olup, öngörülen sınır değerin (0,7 MPa) hemen üstündedir. Aynı örneklerin 56 günlük kür süresi sonunda, 0.833 MPa ile en yüksek dayanıma ulaştıkları gözükmemektedir (Şekil 3 ve 4). Ancak, 56-360 günlük süreçte ise örneklerin duraylılığını kaybettiği ve dayanımın %24.6 oranında düştüğü görülmektedir.



Şekil 3. ACM kullanılarak hazırlanan örneklerin kısa ve uzun dönem tek eksenli basınç dayanımı.

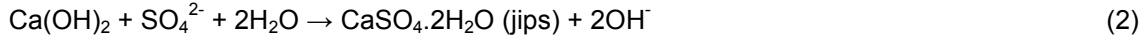
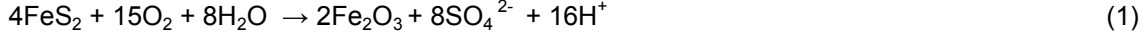
Figure 3. Short and long term unconfined compressive strength of paste backfill repaired with ACM.



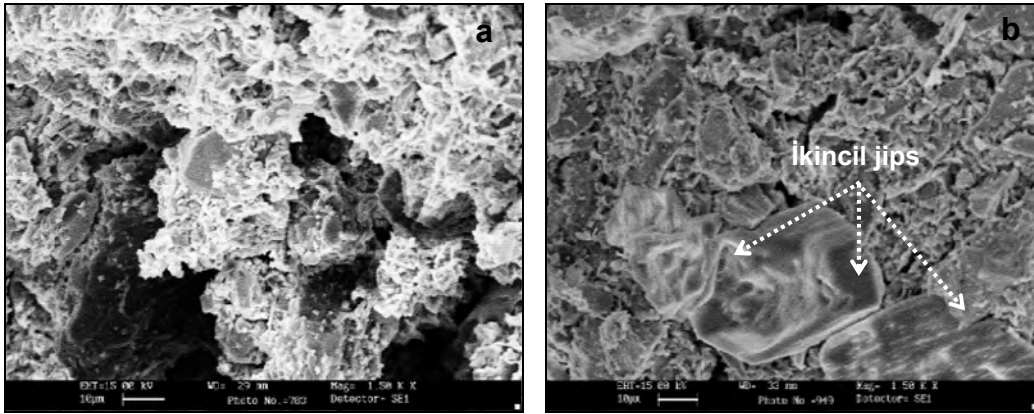
Şekil 4. UK kullanılarak hazırlanan örneklerin kısa ve uzun dönem tek eksenli basınç dayanımı.

Figure 4. Short and long term unconfined compressive strength of paste backfill prepared with UK.

Macun dolgu malzemesi olarak kullanılan atıklar, yüksek oranda pirit içermektedir (Çizelge 1). Atıklarda bulunan pirit, su ve oksijen varlığında oksitlenir ve reaksiyon ürünü olarak asit (H^+) ve sülfat (SO_4^{2-}) oluşur. Oluşan sülfat, ortamdaki C_3A ve Portland çimentosunun hidratasyonu sonucu ortaya çıkan $Ca(OH)_2$ ile reaksiyona girerek, genleşme özelliğine sahip ikincil jips ve etrenjit oluşumuna yol açar (Ouellet vd., 2006).



Birçok araştırmada C_3A içeriği yüksek olan Portland çimentosunun sülfat atağa karşı dayanıklı olmadığı belirlenmiştir (Shannag ve Shaia, 2003; Torres vd., 2003). Hidratasyon ürünü olan portlandit, $Ca(OH)_2$, su ile kolay çözülebilmekte ve yıkanmayla geride boşluklar bırakarak macun dolgu matriksinin daha gözenekli ve poroziteli bir yapıda olmasına, piritin oksidasyonuna yol açacak su ve oksijen difüzyonunu artırıcı yönde etki etmektedir. %5 çimento oranında PÇ 42.5 kullanılarak hazırlanan ve 360 günlük kür süresi sonunda kırılan örnekler üzerinde yapılan SEM analizlerinden örneklerin boşluk ve gözeneklerinin fazla olduğu (Şekil 5a) ve ikincil jips mineralinin olduğu gözlemlenmiştir (Şekil 5b). PÇ 42.5 kullanılarak hazırlanan macun dolgu örneklerinde görülen uzun dönem dayanım kaybı, genleşme özelliğine sahip ikincil jips minerali oluşumu (tepkime 1 ve 2) ile ilişkilendirilebilir.



Şekil 5. PÇ 42.5 kullanılarak hazırlanan örneklerin SEM görünümü.

Figure 5. SEM image of samples prepared with PÇ 42.5.

Genel olarak PÇ 42.5 yerine kullanılan ACM ve UK miktarı arttıkça örneklerin dayanım kazanımlarının düştüğü görülmektedir (Şekil 3 ve 4). PÇ 42.5 yerine belirli oranlarda kısmen ince olarak öğütülmüş ACM kullanılarak hazırlanan macun dolgu örneklerinin dayanım grafikleri incelendiğinde, %10 ve 20 oranında ACM içeren örneklerin 90, %30 ACM içeren örneklerin ise 56 güne kadar dayanım kazanımına devam ettiği ve sırasıyla 0.816, 0.686 ve 0.540 MPa



dayanım değerine ulaştıkları görülmektedir (Şekil 3). ACM içeren örnekler, UK ve PÇ 42.5 içeren örneklerle göre daha fazla dayanım kaybına uğramıştır (Şekil 3 ve 4). Şekil 3 incelendiğinde, ACM miktarı arttıkça dayanım kazanımının azaldığı, dayanım kaybının ise arttığı görülmektedir. Sargeant vd., (2007) sülfür içeriği düşük (%2.69) atıklar için %15, Archibald vd., (1999) ise sülfür içeriği yüksek (%37.33) atıklar için %35 oranında ince olarak öğütülmüş ACM'nin (5000 cm²/g yüzey alanına sahip) macun dolguda Portland çimentosu yerine kullanımının faydalı olduğunu belirtmişlerdir. Bu çalışmada ACM içeren örneklerin erken kür sürelerindeki hızlı dayanım artışı ACM içerisindeki %10.75'lik Na₂O oranına bağlanabilir. Çünkü alkalilerin C-S-H bağlayıcı jeli oluşumuna katalizör etkisi yaptığı ve çimentolu ürünlerin (beton, dolgu vb.) erken basınç dayanımını arttırdığı belirtilmiştir (Shao vd., 2000). Uzun dönemdeki dayanım kaybı ise sülfat ve asit atak nedeniyledir. Shao vd (2000) ince olarak öğütülmüş ACM'nin tamamının 38 µm altında olması durumunda, malzemenin puzolanik etkinliğinin yüksek olduğunu ve sülfat atak ve alkali-silika reaksiyonları nedeniyle oluşan genleşmelerden etkilenmediğini belirtmiştir. Bu çalışmada kullanılan ACM'nin 38 µm tane miktarının %60 civarında olduğu, özgül yüzeyinin nispeten düşük olduğu (3318 cm²/g) ve bu nedenle puzolanik etkinliğini tam olarak gösteremediği düşünülmektedir (Çizelge 1). Ancak, ACM'nin istenen inceliğe gelmesi için öğütme süresindeki artış maliyetleri olumsuz yönde etkileyecektir.

PÇ 42.5 yerine ağırlıkça %10, 20 ve 30 UK kullanılarak hazırlanan örneklerin dayanımı, bütün kür sürelerinde sınır değer (0.7 MPa) altındadır (Şekil 4). %10 UK içeren örnekler, 90 günlük kür süresine kadar dayanım kazanımına devam etmiştir. %20 ve 30 UK içeren örneklerde ise, 56 günlük kür süresinden sonra zamanla dayanım kaybının olduğu görülmüştür. %10 UK içeren örneklerin 90-360 gün kür süreleri arasındaki dayanım kaybı %14.4, %20 ve 30 UK içeren örneklerin 56-360 gün kür süreleri arasındaki dayanım kaybı ise sırasıyla %5.5 ve %17.4 olarak gerçekleşmiştir. PÇ 42.5 ve ACM içeren örneklerle karşılaştırıldığında en az dayanım kaybının %5.5 ile %20 UK içeren örneklerde olduğu görülmektedir. Atiş vd., (2004) yapmış olduğu çalışmada, Portland çimentosu yerine ağırlıkça %15-30 oranında yüksek CaO içeriğine sahip (%51.29) Afşin-Elbistan uçucu külü (S+A+F toplamı %30.3) içeren beton örneklerinin, 90 günlük kür süresi sonunda sadece Portland çimentosu içeren örneklerle kıyasla eşdeğer veya daha yüksek dayanım değeri ürettiğini saptamıştır. Benzaazoua vd., (2002) sülfat (SO₄²⁻) konsantrasyonunun macun dolgu dayanımına etkisini incelemek amacıyla yaptığı çalışmada, uçucu külün SO₄²⁻ konsantrasyonundaki artıştan etkilenmediğini belirtmiştir. Xenidis ve arkadaşları (2002) ise C sınıfı uçucu külün bağlayıcılık ve puzolanik özelliğinin yanısıra yüksek oranda CaO, Ca(OH)₂ ve CaCO₃ içermesi nedeniyle önemli oranda nötralize etme kapasitesine sahip olduğunu ve bu nedenle sülfürlü maden atıklarının asit oluşturma potansiyelini önlemede yararlanılabileceğini belirtmiştir. Benzer olarak Mohammed ve arkadaşları (2002), C sınıfı uçucu küllerin sülfür içeriği yüksek atıklardan hazırlanan macun dolgunun uzun dönem duraylılığını korumasında etkili olarak kullanılabileceğini göstermiştir. Bu çalışmada kullanılan uçucu külün de benzer fiziksel, kimyasal ve mineralojik özellikte olduğu (Çizelge 1), %20 UK içeren



örneklerin sülfat ve asit ataktan etkilenmedikleri veya daha az etkilendikleri düşünülmektedir. Ayrıca UK'ün pozolanik özelliği nedeniyle Portland çimentosunun hidratasyonu sonucu açığa çıkan $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ile reaksiyona girerek bağlayıcı özelliğine sahip C-S-H bağlayıcı jeli oluşturmuş, porozite ve gözenekliliği azaltmış ve böylece %20 UK içeren örneklerde daha az dayanım kaybı oluşmuştur.

4. SONUÇLAR

Yapay pozolan özelliklerinin macun dolgunun dayanım ve duraylılığına etkisini araştırmak amacıyla %5 çimento ve %77 katı oranında (17.78 cm slamp) bağlayıcı olarak PÇ 42.5 ve PÇ 42.5 yerine belli oranlarda (ağırlıkça %30'a kadar) UK ve ACM kullanılarak hazırlanan macun dolgu örneklerinin tek eksenli basınç dayanımı deneylerinden aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.

1. Deneylerde kullanılan atık malzemenin yüksek pirit içeriğine bağlı olarak, kür süresince oksidasyon sonucu oluşan sülfatın etkisi ile genleşme özelliğine sahip ikincil jips minerali oluşumu, SEM analizleri ile belirlenmiştir. PÇ 42.5 içeren örneklerin 360 günlük kür süresi sonunda %24.6 oranında dayanım kaybının ikincil mineral oluşumu ile ilişkili olduğu öngörülmektedir.
2. PÇ 42.5 yerine Afşin-Elbistan uçucu külü kullanımının (ağırlıkça %20 oranında) macun dolgu örneklerinin nispeten uzun dönem duraylılığını sağladığı, ancak, örneklerin yeterli dayanım kazanımını sağlaması için ortamda çimento miktarının %5'in üzerinde olması gerektiği anlaşılmıştır.
3. PÇ 42.5 yerine ACM içeren örneklerin erken kür sürelerinde yüksek dayanım kazanmalarına rağmen, 90 günlük kür süresinden sonra zamanla dayanım kaybına uğradıkları görülmüştür.
4. Ekonomik açıdan değerlendirildiğinde ise, yılda yaklaşık 2.5 milyon ton açığa çıkan Afşin-Elbistan UK'ünün öğütme maliyetinin olmayışı veya çok az seviyede olması, UK'ün neden olacağı yerüstü çevresel problemlerin elimine edilmesi ve de macun dolguda uzun dönemde görülen dayanım kaybı nedeniyle oluşan maliyetleri engellemesi bakımından macun dolguda kullanımının faydalı ve ekonomik olacağı söylenebilir. ACM kullanımının ise istenen inceliğe ulaşmak (tamamı 38 μm altı) için gerekli öğütme maliyetlerinin yüksek olması, yeterli bir şekilde temin edilebilmesi zorluğu ve macun dolgunun uzun dönem dayanım kaybını arttırması nedeniyle ekonomik olmayacağı anlaşılmıştır.

Sülfür içeriği yüksek atıklardan hazırlanan macun dolgunun uzun dönemde sülfat atağa karşı duraylılığını yitirmemesi, hem yeraltında oluşabilecek göçükleri ve iş gücü kayıplarını önleyecek hem de çimento tüketimini azaltacak ve daha ekonomik bir dolgu uygulamasını mümkün kılacaktır. Bu çalışma da, uzun dönemde macun dolgunun duraylılığını koruması bakımından



puzolanik özelliğe sahip Afşin Elbistan UK'ünün PÇ 42.5 yerine ağırlıkça %20 oranında kısmen kullanımının yararlı olduğunu ortaya koymuştur.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, 2005.112.008.1 No'lu Karadeniz Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projesi ve 107M183 No'lu TÜBİTAK Bilimsel Araştırma Projesi tarafından desteklenmiştir. Ayrıca, yazarlar katkılarından dolayı Karadeniz Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Öğretim Üyesi Şakir ERDOĞDU'ya teşekkür ederler.

KAYNAKLAR

- Archibald, J.F., Chew, L.J., Lausch, P., 1999. Use of ground waste glass and Normal Portland cement mixtures for improving slurry and paste backfill support performance. CIM Bulletin, 92 (1030), 74-80.
- ASTM C 39, 2002. Standard test method for compressive strength of cylindrical concrete specimens. Annual Book of American Standard of Testing Materials Standards, United States.
- ASTM C 618-05, 2005. Specification for coal fly ash and raw or calcined natural pozzolan for use in concrete. Annual Book of American Standard of Testing Materials Standards, United States.
- Atış, C.D., Sevim, U.K., Özcan, F., Bilim, C., Karahan, O., Tanrıkulu, A.H., and Ekşi, A., 2004. Strength properties of roller compacted concrete containing a non-standard high calcium fly ash. Materials Letters, 58, 1446-1450.
- Benzaazoua, M., Ouellet, J., Servant, S., Newman, P., and Verburg, R., 1999. Cementitious backfill with high sulfur content: Physical, chemical and mineralogical characterization. Cement and Concrete Research, 29 (5), 719-725.
- Benzaazoua, M., Belem, T., and Bussiere, B., 2002. Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill. Cement and Concrete Research, 32 (7), 1133-1144.
- Brakebusch, F.W., 1994. Basics of paste backfill systems. Mining Engineering, 46 (10), 1175-1178.
- Erçikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H., ve Alp, İ., 2008a. Doğal puzolan özelliklerinin macun dolgunun dayanım ve duraylılığına etkisi. Yerbilimleri, Hacettepe Üniversitesi Yerbilimleri Uygulama ve Araştırma Merkezi Bülteni, 29 (1), 25-35.
- Erçikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H., ve Alp, İ., 2008b. Drenaj koşullarının macun dolgu dayanımına etkisi. Madencilik, TMMOB Maden Mühendisleri Odası Dergisi, (baskıda).
- Hassani, F.P., Ouellet, J., and Hossein, M., 2001. Strength development in underground high sulphate paste backfill operation. CIM Bulletin, 94 (1050), 57-62.
- Jawed, I., and Skalny, J., 1978. Alkalies in cement: A review. Cement and Concrete Research, 8, 37-51.
- Kesimal, A., Yılmaz, E., Erçikdi, B., Alp, İ., Yumlu, M., ve Özdemir, B., 2002. Çimentolu macun dolgunun laboratuvar testi. Madencilik, TMMOB Maden Mühendisleri Odası Dergisi, 41 (4), 11-20.



- Kesimal, A., Yılmaz, E., and Ercikdi, B., 2004. Evaluation of paste backfill test results obtained from different size slumps with varying cement contents for sulphure rich mill tailings. *Cement and Concrete Research*, 34, 1817-1822.
- Kesimal, A., Yılmaz, E., Ercikdi, B., Deveci, H., and Alp, İ., 2005. Effect of properties of tailings and binder on the short- and long-term strength and stability of cemented paste backfill. *Materials Letters*, 59 (28), 3703-3709.
- Landriault, D.A., 2006. They said "it will never work"– 25 years of paste backfill 1981-2006. *Proceedings of Ninth International Seminar on Paste and Thickened Tailings*, 3-7 April 2006, Limerick, Ireland, R. Jewell, S. Lawson, P. Newman (eds.), Australian Centre for Geomechanics, 277-292.
- Mehta, P.K. and Monteiro, P.J.M., 1997. *Concrete, microstructure, properties and materials*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 154-159.
- Mohammed, A.M.O., Hossein, M., and Hassani, F.P., 2002. Hydro-mechanical evaluation of stabilized mine tailings. *Environmental Geology*, 41, 749-759.
- Neville, A.M., 1997. *Properties of concrete*. Final edition, Longman Ltd. England.
- Ouellet, S., Bussiere, B., Mbonimpa, M., Benzaazoua, M., and Aubertin, M., 2006. Reactivity and mineralogical evolution of an underground mine sulphidic cemented paste backfill. *Minerals Engineering*, 19 (5), 407- 419.
- Özkan, Ö., 2007. Atık cam ve yüksek fırın cürufu katkılı harçların özellikleri. *Gazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi*, 22 (1), 87-94.
- Sargeant, A., De Souza, E., and Archibald, J., 2007. The application of post-consumer glass as a cementing agent in mine backfill. *9th International Symposium on Mining with Backfill*, April 29-May 2 2007, Montreal, Quebec, Canadian Institute of Mining, Metallurgy and Petroleum, 84-97.
- Shannag, M.J., and Shaia, A.H., 2003. Sulfate resistance of high-performance concrete. *Cement Concrete Composites*, 25 (3), 363-369.
- Shao, Y., Lefort, T., Moras, S., and Rodriguez, D., 2000. Studies on concrete containing ground waste glass. *Cement and Concrete Research* 40 (1), 91–100.
- Shayan, A., and Xu, A., 2006. Performance of glass powder as a pozzolanic material in concrete: A field trial on concrete slabs. *Cement and Concrete Research* 36, 457-468.
- Shi, C., Wu, Y., Riefler, C., and Wang, H., 2005. Characteristics and pozzolanic reactivity of glass powders. *Cement and Concrete Research*, 35, 987– 993.
- Torres, S.M., Sharp, J.H., Swamy, R.N., Lynsdale, C.J., and Huntley, S.A., 2003. Long term durability of Portland-limestone cement mortars exposed to magnesium sulfate attack. *Cement Concrete Composites*, 25, 947-954.
- TS, 2002. Çimento deney metotları. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- Xenidis, A., Mylona, E., Paspaliaris, I., 2002. Potential use of lignite fly ash for the control of acid generation from sulphidic wastes. *Waste Management*, 22, 631-641.
- Yılmaz, E., Kesimal, A., Deveci, H., ve Erçikdi, B., 2003. Macun dolgu performansını etkileyen fiziksel, kimyasal ve mineralojik faktörler. *Mühendislik Bilimleri Genç Araştırmacılar I. Kongresi*, 17-20 Şubat 2003, İstanbul, 683-690.



Yukarı Kelkit Vadisi Koyulhisar –Reşadiye Arasındaki Paleo Moloz Akmaları

Paleo-Debris Flow in Upper Kelkit Valley in between Reşadiye and Koyulhisar area

Dursun ERİK

Karayolları 16. Bölge Müdürlüğü, SİVAS

Mahmut MUTLUTÜRK

Jeoloji Mühendisliği Bölümü, S.Demirel Üniversitesi, ISPARTA

Özet

Kuzey Anadolu Fayının (KAF) aktif olduğu jeolojik süreç boyunca, fay zonunda büyük boyutlu makaslama gerilmelerine maruz kalan jeolojik birimlerde ezik zonlar gelişmiştir. Bu ezik zonlar jeomorfolojik özellikleri ve aktif faylanma etkisi ile de kütle hareketi görülebilecek potansiyel alanları oluşturmaktadır. KAF in aktif olduğu bölgelerden birisi olan Yukarı Kelkit Vadisinde de faylanma etkisi ile gelişmiş ezik zonlar ve bu zonlarda potansiyel kütle hareketi gelişebilecek alanlar gözlenmektedir. Özellikle vadinin Reşadiye ve Koyulhisar arasında kalan bölümünde çok sayıda paleo moloz akmaları yer almaktadır. Yukarı Kelkit vadisinde, Sivas İli Koyulhisar ilçesi Sugözü köyünde 17.03.2005 tarihinde yaşanan ve önemli miktarda can ve mal kaybı yaşanan moloz akması/çığı felaketi de güncel önemli örneklerden birisidir. Bu çalışmada, KAF in bu tür yenilmeler için potansiyel bir alan olduğu göz önüne alınarak, Yukarı Kelkit vadisinin Reşadiye ile Koyulhisar arasında kalan bölümündeki paleo moloz akmalarının özellikleri ve oluşum mekanizmaları araştırılmış, kütle hareketleri için potansiyel teşkil edebilecek (Paleo Moloz Akma) alanları belirlenmeye çalışılmıştır.

Anahtar Sözcükler: Paleo Moloz Akması, Yukarı Kelkit Vadisi,

Abstract

During the geological active period of the North Anatolian Fault Zone (NAFZ), due to immense shear strength, crushed zones have been occurring in geological units. These crushed zones are also under effect of their geomorphologic features and their impacts of active faulting. These might cause potential mass wasting in these crushed zones. Upper Kelkit Valley, which is in one of the active zones of the NAFZ region, also has these crushed zones. In these zones potential mass wasting can be observed. There are many paleo-debris flows in Upper Kelkit Valley, especially in the area between Reşadiye and Koyulhisar. In this valley, one of the important recent examples of this kind of debris flow/avalanche happened in Sugözü village, Sivas, on March 17th, 2005 which created lots of damage and loss of human lives. In this study, by taking into consideration the fact that NAFZ is a potential area for this kind of event, the characteristics of the paleo-debris flow and its formation characteristics and its possible dangers were investigated and areas in which future possible debris flows/avalanches could occur were determined in the region between Reşadiye and Koyulhisar in the Upper Kelkit Valley.

Key words: Paleo-Debris Flow, Upper Kelkit Valley



1 GİRİŞ

Dünyada ve Ülkemizde can kaybına neden olan doğal afetlerin başında yer alan kütle hareketleri her yıl önemli miktarda ekonomik kayıplara neden olmaktadır. Kütle hareketleri büyüklük, oluşum şekli, oluşum hızı, içerdiği malzemenin cinsi gibi çeşitli özellikler dikkate alınarak sınıflandırılabilir (Çizelge 1). Bu sınıflamadaki türlerden, oluşum şekilleri ve hızları dikkate alındığında moloz-çamur akmaları bu kayıpların başlıca aktörleri arasındadır. Bunun en güncel örnekleri arasında 15.3.2005 tarihinde meydana gelen ve 17 vatandaşımızın hayatını kaybettiği Kuzulu Moloz akması/çığı bulunmaktadır. Bu kütle hareketi ülkemizin en önemli aktif faylarından biri olan KAFZ içerisinde, Sivas ili Koyulhisar ilçesinin 17km batısında Sugözü köyünün yaklaşık 1km batısında yer almaktadır. Bu kütle hareketi birçok araştırmacı tarafından incelenmiş (Erik ve Yılmaz, 2005; Gökçeoğlu vd, 2005; Gürsoy vd, 2005; Yılmaz vd., 2005) oluşum hızı ve malzeme özellikleri dikkate alınarak Erik ve Yılmaz (2005) tarafından dairesel kaymanın tetiklediği bir moloz çığı olarak tanımlanmıştır.

Yukarı Kelkit vadisinin Koyulhisar-Reşadiye arasında kalan kesiminde yapılan incelemelerde benzer şekilde oluşmuş paleo heyelanların izlerine rastlanılmıştır. Bunlar Kuzulu köyünün batısında Kınataş mevkinde ve daha batıda yer alan Umurca Köyü yerleşim alanı içerisinde bulunmaktadır (Şekil 1)

Çizelge 1. Şev hareketlerinin sınıflandırılması (Varnes, 1978)

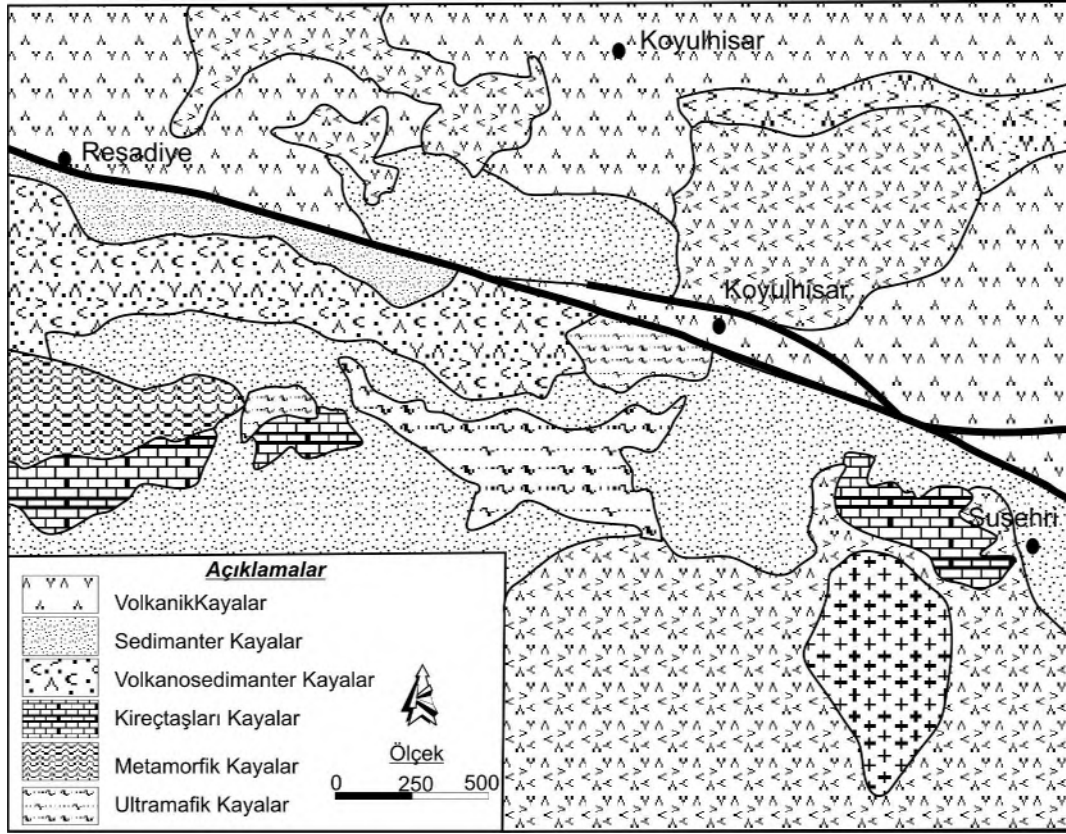
HAREKET TÜRÜ		Malzemenin türü		
		KAYAÇLAR	Zeminler	
			İri Daneli	İnce Daneli
DÜŞME		Kaya Düşmesi	Moloz Düşmesi	Zemin Düşmesi
DEVRİLME		Kaya Devrilmesi	Moloz Devrilmesi	Zemin Devrilmesi
AKMA	Yavaş	Kaya Kripi	Moloz Kripi	Zemin Kripi
	Hızlı	Çok Parçalı Kayaç Akması	Moloz Akması	Zemin Akması
KAYMA	Ötelenmeli	Kayada blok türü ötelenme	Zeminde ve molozda blok türü ötelenme	
	Dairesel	Sıkı Çatlaklı Kayada dairesel kayma	Zeminde ve molozda dönel kayma	
Yanal Yayılma		Kaya yayılması	Zemin veya moloz yayılması	
Karmaşık		Hareket Türü ve Malzeme Karışık		



Şekil 1. İnceleme alanının yer bulduru haritası (1 Kuzulu, 2-Kınataş, 3-Umurca)

2. LİTOLOJİK ÖZELLİKLER VE TEKTONİZMA ÖZELLİKLERİ

İnceleme alanı ülkemizin en büyük aktif fayı olan Kuzey Anadolu Fay Zonu (KAFZ) kontrolünde gelişmiş Yukarı Kelkit vadisinin Kuzey kenarında yer almaktadır. Bu alanda Orta Jura Pliyosen yaş aralığında ve çeşitli fasiyeslerde çökelen kayalar yüzeylemektedir. Bunlar Orta-üst Jura-Alt Kretase yaşlı kireçtaşları, Senomaniyen-Kampaniye yaşlı tüfit, andezit akıntısı, aglomera, kireçtaşı ve kumtaşı araldanması, Paleosen yaşta tüfit, aglomera ve kömür arakatkılı kireçtaşı, killi kireçtaşı ve kumtaşı araldanması, Eosen yaşlı kireçtaşı, bazalt, aglomera ile andezit akıntısı ve aglomera arakatkılı kumtaşları, Miyosen-Piyosen yaşlı çeşitli bazalt oluşumları gelişmiştir (Terlemez ve Yılmaz, 1980) (Şekil 2).



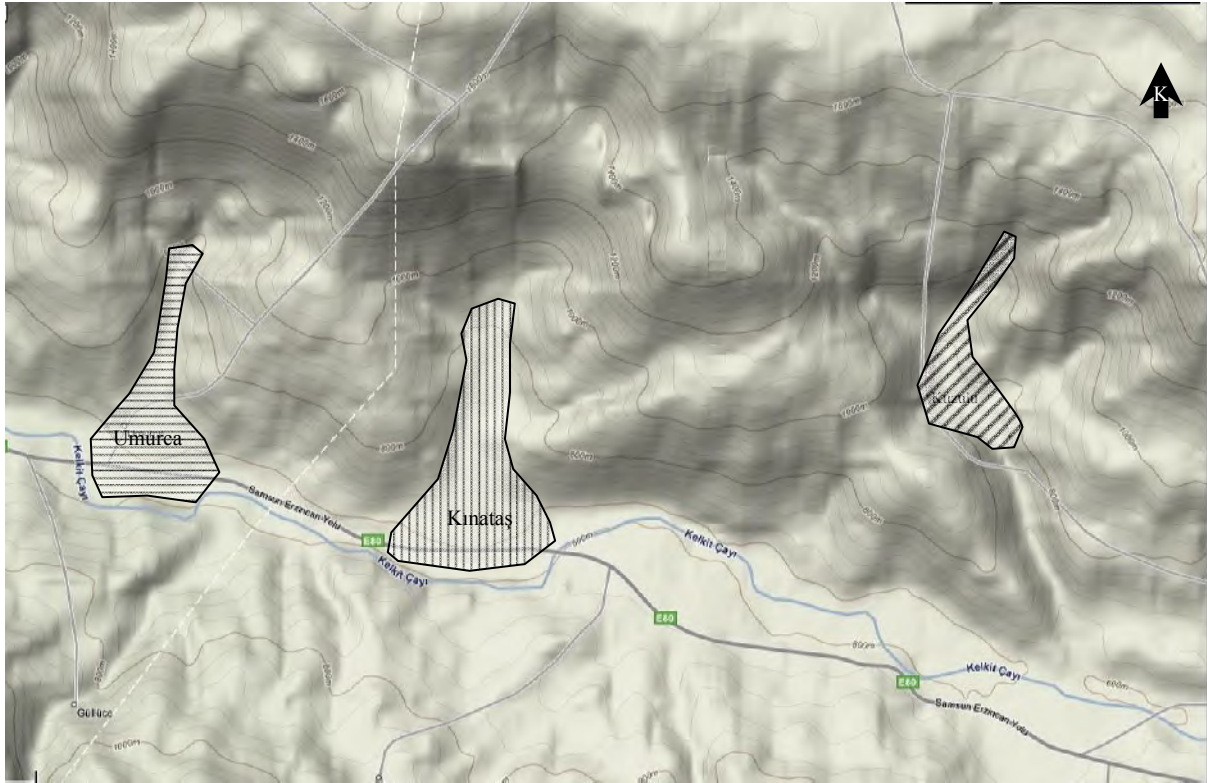
Şekil 2. İnceleme alanı ve yakın çevresinin sadeleştirilmiş Jeolojik haritası (Göksu vd. 1974' den sadeleştirilerek)

Bu çalışmanın konusunu oluşturan Paleo Moloz Akmaları Kretase yaşlı Reşadiye Formasyonu içerisinde yer almaktadır (Terlemez ve Yılmaz, 1980). Reşadiye Formasyonu Bereketli Üyesi ve İğdir Kireçtaşı Üyesi olmak üzere iki üye ile temsil edilmektedir. Bereketli Üyesi; killi, kumlu kireçtaşı ve kireçtaşı ara katkılı marnlardan oluşur. Egemen kaya türü olan marnlar, gri, ayrılmış rengi grimsi sarı, ince tabakalı, yer yer laminalı ve kireçtaşı arakatlıdır. Orta-kalın tabakalı killi, kumlu, gri renkli kireçtaşları, sert ve kıvrımlıdır. Kelkit vadisi kuzey yamacındaki yüksek tepelerde geniş yayılım gösteren İğdir Kireçtaşı Üyesi, Bereketli ve batısında dağınık halde yüzeyler. Bu kireçtaşları, genellikle gri, beyazımsı ve yer yer sarı renkte, ayrılmış rengi kirlili gri ve sarı, orta-kalın, yer yer ince tabakalıdır. İnce kristalli, kalsirudit niteliğinde, dayanımlı, pürüzlü yüzeyli ve bol çatlaklı, çatlakları yer yer kalsit dolguludur. Bol makro-mikro fosilli, yer yer rekristalize kireçtaşları içinde az miktarda marn arakatlıları gözlenir. İğdir kireçtaşı üyesi, Kelkit vadisi kuzey yamaçlarında 560 m, daha kuzeyde 180 m, Bereketli dolayında 50 m kalınlıktadır ve Kelkit vadisi kuzey yamacından kuzey ve kuzeybatıya gidildikçe kalınlığı azalır. Kireçtaşı içerisindeki kil, kum ve marn arakatlısı Kelkit vadisi kuzey yamacında daha egemendir. (Terlemez ve Yılma, 1980)



3 YUKARI KELKİT VADİSİ PALEO MOLOZ AKMALARI

Yukarı Kelkit vadisinin Koyulhisar ile Reşadiye arasında kalan kesimde, KAF Zonunun şekillendirdiği jeomorfolojik yapının sonucu irili ufaklı birçok eski ve yeni heyelan bulunmaktadır. Ancak gerek kapladıkları alan gerekse hareket eden malzemenin hacmi göz önüne alındığında bu paleo heyelanlardan özellikle Kuzulu Moloz Çığı ve Umurca Moloz Akması oldukça dikkat çekicidir. Bu paleo heyelanların yanında Mart 2005’ de meydana gelen ve oldukça büyük mal ve can kaybına neden olan **Kuzulu Moloz Çığı** da (Erik ve Yılmaz, 2005) bölgenin bu konudaki araştırılması ve potansiyel Moloz hareketlerinin belirlenmesi konusunda önemli bilgiler vermektedir. Bu kütle hareketleri Sivas’a bağlı Koyulhisar ilçesinin 17 Km doğusunda birbirlerine yakın mesafelerde bulunmaktadır. Kuzulu Moloz Çığı, Sugözü köyünün 2 km batısında, Kınataş Moloz akması Kuzulu köyünün 4.5 km batısında, Umurca Moloz Akması ise Kınataşın 1.5 Km Batısında Umurca Köyünün Yerleşiminin olduğu alanda bulunmaktadır (Şekil 3).



Şekil 3. Kuzulu, Kınataş ve Umurca heyelan alanları.

Bu üç heyelan, birbirlerine yakın yerlerde bulunmaları, her üçünün de KAF zonun kuzey bloğunda ve benzer formasyon üzerinde bulunmaları nedeni ile bilimsel anlamda ilgi çekicidir. Bu heyelanlar Varnes (1978)’ e göre Moloz Akması ve/veya Moloz Çığı Şeklinde sınıflandırılabilir. Kuzuludaki hareket, oluşum hızı ve malzemenin özellikleri göz önüne alınarak Erik ve Yılmaz (2005) tarafından “Moloz Çığı” olarak adlandırılmıştır. Bu çalışmada incelenen



diğer iki heyelanın paleo heyelan olmaları sebebi ile oluşum hızları bilinmemektedir. Bu nedenle bu hareketler Varnes(1978)' a göre Moloz Akması olarak sınıflandırılmıştır.

Fell (1994) heyelanları büyüklüklerine göre sınıflamıştır ve bu kapsamda inceleme alanındaki heyelanlar büyüklüklerine göre sınıflandırıldıklarında Kuzulu heyelanı ~10.000.000 m³, Kınataş Heyelanı ~10-12.000.000 m³ ve Umurca Heyelanı ~8-10.000.000m³ 'lük kütleleri ile "Aşırı Derecede Büyük" heyelanlar sınıfında yer alınmaktadır. Jakop (2005) Moloz Akmalarının sınıflandırılmasında; Hacim (V), Tepe Akma Hızı (Qp) ve Alan (Bb) dikkate alarak 10 sınıf tanımlamıştır. Bu parametrelerden Tepe Akma Hızının (Qp) hesaplanması için Bovis ve Jakop (1999)' a (Eşitlik 1) ve Rickenmann(1999) (Eşitlik 2) tarafından iki farklı eşitlik öne sürülmüştür.

$$Qp=0.04V^{0.90} \text{ (Eşitlik 1)}$$

$$Qp= 0.14V^{0.83} \text{ (Eşitlik 2)}$$

Bu eşitlikler dikkate alındığında tepe akma hızı değerleri Kuzulu'da; 80.000-90.000 m³/sn, Kınataş'da;80.000-105.000 m³/sn ve Umurca'da; 65.000-90.000 m³/sn olmaktadır. Bu değerler oldukça yüksek değerler olup Jakop (2005) tarafından yapılan sınıflamada bu değerlerin hesaplanamaz denildiği 6-10 sınıfları arasında kaldığı görülmektedir. Heyelanlarda alan ve hacim arasındaki ilişki Griswold (2004) tarafından Eşitlik 3 deki şekilde önerilmiştir.

$$Bb=20V^{2/3} \text{ (Eşitlik 3)}$$

Özellikle paleo moloz akmalarında hacim tahmini için önemli sonuçlar verileceği düşünüldüğünde Kınataş ve Umurca için bu eşitlikten hesaplanan hacimler 4.300.000 ve 3.224.000 m³ gibi saha ölçümleriyle belirlenen değerlere göre oldukça düşüktür. Bu farkın büyük oranda faylanmanın meydana getirdiği morfolojik yapı ve vadi şekli ile ilgili olduğu düşünülmektedir. Bu çalışmada Kınataş ve Umurca paleo moloz akmaları dikkate alındığında heyelanlar için alan ve hacim arasında elde edilen matematiksel ilişki Eşitlik 4 de görülmektedir

$$Bb=0,038V^{1,0094} \text{ (Eşitlik 4)}$$

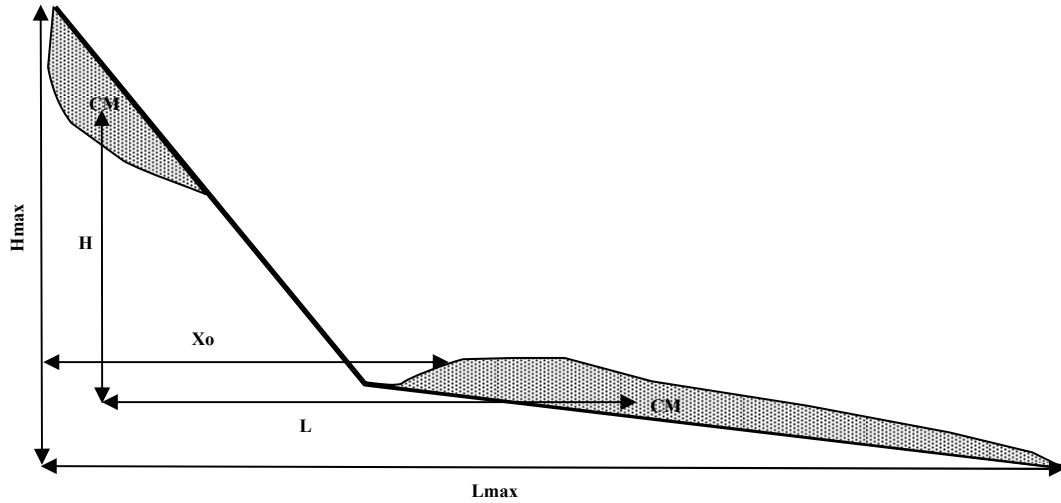
Bu değerlendirmeler ışığında bölgedeki moloz akmaları Jakop (2005) sınıflamasında göre 7-8. Sınıflar içerisinde yer almaktadır (Tablo 2).

Legros (2002) tarafından uzun mesafeler kat eden kitle hareketleri için Moloz alanın taşınma mesafesi yüksekliği gibi parametreler ile heyelanları açıklamaya çalışılmıştır (Şekil 4). İnceleme alanındaki paleo moloz akmalarının bu parametre değerleri Tablo 3de görülmektedir



Tablo 2. Moloz akmalarının büyüklüklerine göre sınıflandırması (Jakop, 2005' den sadeleştirilerek)

Sınıf	V (m3)	Qb (m3/sn)	Qv (m3/sn)	Bb (m2)	Bv(m ³)
1	$<10^2$	<5	<1	$<4 \times 10^2$	$<4 \times 10^3$
2	10^2-10^3	5-30	1-3	$4 \times 10^2-2 \times 10^3$	$4 \times 10^3-2 \times 10^4$
3	10^3-10^4	30-200	3-30	$2 \times 10^3-9 \times 10^3$	$2 \times 10^4-9 \times 10^4$
4	10^4-10^5	200-1500	30-300	$9 \times 10^3-4 \times 10^4$	$9 \times 10^4-4 \times 10^5$
5	10^5-10^6	1500-12.000	$300-3 \times 10^3$	$-4 \times 10^4-2 \times 10^5$	$4 \times 10^5-2 \times 10^6$
6	10^5-10^6	Hesaplanamaz	$3 \times 10^3-3 \times 10^4$	$<2 \times 10^5$	$2 \times 10^6-3 \times 10^7$
7	10^6-10^7	Hesaplanamaz	$3 \times 10^4-3 \times 10^5$	Hesaplanamaz	$3 \times 10^7-3 \times 10^8$
8	10^7-10^8	Hesaplanamaz	$3 \times 10^5-3 \times 10^6$	Hesaplanamaz	$3 \times 10^8-3 \times 10^9$
9	10^8-10^9	Hesaplanamaz	$3 \times 10^6-3 \times 10^7$	Hesaplanamaz	$3 \times 10^9-3 \times 10^{10}$
10	$>10^9$	Hesaplanamaz	$3 \times 10^7-3 \times 10^8$	Hesaplanamaz	$>3 \times 10^{10}$



Şekil 4. Moloz akmaları için Legros (2002) tarafından önerilen X_o , H , H_{max} , L ve L_{max} parametreleri



Tablo3. Umurca ve Kınataş Paleo moloz akmalarına ait H, Hmax, L, Lmax ve Alan değerleri

Moloz Akması	Alan (A) m ²	Hacim (V) m ³	L	H	L/H	Lmax	Hmax	Lmax/Hmax
Umurca	441.700	8-10.000.000	2070	560	3.69	3150	1080	0.34
Kınataş	530.950	10-12.000.000	2000	805	2.48	3180	980	0.31

Özellikle paleo moloz akmalarında akan malzemeler üzerinde yapılan kaya mekaniği deneyleri sonucunda kayaç malzemesinin orta dayanımlı olduğu görülmektedir (Tablo 4)

Tablo 4. Umurca ve Kınataş Paleo moloz akmalarına ait Kayamekaniği deney sonuçları

Moloz Akması	n	Nokta yük IS50			Tek Ekenli Basınç Dayanımı			Brezilyan Çekme Dayanımı			Yoğunluk
		min	mak	Ort	min	mak	Ort	min	mak	Ort	
Umurca	17	3.46	7.69	5.67	34.42	112.94	57.44	1.72	8.14	5.21	26.7
Kınataş	14	2.21	8.86	5.25	38.29	102.59	61.68	1.13	7.56	4.48	26.9

Kınataş ve Umurca bölgelerinde biriken molozların birikme bölgesinin uç noktalarında yani taşınmanın en fazla olduğu kesimlerde daha ince boyutlarda olduğu (Şekil 5 a) moloz kaynak alanına gidildiğinde ise malzeme boyutlarının arttığı ve ince malzemenin azaldığı/yok olduğu görülmüş tür (Şekil 5b).



a



b

Şekil 5: Kınataş Bölgesi molozları (a) birikme bölgesi, (b) taşınma bölgesi

Birikme bölgesinin uç kesimlerinde blokların boyutları maksimum 10 -15 cm x 5-7 cm x 5-7 cm arasında değişirken. Orta ve Üst kesimlerde boyutlar 15-20cm x 10-12cm x 10-12cm olarak ölçülmüştür. Birikmedeki bu derecelenmenin taşınma mesafesinin Uzun olması nedeni ile olduğu düşünülmektedir (Şekil6 a ve b).



a

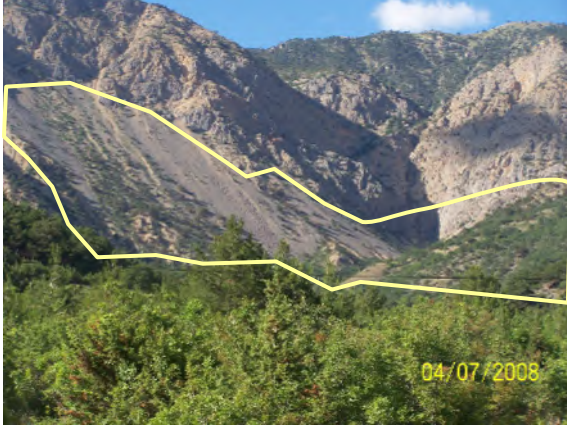


b

Şekil 6. Kınataş (a) ve Umurca (b) moloz alanı kaynak ve taşıma alanı.

4 TARTIŞMA VE SONUÇLAR

Her üç heyelanında moloz kaynak alanını oluşturan Reşadiye formasyonuna ait kireç taşlarında güncel moloz oluşumlarının fazlalığı dikkat çekicidir (Şekil 7). Bu oluşumların herhangi bir sismik aktiviteyle birlikte tetiklenmesi olası olarak görünmektedir.



Şekil 7. Kınataş mevkiisi moloz kaynak alanlarındaki güncel moloz oluşumları

Wen vd (2004) büyük boyutlu hızlı kütle hareketlerinde yaptıkları çalışmada yamaç eğiminin 36° den büyük ve yüksekliğin 300m den fazla olduğu kesimlerinde akma türü kütle hareketinin beklenebileceğini belirtmişlerdir. Yine aynı araştırmacılar tarafından Yamaç eğimi ve hareket eden kütlelerin hızı arasındaki ampirik ilişki (Eşitlik 5) ortaya konulmuştur.

$$V(m/sn)= 2E-12 a^{8.0591} \text{ (Eşitlik 5)}$$

Bu eşitlik dikkate alındığında yamaç eğiminin 35-39° arasında değiştiği Kınataş ve Umurca bölgelerinde oluşabilecek kütle hareketlerinin hızları 5.38-12.86 m/sn olarak hesaplanmıştır. Bu hareket hızları dikkate alındığında herhangi bir sismik aktivite veya yağış sonucu oluşacak hareketin akmadan daha hızlı olacağı 2005 Mart Kuzulu moloz çığı benzeri bir kütle hareketinin oluşacağı görülmektedir.

5. KATKI BELİRTME

Yazarlar arazi çalışmaları ve Nedcad programındaki alan ve rezerv hesaplamaları konusunda yardımını gördükleri İnşaat Mühendisi Kayhan PAMUK' (TCK 16. Bl. Md.) a, çalışma alanının genel jeolojisinin aydınlatılması konusunda yardımlarını gördükleri Prof.Dr. Halil Gürsoy' (C.Ü.) teşekkür ederler.



6. KAYNAKLAR

- Bovis, M.J., Jakob, M., 1999. The role of debris supply to determine debris flow activity in southwestern B. C. *Earth Surface Processes and Landforms* 24, 1039– 1054.
- Erik, D. ve Yılmaz, H., 2005, 17.03.2005 Kuzulu (Sugözü-Koyulhisar-Sivas) Moloz Çığı. 58. Türkiye Jeoloji Kurultayı, 11-17 Nisan 2005 Bildiri Özleri Kitabı, 179-180, Ankara
- Fell, R., 1994. Landslide risk assessment and acceptable risk. *Canadian Geotechnical Journal* 31, 261– 272.
- Gökçeoğlu, C., Sönmez, H., Nefeslioğlu, H.A., Duman, T.Y., ve Can, T., 2005, The 17 March 2005 Kuzulu Landslide (Sivas, Turkey) and landslide-susceptibility map of its near vicinity, *Engineering Geology*, 81, 65-83
- Göksu, E., Pamir, H.N., Erentöz, C., 1974, 1:500.000 Ölçekli Türkiye Jeoloji Haritası Samsun Paftası. MTA
- Griswold, J.P., 2004. Mobility Statistics and Hazard Mapping for Non-Volcanic Debris flows and Rock Avalanches. Unpublished master thesis. Portland State University.
- Gürsoy, H., Tatar, O., Mesci, L. Ve Koçbulut F. 2005, KAFZ Üzerinde gelişen 17 Mart 2005 Kuzulu Mahallesi Heyelanının (Sugözü Köyü- Koyulhisar Sivas) Jeolojik, Jeomorfolojik özellikleri ve mevcut risk durumu, ATAG-9 Toplantısı, Bildiri özleri Kitabı 44-45 s. Sivas
- Jakop, M., 2005 A Size Classification for Debris Flow. *Engineering Geology* 79, 151-161
- Legros, F., 2002, The mobility of long-runout landslides, *Engineering Geology*, 63, 301-331.
- Terlemez, İ. ve Yılmaz, A., 1980. Ünye - Ordu - Koyulhisar - Reşadiye Arasında Kalan Yörenin Stratigrafisi (1). *Türkiye Jeoloji Kurumu Bülteni*, C. 23, 179-191, Ağustos 1980
- Wen, B., Wang, S., Zhang, J., 2004. Characteristics of rapid giant landslides in China. *Landslides* (2004) 1: 247-261
- Varnes, D.J., 1978. Slope movement types and processes. In *Special Report 176: Landslides: Analysis and Control* (R.L. Schuster and R.J. Krizek, eds.), TRB, National Research Council, Washington, D.C., pp. 11
- Yılmaz, I., Ekemen, T., Yıldırım, M., Keskin, İ., Özdemir, G., 2006 Failure and flow development of a collapse induced complex landslide: the 2005 Kuzulu (Koyulhisar, Turkey) landslide hazard, *Environmental Geology*. 49: 467-470.



Küre Aşıköy Yeraltı Bakır İşletmesinde Uygulanan Dolgulu Oda Yönteminde Oda ve Topukların Duraylılığının İncelenmesi

A.GÖNEN, H. KÖSE, E. YALÇIN

Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü İZMİR

ÖZET: Kastamonu Küre Aşıköy yeraltı işletmesinde halen 945m ve 792m kotları arasında yer alan doğu ve batı sektörü cevherinin üretiminde uygulanan Dolgulu Oda yönteminde açılacak olan oda ve topukların ve genel anlamda tüm yeraltı işletmesinin duraylılığını analiz etmek amacı ile yapılan bu çalışma kapsamında, cevher, bazalt ve dolgu malzemesinden alınan karot numuneleri üzerinde bir dizi kaya mekaniği deneyi yapılmış ve numunelerin jeomekanik özellikleri tespit edilmiştir. Yeraltı açıklıklarının etrafında oluşan gerilme ve deformasyonların hesaplanması için, iki boyutlu bir elasto-plastik sonlu elemanlar programı olan Phase² yazılımı kullanılarak oda ve topuklar için duraylılık analizi yapılmıştır.

ABSTRACT: Within the scope of this study a series of rock mechanics tests have been carried out on the core samples taken from the ore, basalt and backfill material and their geomechanical properties have been determined in order to calculate the stress and deformation around underground openings. In the analysis of the whole underground stability of the rooms and pillars in the Stopping Room method which is applied at Kastamonu-Küre Asikoy Underground Mine between the elevations of 945 m and 792 m in the production of western and eastern sectors, Phase² which is a two dimensional elastoplastic finite elements programme has been used for the stability analysis of the rooms and pillars.

1. GİRİŞ

Aşıköy yeraltı bakır işletmesi Kastamonu ili Küre ilçesinde bulunmaktadır. Kastamonu il merkezinin 60 km kuzeyinde ve Karadeniz sahiline 25 km mesafededir. Cevher üretiminde Dolgulu Oda yöntemi uygulanmakta olup üretim kapasitesi 420.000 ton/yıl, ortalama cevher tenörü %2 Cu olarak belirlenmiştir (Köse vd., 2007).

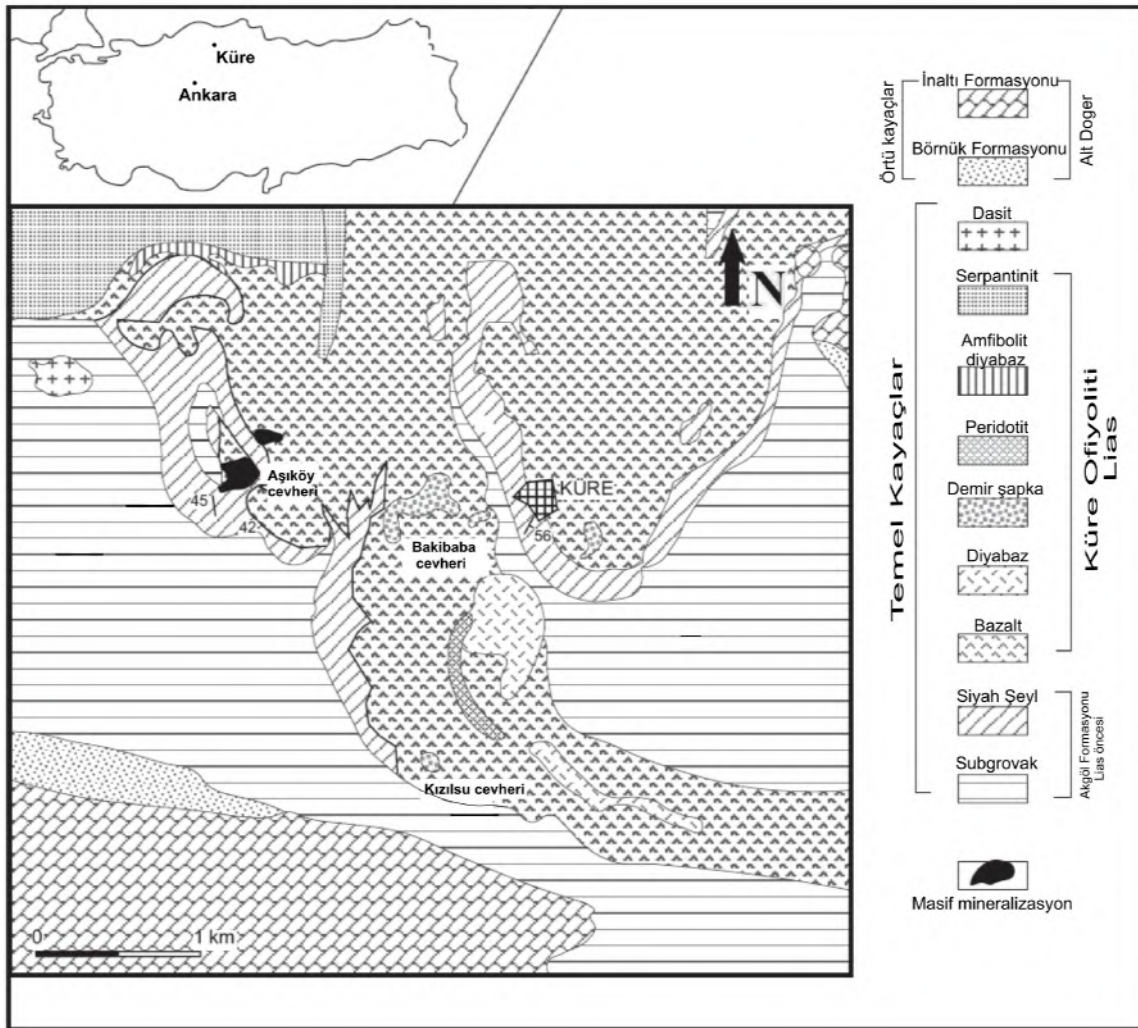
2. BÖLGENİN JEOLJİSİ

Küre Bakır Yatakları, Orta Pontid tektonik kuşağında yer alır. Güneydoğu Anadolu Ofiyolit kuşağından oldukça farklı bir jeolojik geçmişe sahip bir yörede yer almasına rağmen Küre masif sülfid yatakları Kıbrıs tipi ile Kuroko tipi arasında yer alan Kieslager tipine dahil edilebilecek özellikler taşımaktadır (Koç vd., 1995). Yörede subgrovak ve şeyllerden oluşan pelajik sedimanlarla okyanus ortası yayılma ürünü olan toleyitik bazalt volkanitleri yüzeylemektedir. Küre



formasyonunda, önemli tektonik hareketlerin meydana geldiği görünmektedir. Birimler Kuzey-Güney yönlü bir fay tarafından kesilmişlerdir. Cevherleşme bu fayın meydana getirdiği zayıf zonda, toleyitik bazaltların içinde, pelajik sedimanların sınırına yakın kesimlerinde ortaya çıkmıştır.

Cevher Kütlesi Küre Ofiyolitlerinin bir parçası olan, bozuşmuş bazalt serisi içinde meydana gelmiş ve siyah şeyl ile örtülmüştür. Cevher kütlesi faylarla kırılmış ve atıma uğramış, iri masif merceklerden oluşur. Pirit ve kalkopiritten oluşan cevher, tavan kayacı siyah şeylin altında yüksek tenörlü masif mercek, iri taneli çakıllar veya, bozuşmuş tabantaşı içinde daha düşük tenörlü saçınmış ve ağsal pirit ve kalkopirit damarları şeklindedir. Pirit ve kalkopiritler yer yer kolloform doku gösterirler (Köse vd., 2007).



Şekil 1. Küre Bölgesi Jeolojik Haritası (Kuşçu ve Erler, 2002)

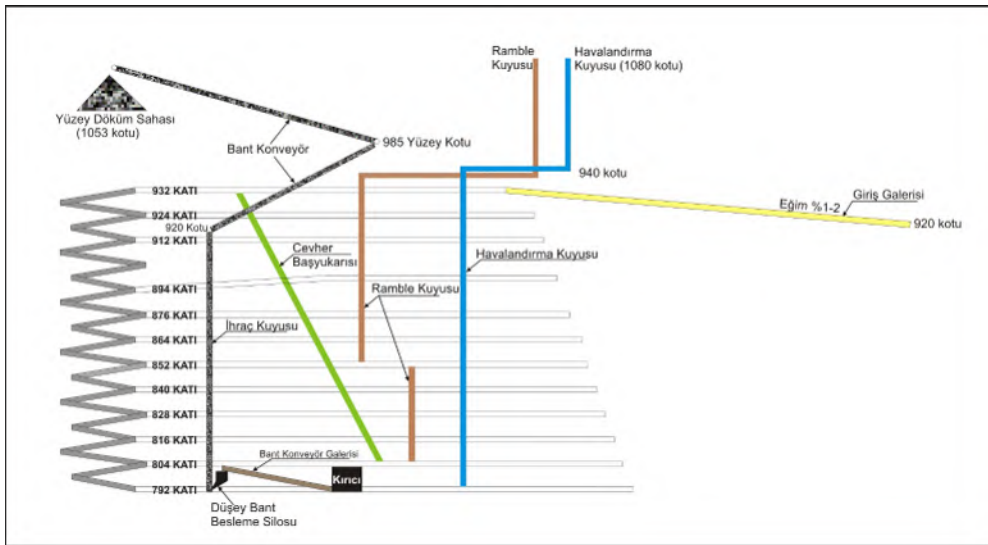
3. ÜRETİM YÖNTEMİ

Küre-Aşıköy yeraltı işletmesinde 945m ve 792m kotları arasında doğu ve batı sektörü olarak adlandırılan başlıca iki büyük cevherleşme mevcuttur. İşletmede ana giriş galerisi %1-2 eğimde ve yaklaşık 2 km uzunluğunda olup 932m kotunda servis rampasına ulaşmaktadır. %6-7 eğim ve toplam 2,5 km uzunluğunda olan servis rampası 792m kotuna kadar devam etmektedir. Servis



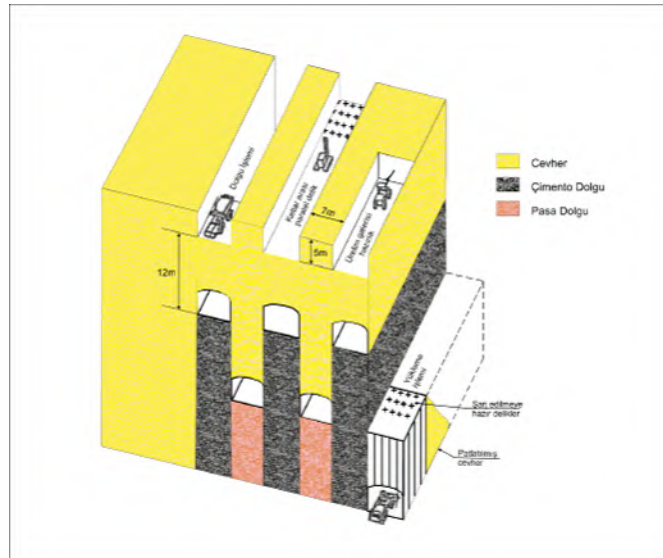
rampasından cevhere doğru sürülen kat galerileri 4,5 m x 4,5 m kesitinde olup, tavan taşında (bazalt) sürülmüşlerdir ve katlar arası mesafe 12 m'dir (Şekil 2).

Tahkimat tavan civatası, çelik hasır ve püskürtme beton ile yapılmıştır. Cevher damarı doğrultusunda sürülen kat kılavuzlarından, cevher doğrultusuna dik yönde açılmış olan 7 m genişliğinde ve 4,5 m yüksekliğindeki damar içi galerileri ile (taban ve taban galerileri ile) panolar oluşturulmaktadır. Panonun sonuna kadar açılmış olan tavan ve taban galerileri bir başyukarı ile bağlandıktan sonra panonun tüm ön cephesini kapsayacak şekilde (7 m) genişletilmektedir (Köse vd., 2007).



Şekil 2. Yeraltı İşletmesi Şematik Genel Ocak Planı.

Panodan cevher üretimi, üst kattaki pano genişliğinde açılmış olan tavan galerisinden delik delme makinası ile yukardan aşağıya açılan 7,5 m (tavan galerisi tabanından taban galerisi tavanına kadar) uzunluğunda ve 76 mm çapında paralel deliklerin, ANFO ile doldurularak patlatılması ile yapılmaktadır (Şekil 3).



Şekil 3. Hazırlık, Üretim ve Dolgu İşlemlerinin Şematik Görünümü

Pano boşluğu içerisindeki patlatılmış cevher, daha önce açılmış olan taban galerisinden uzaktan kumandalı lastik tekerlekli yükleyici ile yüklenerek cevher başyukarisına taşınmaktadır. Her katta üretilen cevher, cevher başyukarisı kanalı ile 804m kotuna indirilmekte, oradan yükleyici ile kırıcı besleme silosuna aktarılan cevher, çeneli kırıcıdan geçirildikten sonra ihraç kuyusu içerisinde bulunan düşey bant konveyöre (flexowell) beslenmektedir. 920m kotu ile 792m kotu arasında açılmış olan ihraç kuyusu 138 m derinliğinde ve 3,80 m çapındadır. Düşey bant konveyör vasıtası ile 920m kotuna çıkarılan cevher, 985 desandresindeki bant konveyöre aktarılmakta oradan da yeryüzündeki döküm sahasına dökülmektedir.

Cevher kaybının ve seyrelmesinin asgari seviyede tutulabilmesi için üretim yapılmış olan pano boşlukları dolgu malzemesi ile doldurulmaktadır. İki pano boşluğu %5 çimento katkılı dolgu malzemesi ile aradaki pano boşluğu ise ekonomik olması bakımından çimentosuz dolgu malzemesi ile doldurulmaktadır. Cevher sınırındaki pano boşluklarının çimento katkılı dolgu ile doldurulmasına özen gösterilmektedir.

4. ODA VE TOPUKLARIN DURAYLILIĞININ İNCELENMESİ

Bu çalışma Aşıköy yeraltı işletmesinde halen 945 m ve 792 m kotları arasında yer alan doğu ve batı sektörü cevherinin üretiminde uygulanan Dolgulu Oda yönteminde açılacak olan oda ve topukların etrafında oluşacak gerilmelerin incelenmesini kapsamaktadır. Yeraltı açıklıklarının etrafında oluşan gerilme ve deformasyonların hesaplanması için, 2 boyutlu bir elasto-plastik sonlu elemanlar programı olan *Phase²* yazılımı kullanılmıştır (Rocscience, 2001).



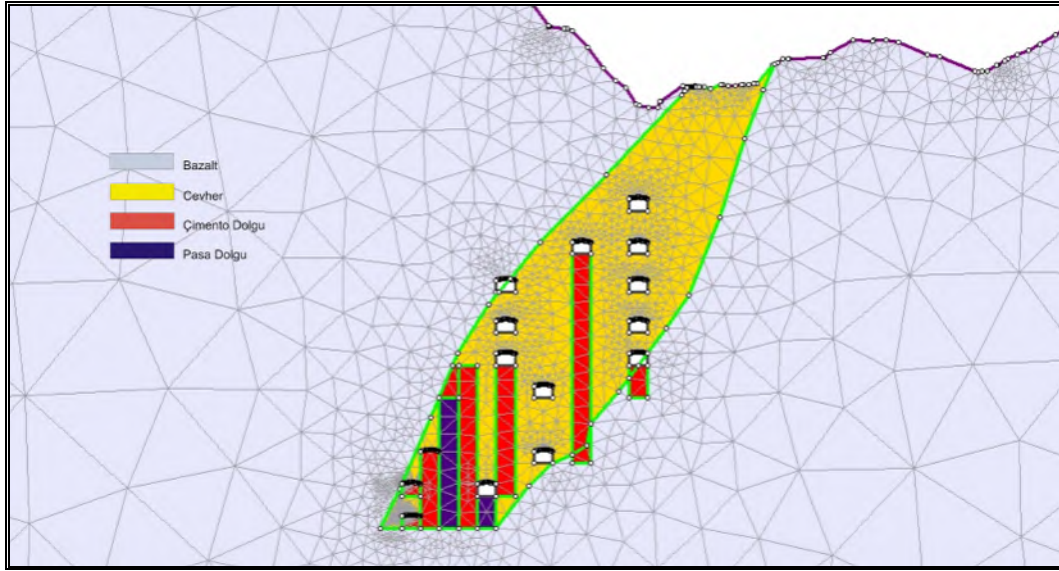
Programda oluşturulan sonlu elemanlar ağında 3 düğüm noktalı üçgen elemanlar seçeneği kullanılarak, modellerde ortalama 10.000-13.000 arasında değişen üçgen eleman kullanılmıştır. Modellerin dış sınırlarının özellikleri belirlenirken, üst kısımlar serbest bırakılmış, modelin sağ ve sol kısmı ise yatayda harekete izin vermeyecek şekilde sabitlenmiştir. Modellerin dış sınır tabanları ise her iki yönde (yatayda ve düşeyde) harekete izin vermeyecek şekilde sabitlenmiştir. Modelin önemli bölgesi olan açıklıkların yakınlarında daha küçük ve sık elemanlar kullanılırken, açıklıklardan uzaklaştıkça eleman yoğunluğu düşürülmüştür (Köse vd., 2007).

Oda ve topukların ve genel anlamda tüm yeraltı işletmesinin duraylılığını analiz etmek amacı ile cevher, bazalt ve dolgu malzemesinden alınan karot numuneleri üzerinde bir dizi kaya mekaniği deneyi yapılmış ve numunelerin jeomekanik özellikleri tespit edilmiştir (Tablo1). *Phase²* programı ile sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak yapılan modellerde, laboratuvarı elde edilen bu değerler kullanılmıştır (Gönen, 2008).

Tablo 1. Cevher, Yan Kayaç ve Dolgunun Jeomekanik Özellikleri

	Cevher	Bazalt(Tavan taşı)	%5 Çimento Katkılı Dolgu
Yoğunluk (gr/cm ³)	4,1	2,7	2,1
Tek Eksenli Basınç Dayanımı (MPa)	55	65	6,5
Endirekt Çekme Dayanımı (MPa)	4,9	6,1	0,7
Kohezyon (C)	12,3	13,5	1,4
İçsel Sürtünme Açısı (φ)	43,8	45,5	25,4
Young Modülü (MPa)	33500	47600	2850
Poisson Oranı	0,26	0,25	0,34

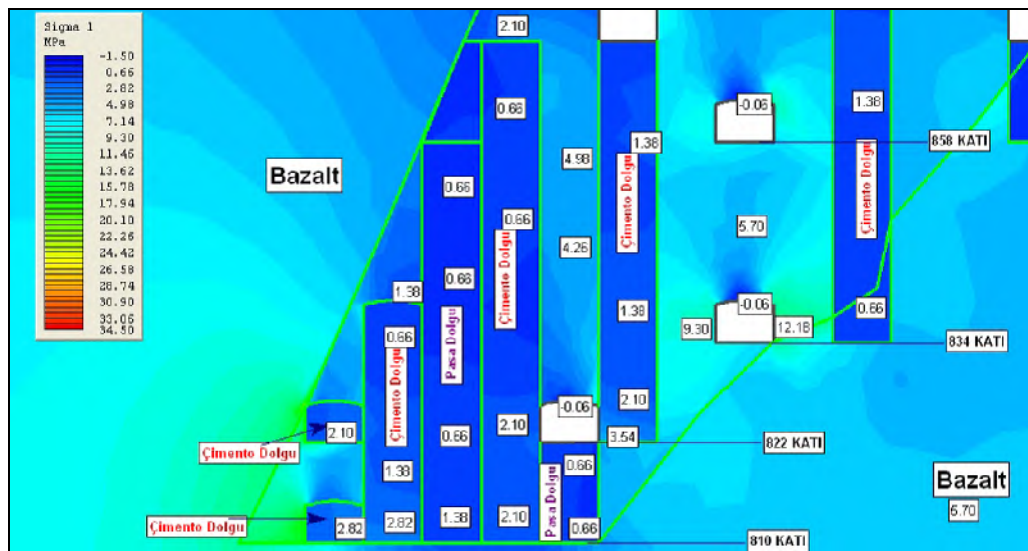
İlk etapta, Aşıköy yeraltı işletmesinin 945m ve 792m kotları arasında yer alan batı sektörü cevherinin sayısal modellemesi yapılmıştır (Şekil 4). Katlarda yapılan mevcut son üretim durumuna göre oda ve topukların etrafında oluşan gerilmeler incelenmiştir. Modelin büyük olmasından dolayı batı sektörü cevherleşmesi 810m – 858m kotu arası ve 858m – 912m kotu arası olmak üzere iki aşamada değerlendirilmiştir. Bu yolla rakamların ve gerilme dağılımlarının daha anlaşılabilir olması sağlanmaktadır.



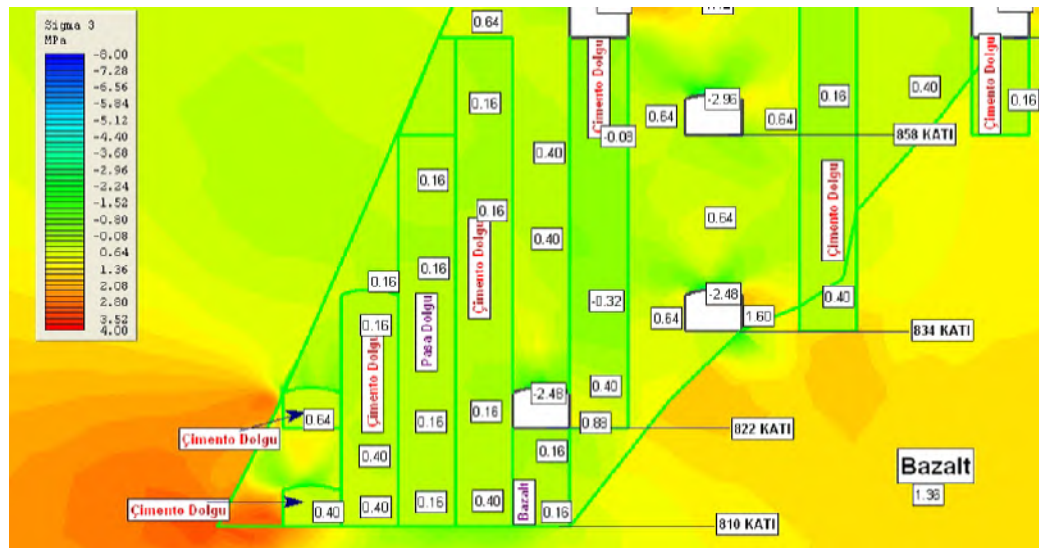
Şekil 4. Batı Sektörü Cevheri Mevcut Üretim Durumu ve Modellenmesi

Şekil 5’de 810m – 858m kotu arası batı sektörü cevherinde oda ve topuklar etrafında oluşan düşey gerilmeler görülmektedir. Galerî tavanlarında düşük bir miktar ($-0,06\text{MPa}$) çekme gerilmesi, çimento dolgulu panolarda $0,66\text{--}2,10\text{MPa}$, pasa dolgulu panolarda ise E-Modülünün daha düşük olmasından dolayı $0,66\text{--}1,38\text{MPa}$ basınç gerilmeleri oluşmaktadır. Dolgusu yapılmış panolar arasındaki bölümde ise biraz artarak maksimum 5MPa basınç gerilmesi oluşmaktadır. Üretilmesi planlanan panolar için açılan tavan ve taban galerilerinin yan duvarlarında maksimum $12,18\text{MPa}$ ’lık bir gerilme oluşmaktadır. Bu değerler cevherin tek eksenli basınç dayanımı olan 55MPa ’dan düşük olduğundan panoların dayanımı ile ilgili bir sorun oluşmamaktadır.

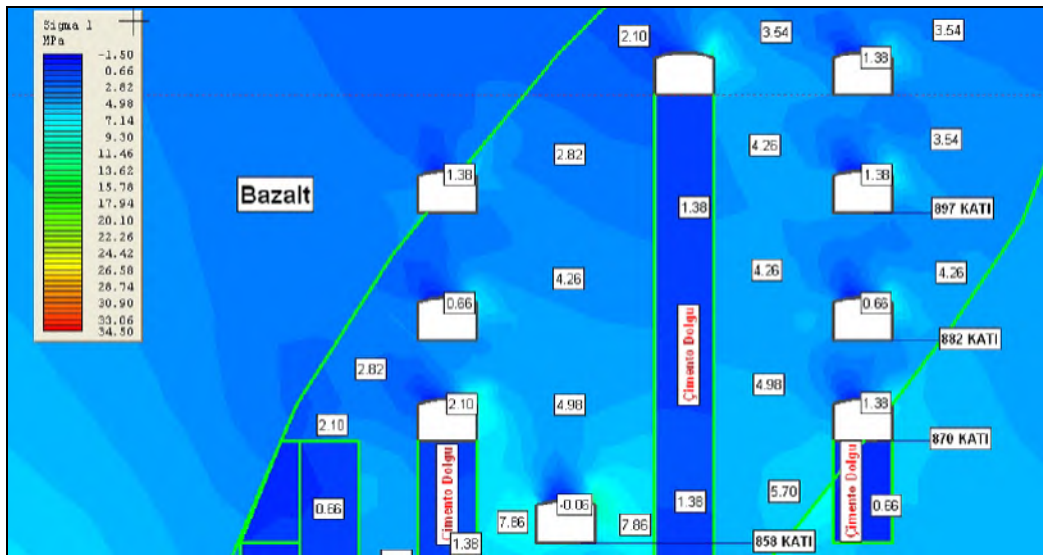
Yatay gerilmeler incelendiğinde, en yüksek gerilmelerin tavan ve taban galerilerinin tavanında oluştuğu ve çekme ($2,48\text{--}2,96\text{MPa}$) gerilmesi olduğu ve bu değerlerin cevherin çekme mukavemetinin altında olduğu görülmektedir. Şekil 6’dan görüldüğü gibi diğer bölgelerde oluşan yatay gerilmeler oda ve topukların duraylılığını olumsuz etkileyecek değerlere ulaşmamaktadır.



Şekil 5. Batı Sektöründe Oda ve Topuklar Etrafında Oluşan Düşey Gerilmeler
(810m – 858m kotları arası)

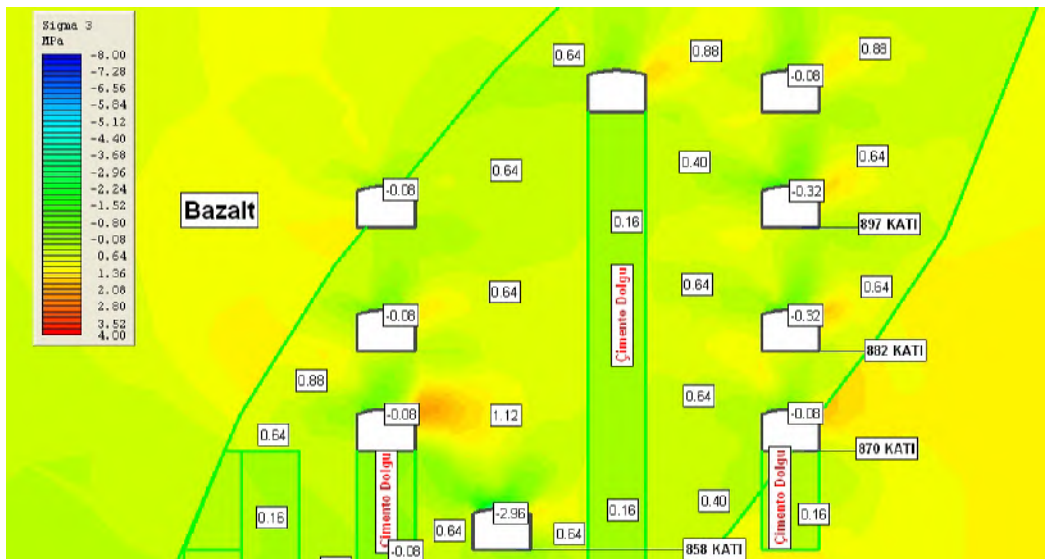


Şekil 6. Batı Sektöründe Oda ve Topuklar Etrafında Oluşan Yatay Gerilmeler
(810m – 858m kotları arası)

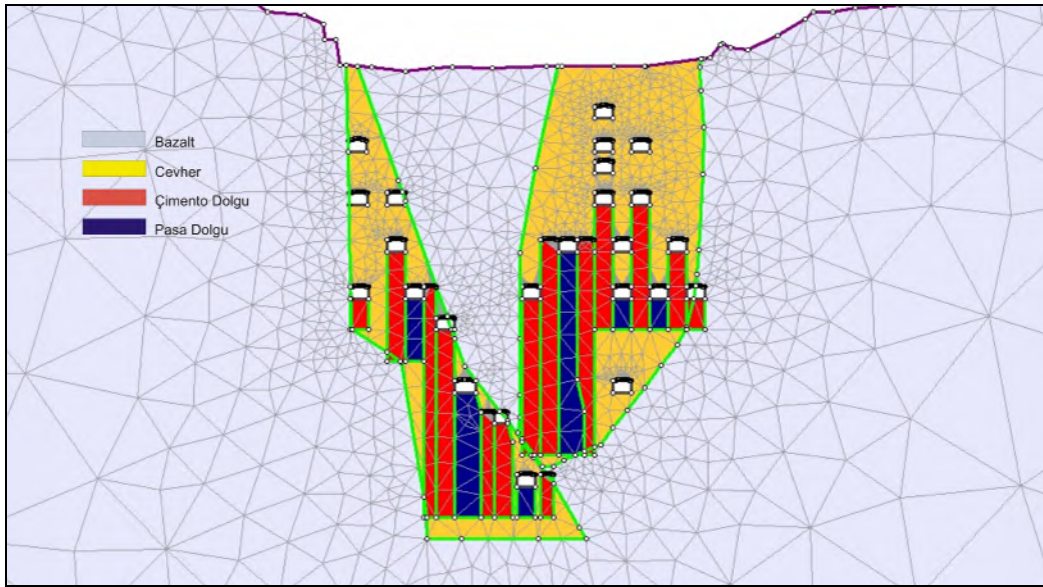


Şekil 7. Batı Sektöründe Oda ve Topuklar Etrafında Oluşan Düşey Gerilmeler
(858m – 912m kotları arası)

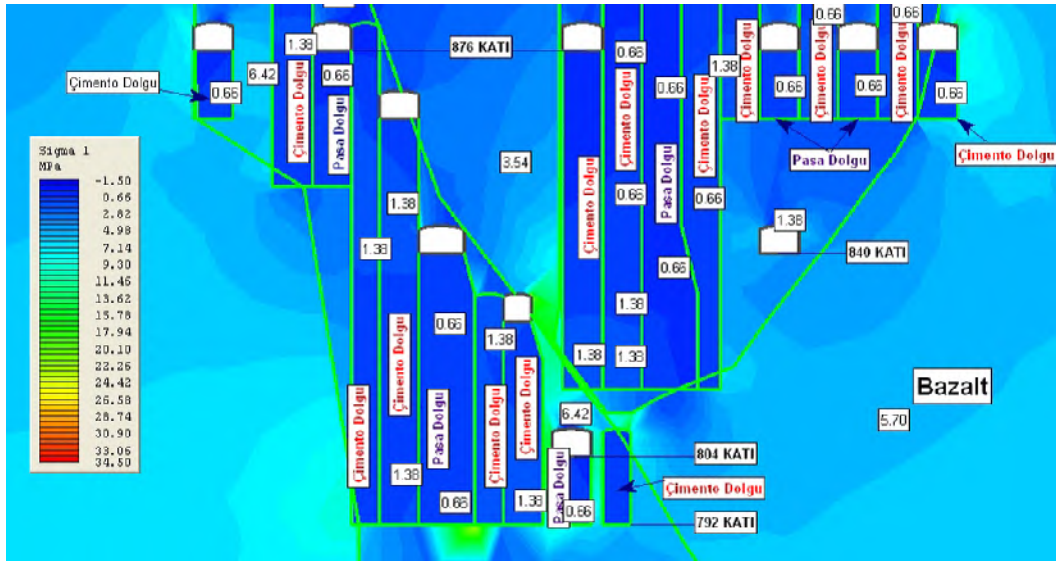
Bu kotlarda oda, galeri etrafında ve topuklarda oluşan gerilmeler de yeraltı işletmesi stabilitesini olumsuz yönde etkileyecek değerlere ulaşmamaktadır.



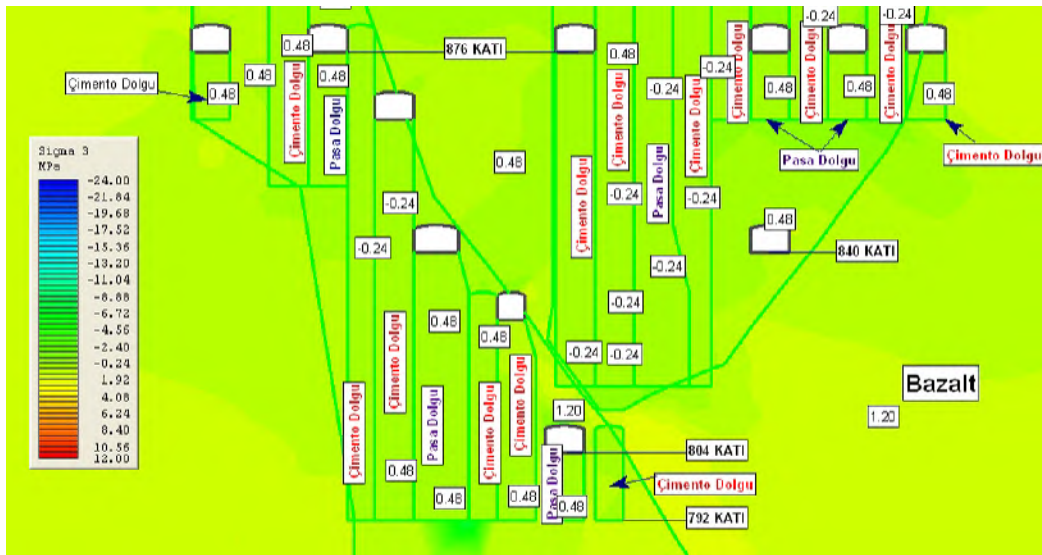
Şekil 8. Batı Sektöründe Oda ve Topuklar Etrafında Oluşan Yatay Gerilmeler
(858m – 912m kotları arası)



Şekil 9. Doğu Sektörü Cevheri Üretim Durumu ve Modellenmesi

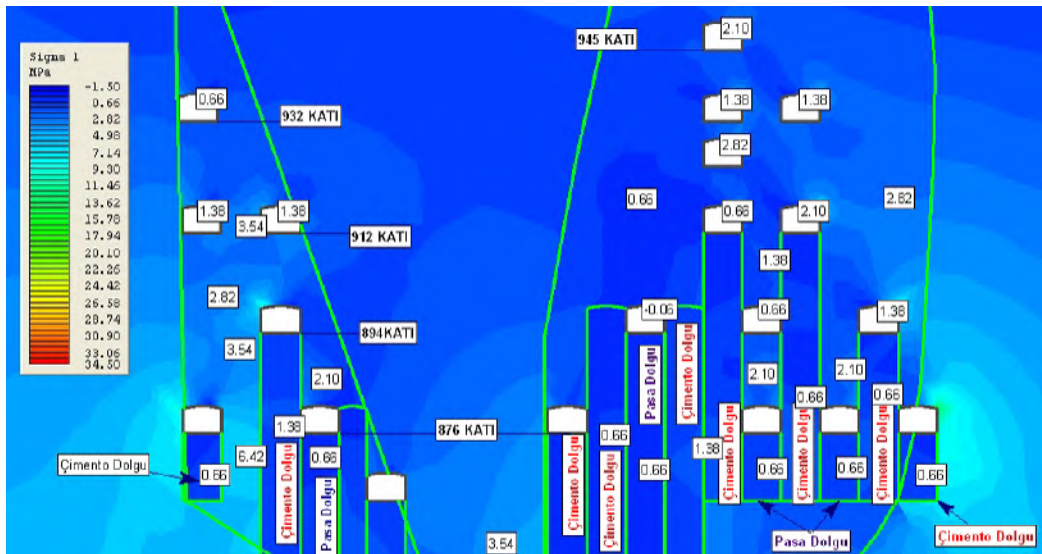


Şekil 10. Doğu Sektöründe Oda ve Topuklar Etrafında Oluşan Düşey Gerilmeler (792m – 876m kotları arası)



Şekil 11. Doğu Sektöründe Oda ve Topuklar Etrafında Oluşan Yatay Gerilmeler (792m – 876m kotları arası)

Şekil 11 ve 12’de görüldüğü gibi doğu sektöründe oluşan gerilmeler de oda ve topukların dolayısıyla yeraltı işletmesinin stabilitesini olumsuz olarak etkileyecek düzeyde değildir.



Şekil 12. Doğu Sektöründe Oda ve Topuklar Etrafında Oluşan Düşey Gerilmeler (876m – 945m kotları arası)



5. SONUÇLAR

Bu çalışmanın birinci aşaması cevher yatağının, yan kayacın ve dolgu malzemesinin jeomekanik özelliklerinin laboratuvar çalışmaları ile belirlenmesinden oluşmaktadır. Bu amaç için çok sayıda deney yapılmış ve cevherin, yankayacın ve dolgu malzemesinin yoğunluğu, tek eksenli basınç dayanımı, çekme dayanımı, kohezyonu, içsel sürtünme açısı, Young modülü, Poisson oranı belirlenmiştir. İkinci aşamada ise odalar etrafında ve topuklarda oluşan gerilmeler, laboratuvarda yapılan deney sonuçları kullanılarak belirlenmiş ve duraylılık analizi yapılmıştır.

Aşağıdan yukarıya doğru odaların üretilmesi ve boşlukların çimento katkılı dolgu malzemesi ile yada çimento katkısız dolgu malzemesi doldurulması durumuna göre oluşan gerilmeler incelendiğinde, hem batı hem de doğu sektörü cevherleşmesi için herhangi bir stabilite sorunu ile karşılaşılmayacağı anlaşılmaktadır.

Panoların üretim sıralaması alt katlardan üst katlara doğru olmakla beraber, bir üst kattaki panoların üretimine geçmek için alt kattaki panoların tümü üretilmemektedir. Bunun iki önemli nedeni vardır. Birincisi alt kattaki panonun tavan galerisi üst kattaki panonun taban galerisi olarak tekrar kullanıldığı için dolgu malzemesi ile doldurulmamaktadır. Yani üst kat panolarının taban galerilerinin tabanı dolgu malzemesinden oluşmaktadır. Bu durumda tüm galeriler yan yana gelince (galeri genişliği pano genişliği ile aynı olduğundan) henüz üretilmemiş panoların altında destek kalmayacağı için duraylılık sorunu oluşacaktır. İkincisi ise, aynı katta çok sayıda pano bulunduğu için aynı kat galerilerinden çok sayıda panonun üretimi zor olacaktır. Bu nedenlerle bir kaç kattan aynı anda üretim yapmak hem panoların duraylılığı ve makina-ekipmanların trafik organizasyonu hem de cevher tenör optimizasyonu açısından uygun olmaktadır. Genelde alt kattan yukarıya doğru pano üretim sıralaması ya üçgen yada diyagonal şeklinde oluşturulmaktadır. Bu üretim sıralaması da yeraltı işletmesinin stabilitesi açısından önemlidir.

6. KAYNAKLAR

Gönen, A., 2008. *Etibakır A.Ş. Küre Bakır Madeni Yeraltı Üretim Yönteminin Teknik ve Ekonomik Açından İrdelenmesi*. Yürütülmekte olan doktora tezi çalışması, Dokuz Eylül Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, İzmir.

Koç, Ş., Unsal, A., Kadioğlu, Y. K., 1995. *Küre (Kastamonu) Cevherleşmelerini İçeren Volkanitlerin Jeolojisi, Jeokimyası ve Jeotektonik Konumu*. MTA Dergisi 117, 41-54.



- Köse, H., Yalçın, E., Gönen, A., 2007. *Etibakır A.Ş. Aşıköy Yeraltı Bakır İşletmesi İkinci Etap (792m-605m kotu arasındaki cevher rezervi için) Yeraltı Projesinin Teknik Açıdan Değerlendirilmesi*. Proje Raporu, Dokuz Eylül Üniversitesi Vakfı, İzmir.
- Köse, H., Yalçın, E., Gönen, A., 2007. *Aşıköy Yeraltı İşletmesinde Uygulanan Dolgulu Oda Yönteminde Oda ve Topukların Duraylılığının İncelenmesi*. Proje Raporu, Dokuz Eylül Üniversitesi Vakfı, İzmir.
- Kuşçu, İ., Erler, A., 2002. *Pyrite Deformation Textures in the Deposits of the Küre Mining District (Kastamonu-Turkey)*. Turkish Journal of Earth Sciences (Turkish J. Earth Sci.), Vol. 11, 2002, pp. 205-215.
- Rocscience, 2001. *Phase² User's Guide*. Rocscience Inc, Toronto, Ontario, Canada.



Bazı Kayaçların Statik ve Dinamik Elastisite Modülleri Arasındaki İlişkinin Genetik Programlamayla Sembolik Regresyon Analizi

Symbolic Regression Analysis for the Relationship Between Static and Dynamic Elasticity Moduli of Some Intact Rocks via Genetic Programming

¹Murat KARAKUŞ, ¹Bülent TÜTMEZ, ²Devkan KALECİ

¹ İnönü Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Müh. Böl., 44280 – Malatya

² İnönü Üniversitesi, Fen-Edebiyat Fakültesi, Fizik Böl., 44280 – Malatya

ÖZ

Bu çalışmada, bazı kayaçların statik ve dinamik elastisite özelliklerinin Genetik Programlama (GP) yardımıyla sembolik regresyonu amaçlanmıştır. Sembolik Regresyon (SR), bilinen bir veri kümesinin karakteristiğine uygun olan matematiksel fonksiyonların bulunmasını ve bu fonksiyonların tanımlanmasını amaçlayan bir yöntemdir. Genetik Programlama ise evrimsel hesaplama tekniklerinin bir parçası olup, Darwin'in ünlü evrim teorisi "en sağlıklı birey hayatta kalır" temel argümanı üzerine kurulmuştur. GP yöntemi, karmaşık problemlerin çözümünde oldukça etkin ve başarılı sonuçlar üretebilmektedir. Malatya ve çevresinden toplanan bazı kaya bloklarından alınan karot örneklerine statik deformabilite testleri yapılmıştır. Aynı zamanda, dinamik özelliklerinin belirlenmesi amacıyla 220 kN yüke dayanıklı ultrasonik dalga üreticiler kullanılarak, numunelerden geçen P ve S dalgalarının hızları ölçülmüştür. Uygunluk fonksiyonu olarak Mutlak Farkların Toplamının (MFT) aritmetik ortalaması kullanılmıştır. Bulunan değerler istatistiksel olarak değerlendirildikten sonra statik ve dinamik elastisite özellikler arasındaki ilişkiyi temsil edecek GP ile üretilen en iyi fonksiyon kestirim modeli olarak önerilmiştir.

Anahtar kelimeler: Genetik Programlama, Statik Elastisite Modülü, Dinamik Elastisite Modülü, Sonik Hız Deneyi, Sembolik Regresyon Analizi

ABSTRACT

The main objective of this study is to conduct a symbolic regression analysis using Genetic Programming for the evaluation of the static and dynamic elasticity properties of some intact rocks. Symbolic regression (SR) is a process of finding a function that fits a given finite data sets as well as providing a method of functions identification. Genetic Programming (GP) is a part of the evolutionary computation techniques based on Darwinian Theory of evolution "survival of the fittest". GP technique can produce effective and satisfactory solutions for

E-posta: mkarakus@inonu.edu.tr (M. Karakuş)



complex problems. In order to carry out this research core samples taken from the rock blocks collected from Malatya region were subjected to the static deformability tests. At the same time, for determination of the dynamic elastic properties of intact rocks, transducers having housing that can withstand a load of 220 kN (22 ton) were used and P & S wave velocities were measured accordingly. As fitness function arithmetic mean of Sum of Absolute Difference (SAD) was used. Having evaluated the results statistically, the best function generated by GP representing the relationship between static and dynamic elasticity modulus is proposed as a prediction model.

Key Words: Genetic Programming, Static and Dinamic Elasticity Modulus, Sound Velcity Test, Symbolic Regression Analysis

1. GİRİŞ

Elastisite, kaya malzemesi de dâhil olmak üzere mühendislik malzemelerinin gerilme-deformasyon karakteristiklerinin temelini oluşturur ve karmaşık malzeme davranışlarının anlaşılmasında önemli bir yere sahiptir. Yük altındaki kayaların davranışlarını belirleyebilmek için Elastisite modüllerinin (E) ve Poisson Oranları'nın (ν) belirlenmesi gerekmektedir. Bunun için, kayaçların deformasyon karakteristikleri statik ve dinamik deney yöntemleri olmak üzere başlıca iki şekilde bulunabilmektedir. Statik deformabilite deneyi örneğin Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği'nin (ISRM) önerdiği yöntemle ile belirlenebilmektedir (ISRM, 1978). Dinamik elastik özelliklerin belirlenmesi amacıyla öncelikle P ve S dalgalarının örnekler üzerindeki geçiş hızları ölçülmekte ve aşağıda verilen ilişkiler kullanılarak dinamik elastik özellikler de belirlenmektedir (Eşitlik 1,2&3).

$$E_d = \rho V_s^2 \frac{(3V_p^2 - 4V_s^2)}{(V_p^2 - V_s^2)} \quad (1)$$

$$\nu_d = \frac{(V_p^2 - 2V_s^2)}{2(V_p^2 - V_s^2)} \quad (2)$$

$$G_d = \rho V_s^2 \quad (3)$$

burada;

V_p : P dalgasının yayılma hızı (km/s)

V_s : S dalgasının yayılma hızı (km/s)

ρ : Kayacın kütle yoğunluğu (g/cm^3)

E_d : Dinamik elastisite modülü, (GPa)

ν_d : Dinamik Poission oranı ve

G_d : Dinamik Rijidite (makaslama) modülüdür. (GPa)



Karakuş (2008) ilk olarak genetik programlama yöntemini kaya mekaniği alanında kullanmış ve oldukça başarılı sonuçlar elde etmiştir. Starzec (1999) 300 adet kristalin kayaç üzerinde yapmış olduğu deney sonuçlarına göre; istatistiksel değerlendirmeye bağlı olarak statik ve dinamik elastik özellikler arasında determinasyon katsayısı $R_{kare}=0.82$ olan doğrusal bir ilişki önermiştir. Balcı vd. (1998) bazı kayaçların statik ve dinamik elastisite modüllerini karşılaştırmışlar fakat belirgin bir ilişki bulamamışlardır. Bunun nedenin ise kayaçların farklı çatlak düzlemlerine sahip olmasından kaynaklandığı sonucuna varmışlardır.

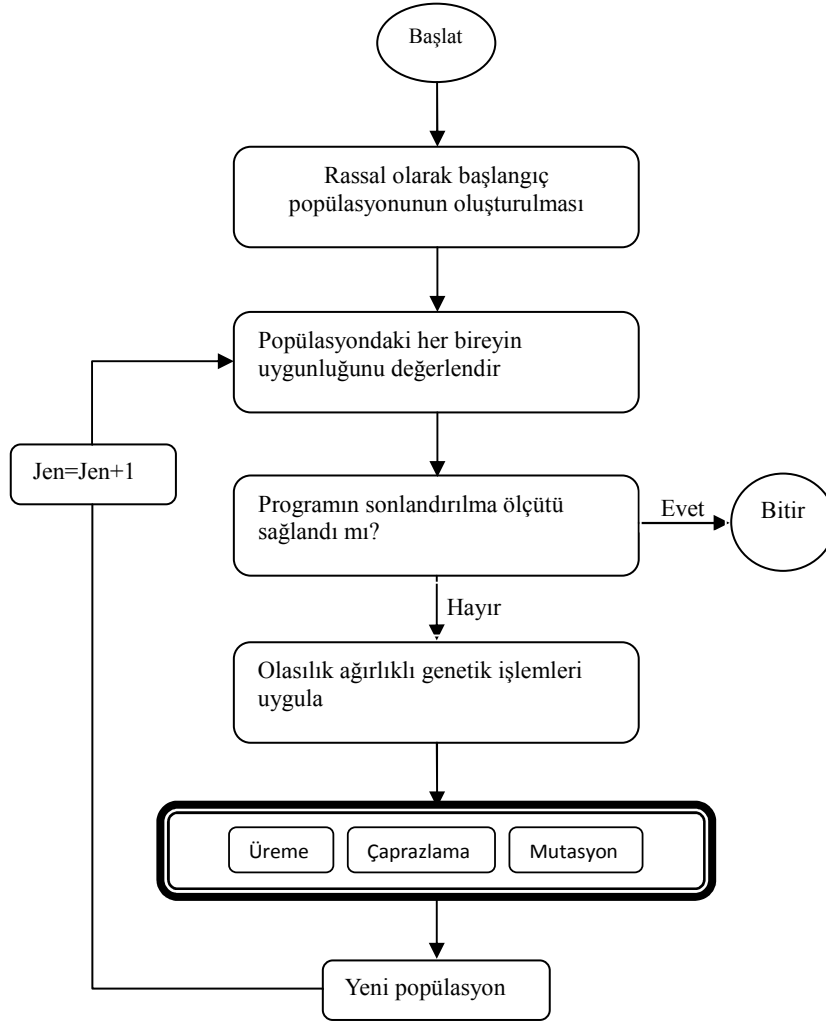
Genetik Programlama (GP) genetik algoritmanın bir uzantısı olup, karmaşık problemlere çözüm üreten yeni bir yöntemdir (Koza, 1992). GP problemlerin çözümünde kullanılacak fonksiyonları da belirleyebilmektedir. Dolayısıyla çok düşük ilişkilerin olduğu kompleks geoteknik problemlerin çözümünde de başarılı olmaktadır (Javadi vd. (2006), Johari vd. (2006), Narendra vd. (2006), Baykasoğlu vd. (2008)). Genetik algoritmanın tam tersine Genetik programlama sorunu çözmek için otomatik olarak bilgisayar programları üretir. Rassal olarak üretilmiş bilgisayar programları (BP) arasından en uygun programı seçerek çözüme ulaşır. Üretilen bilgisayar programları Darwinin hayatta kalma, en iyinin yaşaması ve uygun çiftlerin eşleşme kavramlarına bağlıdır. Dolayısıyla çözülmesi planlanan problemler üreme (reproduction), çaprazlama (crossover) ve mutasyon (mutation) gibi genetik operatörler ile gerçekleştirilir.

Problemin çözümünü oluşturacak başlangıç popülasyonu rassal olarak oluşturulur. Bu programlar problemin karakteristiğine uygun olarak kullanıcı tarafından seçilen uygun fonksiyonlar ve terminallerden oluşur. Dolayısıyla problemin yapısına uygun fonksiyon ve terminal seçimi çözüme ulaşmakta çok önemli bir yere sahiptir. Bu nedenle problemin doğasını derinlemesine bilmek gerekmektedir. Aksi durumda yanlış seçilen fonksiyonlar ve terminaller (bağımsız değişkenler) ile çözüme ulaşmak ya da çözüm olarak bulunan fonksiyonlar oldukça yanıltıcı olabilir. Şekil 1’de Genetik Programlamanın genel programlama akışı gösterilmektedir. Daha önce belirtildiği gibi BP fonksiyonlardan ve terminallerden oluşur. Bu fonksiyonlar örneğin; toplama, çıkarma, çarpma, logaritma, üslü ifadeler, karekök gibi standart aritmetik operatörler ya da mantıksal fonksiyonlar olabilir. İncelenen konunun karakteristiğine bağlı olarak doğru-yanlış, tamsayı-değerli, gerçel-değerli, karmaşık-değerli, vektör değerli ya da sembolik değerli olabilirler.

Fonksiyon ve terminallerin iki önemli koşulu sağlamaları gerekmektedir. Bu koşullar korunma (closure property) ve yeterlilik özellikleridir (sufficiency property) (Koza,1992). Korunma özelliğinde, kullanılan fonksiyonlar ve terminaller olumsuz tüm olasılıklara karşı korunmuş olmalıdır. Örneğin, negatif bir sayının kareköküne karşı alternatif bir çözüm sağlanmış olmalıdır. Diğer taraftan yeterlilik özelliğinde ise seçilen fonksiyonların ve değişkenlerin çözülmesi planlanan problemin doğasına uygun olması gerekmektedir. Yani uygun fonksiyonlar ve



değişkenler seçilmelidir. Bu iki önemli koşul sağlanmadığı durumda üretilen çözümün sağlıklı olması mümkün değildir.



Şekil 1.Genetik programlanmanın genel akım grafiği.

Figure 1. General flow chart of genetic programming.

2. GENETİK OPERASYONLAR

GP'da üç türlü genetik operasyon kullanılır. Bunlar, **üreme**, **çaprazlama** ve **mutasyon**'dur. **Üreme** operasyonu uygunluk fonksiyonuyla orantılı olarak mevcut bilgisayar programları arasından birinin seçilmesini ve yeni popülasyonun içine kopyalayarak bir sonraki jenerasyona geçmesini sağlar (Koza, 1992). Uygunluk fonksiyonuyla orantılı, rulet algoritmali, turnuva seçimli ve LPP (Lexicographic Parsimony Pressure) seçimli olmak üzere farklı üreme yöntemleri vardır.



Rulet seçimi: Yeni birey yani bilgisayar programı uygunluk değerinin rulet çemberi üzerindeki oranına bağlı olarak oluşturulur. Yüksek uygunluk değerleri olan bireyler bir sonraki jenerasyona yeni birey olarak seçilirler.

Rank seçimi: Rulet seçimine benzer bir yöntemdir fakat uygunluk değerinin orantısal olarak değil de sayısal değerine göre bir derecelendirme ile yeni bireyler seçilir.

Turnuva seçimi: Bu yöntemde rassal olarak seçilen ana bireyler arasında en yüksek uygunluk derecesine sahip olanlar yeni jenerasyon için seçilir.

LPP seçimi: Turnuva seçimine benzer çok amaçlı bir yöntemdir. Bu yöntem hem uygunluk fonksiyonun hem de ağaç yapılarının optimizasyonunu sağlamaktadır. Eşitlik durumunda, en az sayıdaki düğüm noktalarından oluşan en küçük birey en uygun birey olarak seçilmektedir. Silva (2003) bu tekniğin, uygunluk fonksiyonunda bir ilerleme sağlanamadığı durumda aşırı kod genişlemesinin kontrolünde çok etkin olduğunu ifade etmiştir. Aşırı kod büyümesini (bloat) kontrol etmek için standart olarak maksimum derinlik kullanılmaktadır.

Çaprazlama işlemi, iki ana bireyden rastgele seçilen düğüm noktalarından sonraki kolların birbirleri arasında yer değiştirmesiyle gerçekleştirilir. Böylece iki yeni yavru birey ortaya çıkmış olur. Aşağıda verilen Eşitliklerde çaprazlama işlemi sonucunda oluşan yeni yavru bireyler (Eşitlik 6&7) görülmektedir. I. ve II. ana bireyler (Eşitlik 4&5) arasındaki çaprazlama işlemi aşağıdaki gibidir.

$$\text{Ana birey I} \quad \frac{xy}{\sin z} + (x - z) \quad (4)$$

$$\text{Ana birey II} \quad \left(\frac{x}{z} + e^y \right) - z^2 \quad (5)$$

Çaprazlamadan sonraki yeni birey;

$$\text{Yavru birey I} \quad \frac{x}{z} + (x - z) \quad (6)$$

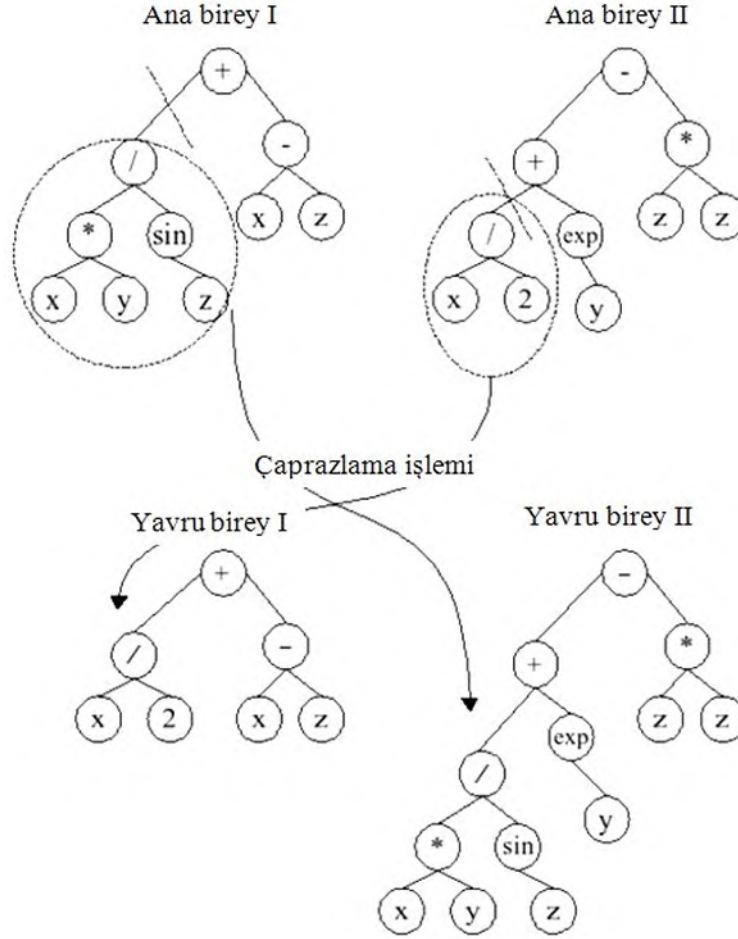
$$\text{Yavru birey II} \quad \left(\frac{xy}{\sin z} + e^y \right) - z^2 \quad (7)$$

Şekil 2'de daha açıkça görüldüğü gibi, çaprazlama işlemi rassal olarak seçilen düğüm noktalarından sonraki alt S-ifadelerinin yer değişmesi şeklinde olmaktadır.

Mutasyon; ana ağaçtan rastgele bir düğüm noktasının seçilmesi ve mevcut terminal ve



fonksiyonlardan rastgele oluşturulmuş yeni ağaçlarla yer değiştirmesidir. Koza (1992) mutasyonun düşük bir role sahip olduğunu vurgulamış ve hatta çoğu durumda mutasyonun dikkate alınmayabileceğini ifade etmiştir.



Şekil 2. Genetik programlamadaki çaprazlama işlemi.

Figure 2. Crossover operation in genetic programming.

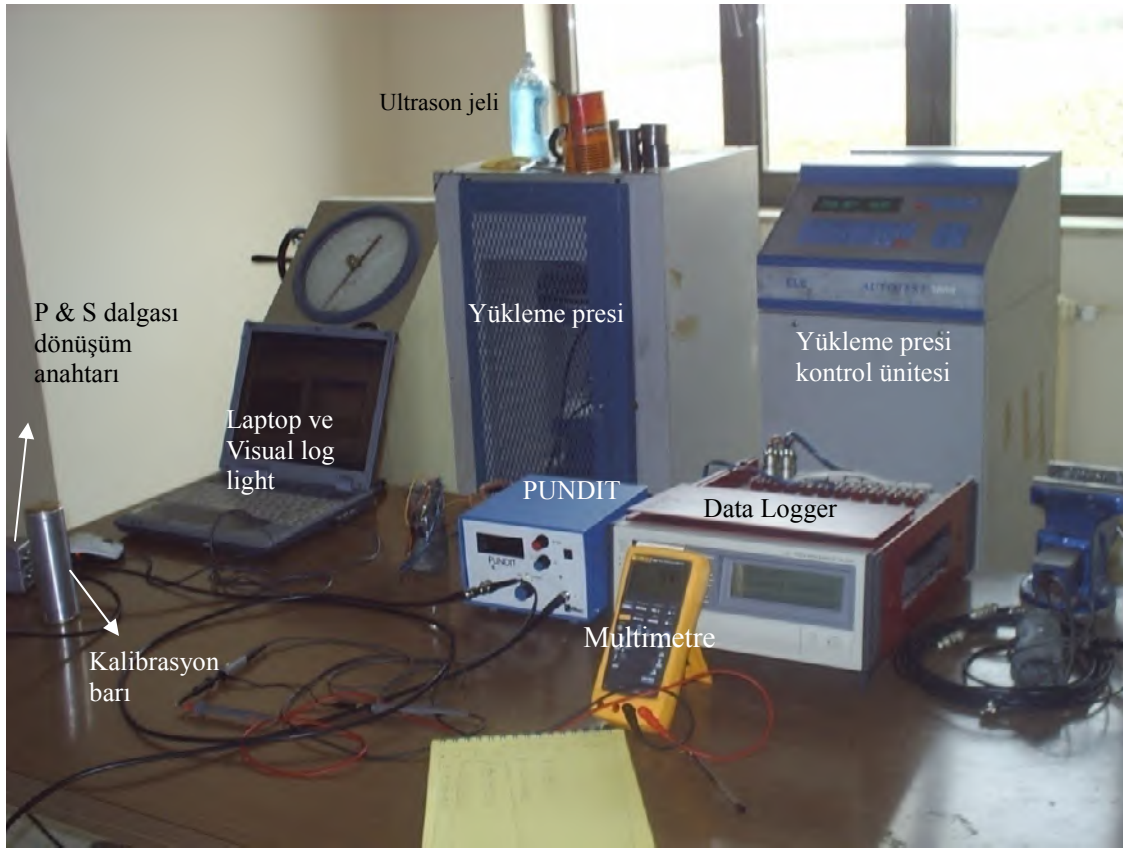
3. Deneysel çalışmalar

Malatya bölgesinde toplanan kaya bloklarından alınan karot örnekleri statik ve dinamik elastik özelliklerinin belirlenmesinde kullanılmıştır. Üç farklı kaya bloğundan alınan toplam 25 karot örneği deneylerde kullanılmıştır. NX (54 mm) çapındaki karot örnekleri karot alma makinesiyle alındıktan sonra kesme ve tıraşlama yapılmak üzere ELE marka tıraşlama makinesinde boy çap oranı yaklaşık 2 olacak şekilde deneye hazır hale getirilmiştir. Her numune ayrıca tıraşlanmış ve daha sonra kaba zımparayla üst ve alt yüzeylerin pürüzlülükleri giderilmiştir.

Alınan karot örnekleri Kireçtaşı, Bazalt ve Kilitaşı'ndan oluşmaktadır. Buoyancy yöntemiyle kuru ve doymuş yoğunluklar belirlendikten sonra etkin porozite değerleri de belirlenmiştir.

3.1 Kayaçların dinamik elastik özelliklerin belirlenmesi

Kayaç örnekleri içerisinde P ve S dalgalarının ilerleme hızları PUNDIT-6 portatif ultrasonik test cihazı kullanılarak ölçülmüştür (ISRM, 1978). Her örnek 0.3-4MPa arası bir yükte sıkıştırıldıktan sonra ölçümler yapılmıştır. Bunun için 220kN yük taşıma kapasitesine sahip özel P&S sinyal üreticileri kullanılmıştır (Şekil 3). Deneye başlamadan önce kalibrasyon barı kullanarak PUNDIT ayarlanmıştır. Kullanılan sinyal üreticilerinin nominal frekansı 1MHz'dir. Deney sırasında dalga tekrarlaması frekansı (PRF) 100pps ve dalga jeneratörü 500V olarak ayarlanmıştır. Her bir kayaç üzerinden geçirilen P&S dalgalarının yayılma hızları kaydedildikten sonra örneklerin boylarına bölünerek yayılma hızları ölçülmüştür. Ölçüm yöntemi daha detaylı olarak Ulusay vd. (2005) tarafından açıklanmıştır.



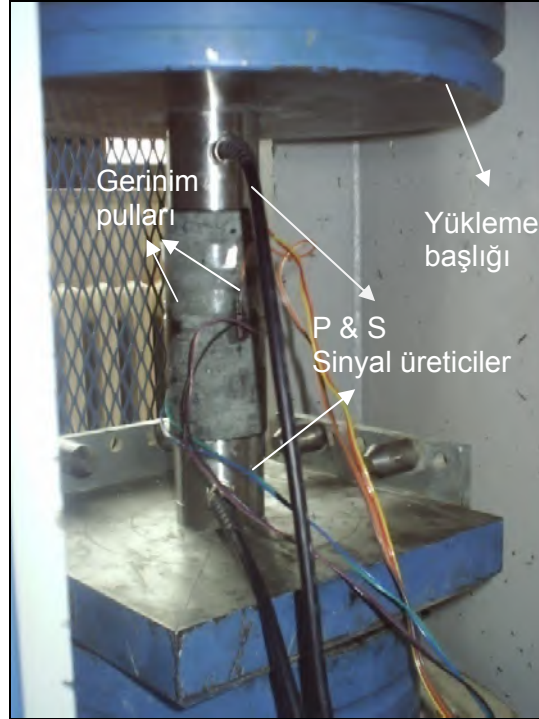
Şekil 3. Deney düzeneğinin genel bir görünüşü.

Figure 3. A general view of experimental setup.



3.2 Kayaçların statik elastik özelliklerin belirlenmesi

Deney için hazırlanan aynı karot örnekleri üzerine iki eksenel, iki tane çapsal olmak üzere dört adet gerinim pulları (strain gauges) yapıştırılmıştır (Şekil 4). Deformasyon ölçerler ve yalancı birim deformasyon ölçerlerin (dummy gauges) bağlandığı karot örnekleri tam köprü (Full-Bridge) düzeneği hazırlanarak data logger'a bağlanmıştır (Şekil 3). Visual Log light yazılımı ve RS232-C arayüz bağlantısı ile data logger'dan alınan ölçümler dizüstü bilgisayara gerçek zamanlı olarak aktarılmış ve kaydedilmiştir. Visual log light yazılımı data logger'dan aldığı verileri grafik olarak çizememektedir. Bunun için veriler CSV formatında Excel programına atılarak burada oluşturulan grafik yardımıyla gerilme-birim deformasyonlar gerçek zamanlı olarak gözlemlenebilmiştir. Bu sayede kırılma öncesi oluşabilecek anomaliler de rahatlıkla görülmüştür. Her örneğin ayrı ayrı çizilen defromasyon eğrileri değerlendirilerek, Çizelge 1'de görüldüğü gibi kayaç örneklerinin statik ve dinamik elastik özellikleri belirlenmiştir.



Şekil 4. Kaya numunesinin deney sırasında yüklenmiş halinin görünümü.

Figure 4. A view from the loaded rock specimen during the test.



Çizelge 1. Kayaç örneklerinin türleri ve belirlenen özellikleri.

Table 1. Types of rocks and their measured properties.

Kayaç türü		V _P , km/s	V _S , km/s	ρ, g/cm ³	n, %	E _s , GPa	ν	E _d , GPa	E _d /E _{st}
BAZALT	B1	6.39	4.80	2.72	0.27	25.2	0.27	106.8	4.2
	B2	6.37	4.79	2.71	0.31	21.5	0.25	105.9	4.9
	B3	6.36	4.76	2.71	0.35	25.3	0.27	106.1	4.2
	B4	6.31	4.73	2.72	0.4	24.6	0.27	104.5	4.2
	B5	6.38	4.81	2.71	0.26	23.7	0.27	105.4	4.4
	B6	6.39	4.84	2.71	0.22	24.5	0.29	104.8	4.3
	B7	6.38	4.55	2.71	0.3	24.6	0.26	110.1	4.5
	B8	6.37	4.68	2.71	0.29	25.5	0.28	108.4	4.3
KİLTAŞI	C1	4.04	3.32	2.51	6.7	6.3	0.28	25.0	4.0
	C2	3.96	3.20	2.51	6.95	6.4	0.21	28.4	4.4
	C3	3.95	3.20	2.51	6.99	5.8	0.16	28.3	4.9
	C4	3.90	3.14	2.5	7.26	6	0.21	28.5	4.8
	C5	4.13	3.39	2.51	6.77	5.6	0.21	26.6	4.8
	C6	4.12	3.45	2.52	6.65	6.6	0.24	20.3	3.1
	C7	4.05	3.34	2.51	7.07	5.8	0.2	24.7	4.3
	C8	3.96	3.21	2.51	6.94	5.7	0.18	28.4	5.0
MERMER (KİREÇTAŞI)	L1	5.79	4.50	2.71	3.48	20.2	0.23	81.2	4.0
	L2	5.68	4.41	2.68	4.26	20.1	0.24	77.5	3.9
	L3	5.61	4.42	2.69	4.32	19.1	0.24	72.2	3.8
	L4	5.70	4.25	2.66	4.28	18.6	0.2	83.9	4.5
	L5	5.79	4.53	2.71	3.49	23.3	0.26	79.1	3.4
	L6	5.60	3.92	2.67	4.81	18.8	0.2	83.7	4.5
	L7	5.61	4.37	2.65	4.61	19.5	0.24	73.9	3.8
	L8	5.65	4.12	2.71	3.74	21.4	0.23	85.7	4.0
	L9	5.85	4.61	2.7	3.55	25	0.25	78.1	3.1

4. GENETİK PROGRAMLAMA ANALİZİ

Tüm hesaplamalar Linux işletim sistemi altında (Fedora 9) Matlab® R2007a kullanılarak yapılmıştır. Popülasyondaki bireylerin uygunlukları mutlak farkların toplamı'nın aritmetik ortalamasıyla kontrol edilmiştir. Kalabalık popülasyonlarla çalışmak amacıyla yüksek performanslı Sun Ultra 40 Workstation bilgisayar kullanılmıştır. Popülasyon sayısının yüksek seçilmesinin nedeni problemin çözümüne ulaşma olasılığını arttırmaktır. Bu aşamada dikkate



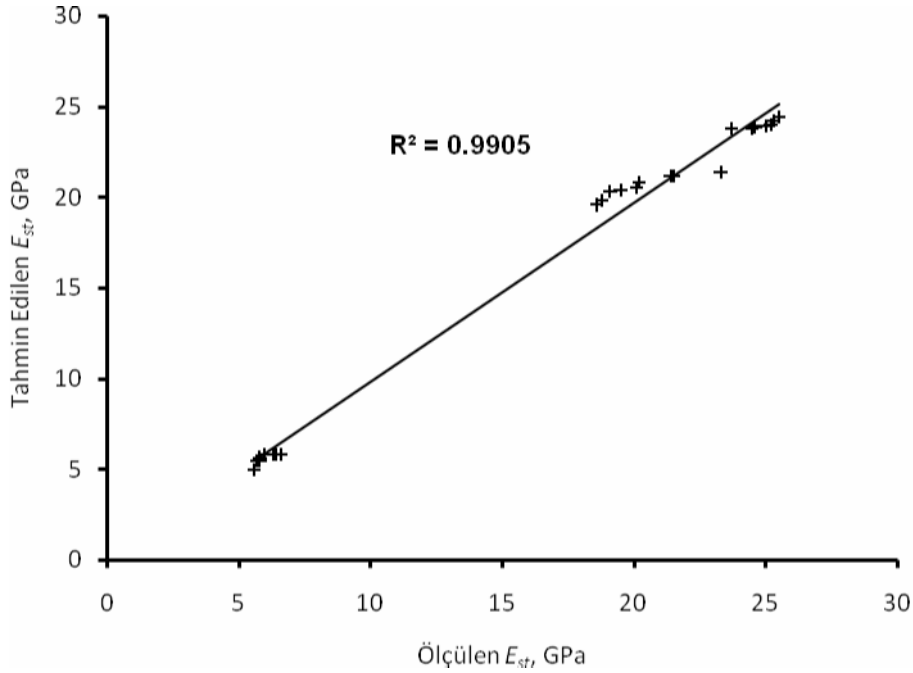
edilmesi gereken diğer bir nokta; başlangıç popülasyonu rassal olarak oluşturulduğu için problemin tek bir çözümünün mevcut olmayışıdır. Yani, program her seferinde aynı parametrelerle farklı sonuçlar üretebilir. Kararlılık sağlanması açısından yapılan çalışmalar sonucunda aynı programın en az 50 veya daha fazla sayıda koşturulması gerekmektedir.

Çizelge 2’de verilen terminal kümesi (T) ya da bağımsız değişkenler kümesinde x_1 Dinamik Elastisite modülünü temsil etmektedir.

Çizelge 2. GP analizinde kullanılan parametreler ve değerleri.

Table 2. Parameters and their values adopted in the GP analysis

Parametereler	Değerler
Terminal kümesi (T)	x_1
Fonksiyon kümesi (F)	$\times, +, -, \sqrt{}, \exp()$, karekök, üstel fonksiyon
Popülasyon sayısı	500
Maksimum jenerasyon	50
Maksimum derinlik	17
Seçim yöntemi	Lexictour
Durma koşulu	Maksimum jenerasyon



Şekil 5. GP analizinin kestirim performansı.

Figure 5. Regression performance of GP analysis.



Şekil 5'de GP analizinin kestirim performansı gösterilmektedir. Bu kestirim için kullanılan GP tarafından üretilen matematiksel fonksiyon Eşitlik 8'de verilmektedir. GP analizinde kullanılan fonksiyonlardan bölme işlemi sıfırla bölünmeye karşı korunmuştur. Eğer payda sıfır ise bölüm sonucu pay değeri olarak belirlenmiştir. Üstel ifade için; eğer a^b geçerli karmaşık bir sayı değilse a^b değeri alınır, karmaşık bir sayı ise sıfır değeri alınır. Karekök için; karekökü alınacak sayı sıfırdan küçük ya da sıfıra eşitse, sıfır değeri alınır değilse karekök değeri alınır.

Kestirim için elde edilen değerler şu şekilde bulunmuştur. $R_kare=0.9905$, $Düzeltilmiş_R_kare=0.9901$. Kestirim performansına göre bulunan değerler oldukça iyi olup E_d ile E_{st} arasındaki ilişkinin aşağıdaki eşitlikle çok iyi derecede açıklanabileceği görülmektedir.

$$E_{st} = \sqrt{E_d + \sqrt{E_d}} + \sqrt{(E_d - \sqrt{E_d} - \sqrt{3E_d}) + \{(E_d - \sqrt{E_d}) - ((2E_d)^{2E_d} E_d^{1-E_d})\}} \quad (8)$$

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Kayaçların statik elastisite modüllerinin belirlenmesi oldukça masraflı ve zaman alıcı bir iştir. Öte yandan hasarsız, hızlı ve kolay olan sonik hız deneyleri ile hesaplanan dinamik elastisite modülleri statik eşdeğerlerine göre oldukça yüksektir. Bu çalışmada E_d/E_{st} oranı bazaltlar için 4.2 ile 4.9 arasında değişirken bu oranlar kireçtaşları için 3.1 ile 4.5 ve kilttaşları için 3.1 ile 5.0 arasında değiştiği görülmektedir. Bazaltların daha az gözenek içermesi ve az çatlaklı olması üniform değerlerin elde edilmesine yol açmıştır. Diğer taraftan kilttaşlarının çok gözenekli olması bu oranın daha geniş aralığa yayılmasına neden olmuştur.

Genetik programlamayla yapılan kestirim sonucuna göre; statik elastisite modüllerinin E_d değerleri kullanılarak Eşitlik 8 ile hesaplanabileceği görülmektedir. Fakat bu Eşitliğin geçerliğini onaylamak için daha çok kayaç üzerinde denenmesine ihtiyaç vardır. Sonuç olarak genetik programlamanın etkin bir yöntem olduğu burada açıkça görülebilmektedir.

Burada sunulan çalışma geliştirilerek arazi koşullarındaki kaya kütleleri için uygulanabilirliği incelenmelidir. Arazide ölçülecek P&S dalga hızları kullanılarak genetik programlama yardımıyla deformasyon modülleri kestirilebilir. Böylelikle, tünel açma, delme-patlatma, şev tasarımı gibi daha bir çok kaya mekaniği projelerine büyük katkılar sağlanabilir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma TÜBİTAK tarafından desteklenen 107M413 No'lu proje kapsamında yapılmıştır. Bu fırsatla, desteklerinden dolayı TUBİTAK'a sonsuz teşekkürlerimizi sunarız.



KAYNAKLAR

- Balcı, C., Avşar, S., Özbakır, O., 1998. Bazı kayaçların dinamik ve elastik modüllerinin karşılaştırılması, 4. Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu, 22-23 Ekim, Zonguldak, s.13-22.
- Baykasoğlu, A., Güllü, G., Çanakçı, H., Özbakır, L., 2008. Prediction of compressive and tensile strength of limestone via genetic programming. *Expert Systems with Applications*, 35, 111–123.
- Hirsh, H., 2000. Genetic programming, *IEEE Intelligent Systems*, pp 74.
- Holland, J.H., 1975. *Adaptation in natural and artificial systems*, University of Michigan press.
- ISRM, 1978. Suggested Methods for Determining Sound Velocity, *Int. J Rock Mech Min Sci.* 15, 53-58.
- Javadi, A.A., Rezaia, M., Nezhad, M.M., 2006. Evaluation of liquefaction induced lateral displacements using genetic programming. *Computers and Geotechnics*, 33(3-4), 222-233.
- Johari, A., Habibagahi, G., Ghahramani, A., 2006. Prediction of Soil-Water Characteristic Curve Using Genetic Programming. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 132(5), 661-665.
- Karakuş, M., 2008. Kaya mekaniğinde genetic programlamanın kullanımı. *Yerbilimlerinde Esnek Hesaplama Yöntemleri*, Sivas, Ed. Işık Yılmaz, pp. 26-31.
- Koza, John R., 1992. Genetic Programming: On the Programming of Computers by Means of
- Narendra, B.S., Sivapullaiah, P.V., Suresh, S., Omkar, S.N., 2006. Prediction of unconfined compressive strength of soft grounds using computational intelligence techniques: A comparative study. *Computer and Geotechnics*, 33(3), 196-208.
- Silva, S., Almeida J. 2003. GPLAB – A Genetic Programming Toolbox for MATLAB. *Proceedings from the Nordic MATLAB Conference*, Copenhagen, Denmark. pp. 273-278.
- Starzec, P., 1999. Dynamic elastic properties of crystalline rocks from south-west Sweden. *Int. J. Rock Mech. Mining Sci.* 36: 265-272.
- Ulusay, R., Gökçeoğlu, C., Binal, A. 2005. Kaya Mekaniği Laboratuvar Deneyleri. *TMMOB Jeoloji Müh. Odası Yayınları*, Ankara, 2. Baskı, s. 167.



İNEBOLU ÇATALZEYTİN DEVLET KARAYOLU GÜZERGAHININ MÜHENDİSLİK JEOLJİSİ

*Dr. Aykan MERT **Prof. Dr. Necdet TÜRK **Prof. Dr. İlyas YILMAZER

* İller Bankası Genel Müdürlüğü

** Dokuz Eylül Üniversitesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü İzmir

***Van Yüzüncüyıl Üniversitesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü Van

ÖZET

Kıyı dolgu yolu kapsamında ihale edilen İnebolu – Çatalzeytin Devlet Karayolu güzergahı denize tek taş atmadan projelendirilmiştir. Özellikle çizgisel mühendislik yapılarında SSK (Su Süreksizlik Kil) üçlüsü önemli jeoteknik sorunları oluşturmaktadır. İnebolu – Çatalzeytin Devlet Karayolunda SSK araştırması;

1. Su : Bölge ülke ortalamasının 3 katı daha fazla yağış almaktadır. Bölgede bulunan Filiş formasyonu geçirimli kumtaşı ile geçirimsiz kiltası biriminin ardalanması şeklindedir. Bu yüzden su geçirimsiz kiltası biriminin arkasında boşluk suyu oluşturmaktadır. Bu kayma sahasına malzeme biriktirmekte hem de boşluk suyu basıncını oluşturmaktadır.
2. Süreksizlik: İnebolu – Çatalzeytin Devlet Karayolunun temel jeolojik birimi kırıntılı tortul kayalar olup, kumtaşı, kiltası, miltaşı ağırlıklıdır. Dolayısıyla ana süreksizlik türü tabakalaşmadır. Tabakalaşmaların yönleri kayma alanlarını oluşturmaktadır.
3. Kil: Ana kaya birimi olan kiltası, miltaşı, çamurtaşının egemen olduğu yerlerde süreksizliklerin ana dolgu türü kil ve yer yer de mildir. Kil hem tortul kaya kütlesi olan kiltası, çamurtaşının temelini oluşturmakla birlikte hem de kayma kütlesinin içerisinde sürekli devam eden kaymalarında temel kayma yüzeylerini oluşturur.

Yukarda belirtilen nedenlerden ötürü SSK'nın ileri derecede etkin olduğu bu bölgede düzlemsel kaymayla başlayan duraysızlık sorunu birleşik kaymaya geçiş yapmaktadır. Yaklaşık 45 km'lik bir yol geçkisi 14 tane büyüklükteki kayma kütlesi üzerinden / içerisinde geçmek zorunda kalmıştır. Kaymaların duraylılıklarının sağlanması için gerekli jeoteknik veriler laboratuvar ve geri incelemelerle bulunmuştur. Geri incelemeler özellikle



kohezyon (c , kPa), sürtünme açısı (ϕ , °) ve boşluk suyu basıncı oranı (R_u , u) konusunda güvenilir sonuçlar vermiştir. Çünkü, 3 boyuta geometrik modeli olan bir kayma sahasında güvenlik katsayısını 1.0'a eşitlenerek çok sayıda denklik yazılabilir. Böylece “ c ” ve “ ϕ ” değerleri gerçeğe daha yakın olarak bulunabilmektedir. Elde edilen verilere göre susuzlaştırma en etkin çözüm olmuştur.

Anahtar Kelimeler: Jeoteknik, duraylılık, süreksizlik, güzergah.

ABSTRACT

The İnebolu-Çatalzeytin state route contract which has been awarded as a sea fill route and planned without putting a single stone to the sea. The Water Discontinuity Clay (WDC) trio makes the most important geotechnical problems for the linear engineering structures. İnebolu – Çatalzeytin state route WDC research;

1. Water: Region takes about 3 times more precipitation than the national average. The “flych” formation is made up of permeable sandstone and impermeable claystone. Therefore a pore water pressure is build behind claystone. This both accumulates mass on the slide zone and it builds up porewater pressure.
2. Discontinuity: İnebolu – Çatalzeytin state route's main geological units are sedimentary rocks mainly made up of sandstone, claystone, siltstone. Consequently the main discontinuity type is layer boundary. The inclined layer boundaries form the slip areas.
3. Clay: The major discontinuity fills are made up of clay and silt where the main rock units are made up of claystone, siltstone and mudstone. Clay both makes up the main constituent of the claystone, mudstone and also makes up the main slip surface.

In this manner “ C ” and “ ϕ ” values can be more closely obtained. The most effective solution way is found to be de-wetering. Because in a slip zone which has a geometric model to 3 dimention, many equations can be written which gives the 1.0 safety factor.



Back analysis especially gave reliable results for cohesion(c , kPa), internal friction angle (ϕ , °), and pore water pressure (u , kPa).

The geotechnical data required for the slides stability were obtained by laboratory and back analysis. Nearly 45km of road passage had to go through / over 14 major slipping mass. For the above mentioned reasons planar type slip turns into unified slip where the WDC is highly effective.

Key Words: Geotechnique, stability, discontinuity, alignment

1. GİRİŞ

İnebolu – Çatalzeytin Devlet Karayolunda meydana gelen ve/veya gelebilecek kaymaların geçişlerini belirleyerek en uygun jeoteknik çözümler jeolojik model (JM), hidrojeolojik model (HM) ve mühendislik jeolojisi modeli (MJM), hazırlanarak oluşturulmuştur.

Yol ve benzeri çizgisel mühendislik yapı projelerinin yerinin ve birleşenlerinin seçiminde a) Maliyeti b) Emniyet, c) Zaman, (yapım süresi ve faydalı ömür) d) Estetik ve Çevredir. Kısaca MEZE olarak gösterilen bu ölçütler projenin temelini oluşturur. Yer bilimleri açısından değerlendirmeler özellikle heyelanlı alanlarda Su, Süreksizlik ve Kil (SSK) üçlüsü üzerinden yapılır. (Karayolları Mühendislik Şartnamesi, 2003:1).

Kalınlığı 0.1 m'yi geçmeyen kaygan killi dokanaklar sondaj vb. araştırmalarda saptanamamaktadır. Burada sondaj verilerinden çok arazi çalışmalarıyla JM, HM, MJM, iyi hazırlanmasına bağlıdır. Kayma değiştirgeleri olarak sondaj loglarından elde edilen değerler değil, arazi çalışmalarıyla hazırlanmış JM, HM, MJM, modeller sonucunda ulaşılan ve kayma jeoteknik model için geri inceleme (Back analysis) yöntemiyle elde edilen değiştirgeleri kullanılarak iyileştirme öncesi ve sonrası durumda ulaşılan güvenlik katsayıları kullanılmalıdır. İnebolu – Çatalzeytin Devlet Karayolunda oluşan kaymalar için temel iyileştirme olarak susuzlaştırma sonucunda yüzey sularının kaplamalı kanala alınması en uygun çözümü oluşturmaktadır.



Bu çalışmada kullanılan mühendislik jeolojisi ve jeoteknik yaklaşım ile yöntemleri içermektedir. Özellikle etken ve edilgen kaymaların haritalanması, modellenmesi ve etkin çözümlerin bulunması konusu ayrıntılı olarak sunulmaya çalışılmıştır.

İnebolu – Çatalzeytin yolu Sarp – İstanbul arasını deniz doldurularak gerçekleştirileceği öne sürülen Karadeniz Sahil Yolunun orta batı bölümünde yer almaktadır. Bu kapsamda gündeme gelen İnebolu – Çatalzeytin arasındaki mevcut trafik;

- yatayda ve düşeyde çok düşük standartlara sahip,
- çoğunlukla duraysız (unstable) zeminler üzerinden geçen,
- bu nedenle de bakım ve onarım çalışmaları sık, sık gündeme gelen,
- onarım çalışmalarının yetersiz kaldığı kayma geçişlerinde büyük sıkıntılar çekilen 2x1 türünde bir Devlet yolu ile sağlanmaktadır.

Yaklaşık 45 km uzunluğundaki kıyı boyunca her kilometreye bir kayma düşmektedir. Bu kaymaların yakın olanları birleştirilerek aynı ad altında guruplandırılmıştır. Kaymalar yaklaşık kilometrelerine göre adlandırılarak proje içerisindeki diğer meslek dallarıyla olan iletişim kolaylaştırılmıştır. K1400 sözcüğü, KM.1+400 istasyonundaki bir kaymayı çağrıştırmaktadır. Kütlesi 400 m³'ün altındaki kaymalar burada gösterilmemiştir. Çünkü küçük ölçekli kaymalar yol projesi içerisinde kolayca çözülebilmektedir. Ayrıca özel tasarıma gerek görülmemektedir. Genellikle kütlenin itici kafa bölümü kaldırılarak ve susuzlaştırma projeleriyle önlenebilmektedir.

153 istasyonun 1961-2000 yılları arasında gerçekleşen ortalama yağış değerlerine göre yağış ortalaması 637.7 mm'dir. Yıllık ortalama yağış, en fazla 2180 mm ile Rize'de, en düşük 255 mm ile Iğdır'da gerçekleşmiştir. Yağışın dağılımını incelendiğinde, çalışma alanının kıyı kesimlerinde 1400 ile 2180 mm arasındadır. Bu da bölgenin Türkiye genelinden iki kat daha fazla yağış aldığını göstermektedir. Bölgenin çok yağış alması, yukarıda da değinildiği gibi kaymaları tetikleyen en önemli etkenlerden birisidir.

Çalışma alanındaki kayma sorununun ana etkenleri belirlenmeye çalışılmıştır. Bu bağlamda öncelikle;



- jeoloji (4-B: x-y-z-t),
- hidrojeoloji (4-B: x-y-z-t) ve
- mühendislik jeolojisi (4-B: x-y-z-t)

modelleri oluşturulmuştur.

1.1 Jeolojik Model

Jeolojik model 4 boyutlu (x-y-z-t) olup jeolojik birimlerin x-y-z boyutta dağılımını Ayrıntılı arazi dağılımı EK 1. verilmektedir.

İstifsel ilişki (stratigrafi): Bölgenin genel jeolojisi, kaymanın tarihçesi ve oluşum mekanizmasını anlamak açısından önem taşımaktadır. Jeolojinin mühendislik değiştirgelerini belirlediği ve çözüm önerilerine de doğrudan kaynak olduğu gerekçesiyle bölgenin jeolojik modeli ayrıntılarıyla ele alınmıştır.

Çalışma alanını kapsayan jeolojik birimlerin istifsel ilişkileri (Şekil 1) 'de gösterilmiştir. Bu sahalarda gerçekleştirilen sondaj, araştırma çukuru, laboratuar sonuçları ve jeofiziksel araştırmalar sırasıyla daha önceki sunumlarda verilmiştir. Bu kesimlerde gözlenen birimler yaşıldan gence aşağıda verilmiştir.

Kretase yaşlı tortul kayaçlar (Kf),

Güncel çökel (Qg) ve

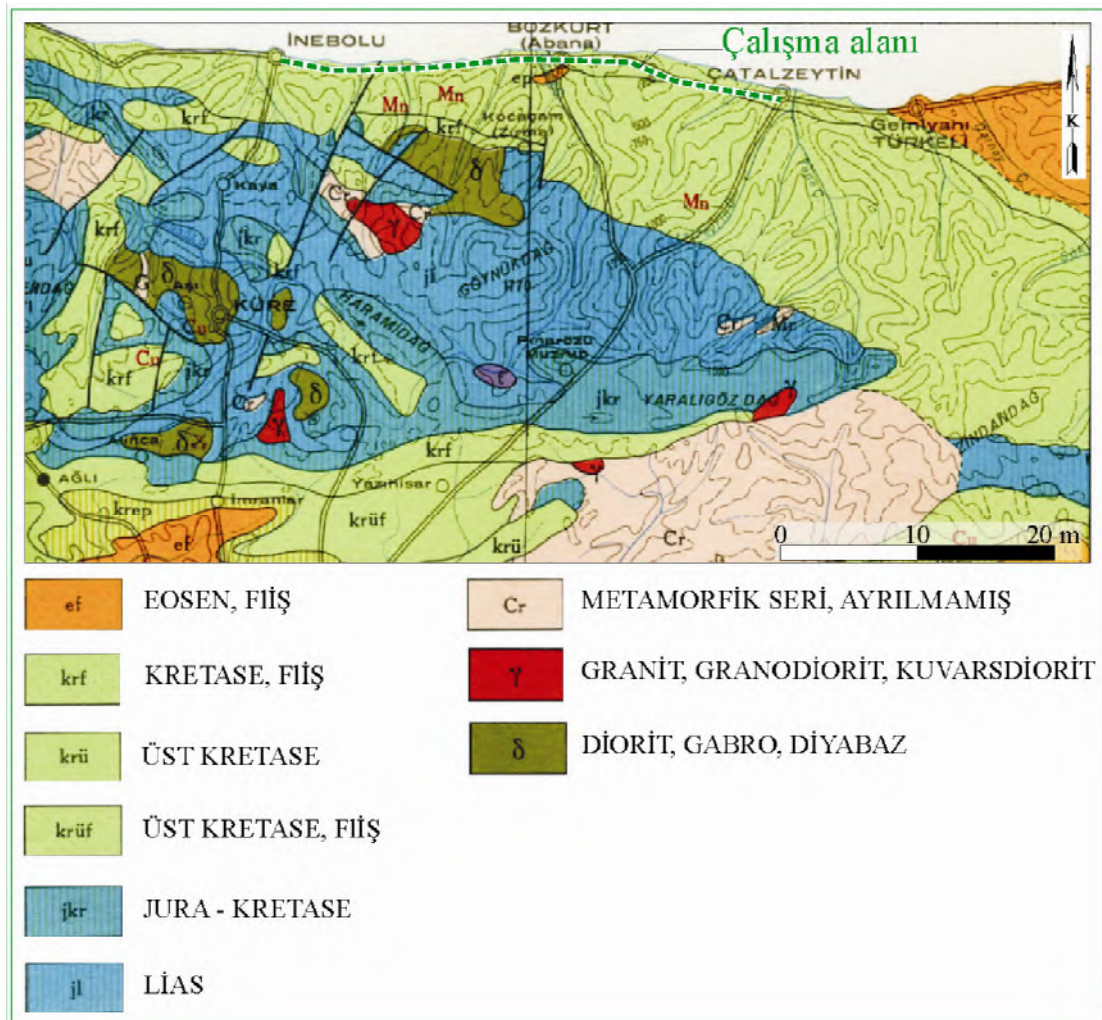
Killi kayma kütlesi (Qk)

çalışma alanında gözlenen birimlerin başında yer almaktadır.

Qk : Killi - milli güncel örtüdür. Kayma kütleleri Qk olarak haritalanmıştır. Yumuşak az katı özellik taşır. Yer yer blok, çakıl ve kum da içermektedir.

Qg : Killi - bloklu güncel örtüdür. Güncel örtülerin ayırtlanamadığı kesimler Qk olarak haritalanmıştır. Genellikle yumuşak az katı özellik taşır.

Kf : Batı Karadeniz bölgesinin yaygın birimlerindendir. İnceleme alanında geniş yayılım gösteren bu tortul birim kumtaşı - miltaşı – konglomera - kalkerli çamurtaşı – killi kireçtaşı ardalanmasından oluşur. Zayıftan orta dayanımlıya doğru bir ardalanma sunmaktadır.



Şekil 1 Çalışma alanı ve çevresinin genelleştirilmiş jeoloji haritası (MTA, 1961).

1.2 Hidrojeoloji Modeli

Kayma sahalarında ve çevrelerinde gözlenen birimlerin hidrolik geçirimsizlikleri (K, m/s) yaşlıdan gence sırasıyla;

Kretase yaşı tortullar (Kf) için $10^{-5} - 10^{-7}$,

Akarsu çökelleri (Qa) için 10^{-3} - 10^{-4} , cel çökeller (Qg) için 10^{-5} - 10^{-6} ve

Güncel çökeller (Qg) için 10^{-5} - 10^{-6} ve



Kayma kütleleri (Qk) için 10^{-5} - 10^{-8} 'dır (Canik, 1998).

Yapılan sondajlı araştırmada yeraltısuyu tablasına olan derinliğin 5 m 'den daha fazla olduğu gözlenmiştir. Ancak, özellikle yağışlı dönemlerde killi örtünün tamamı doygun duruma geçebilmektedir. Dolayısıyla duraysız kütlenin ağırlığı %50 dolaylarında artmaktadır.

1.3 Mühendislik jeolojisi modeli

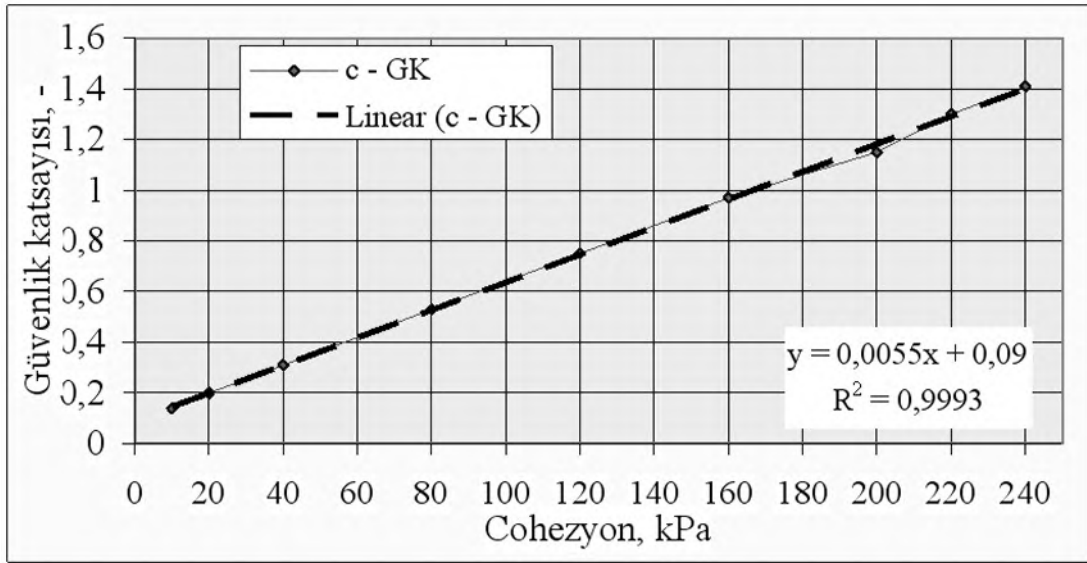
Kf (Filişel istif) tortul biriminin yamaçdışı eğim içeren kesimleri ile ezik kuşakların geniş olduğu kesimler kaymaların oluşmasına olanak sağlamıştır. Özellikle;

- tektonik dokunaklar,
 - litolojik dokunaklar,
 - yapısal dokunaklar ve
 - litolojik durum
- ana neden olarak gösterilebilir.

2. Geri analizin kullanımı

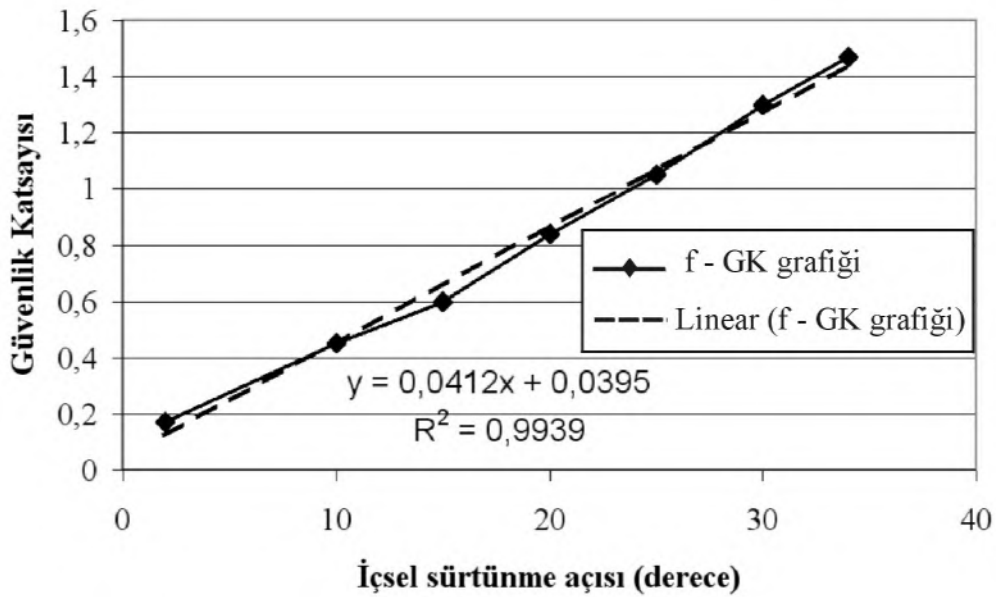
Jeotekni model sırasıyla hazırlanan jeoloji – hidrojeoloji – mühendislik jeolojisi modellerine dayalı olarak hazırlanan modellerin sonuçları üzerine oturur. Buna jeofizik (düşey elektrik sondajı) saha çalışmaları da katkıda bulunmaktadır (Bell, 1980).

Birinci aşamada elde edilen geometrik modeller üzerinden en derin kayma olasılığı olan kesit veya kesitler seçilir. Geri incelemeler bu kesitler üzerinde yapılır. Bu tür killi tortul birimlerden türeyen kaymalarda “c” (kohezyon) değeri hiçbir zaman 10 kPa’ın altında olmaz. Benzer şekilde “ ϕ ” (sürtünme açısı) değeri de 2°’nin altına düşmez. Bu sınır koşullar göz önünde tutularak; geri incelemeler paket programlar kullanılarak veya zaman kaybı olacağı bilinerek elle de yapılabilir. ϕ ’yi sabit tutup c’yi arttırarak güvenlik katsayısı (GK) birin üzerine çıkıncaya dek (tercihen 0,6 – 1,4 arasında) geri incelemeler yapılır (Duncan and Wright, 2005) (Şekil 2).



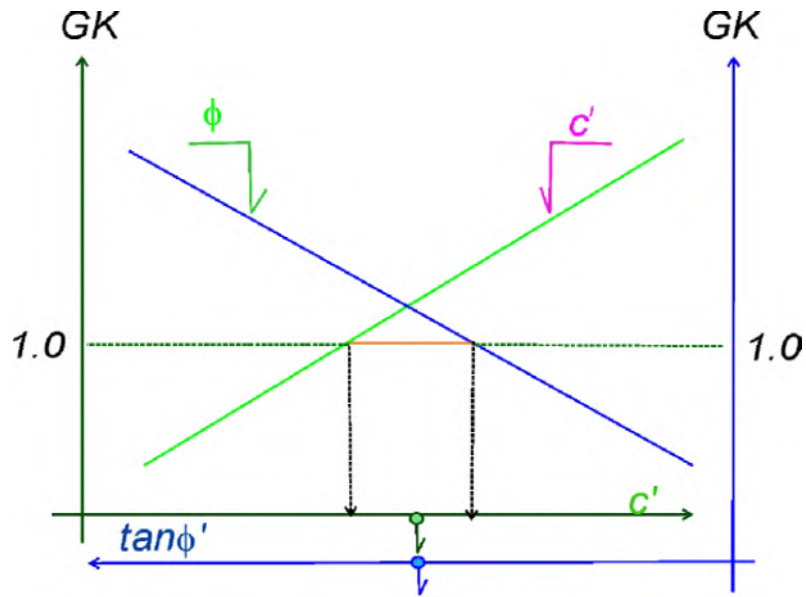
Şekil 2. Kohezyon – güvenlik katsayısı ilişkisi.

Daha sonra “c” yi sahip tutup “ ϕ ” arttırılarak güvenlik katsayısının 0,6 – 1,4 arasındaki değişim grafiği çizdirilir (Şekil 3).



Şekil 3. İçsel sürtünme açısı – güvenlik katsayısı ilişkisi.

Daha sonra bulunan c' ve ϕ' değerlerine karşılık bulunan güvenlik katsayısı değerlerinin c ve ϕ' 'ye bağlı olarak çıkan grafikleri çakıştırılarak güvenlik katsayısı değerinin 1 olduğu çizgi taban olacak şekilde bir üçgen elde edilir (Şekil 4).



Şekil 4. Olası “ ϕ ” ve “ c ” değerlerinin anahtar eğriler yardımıyla bulunması.

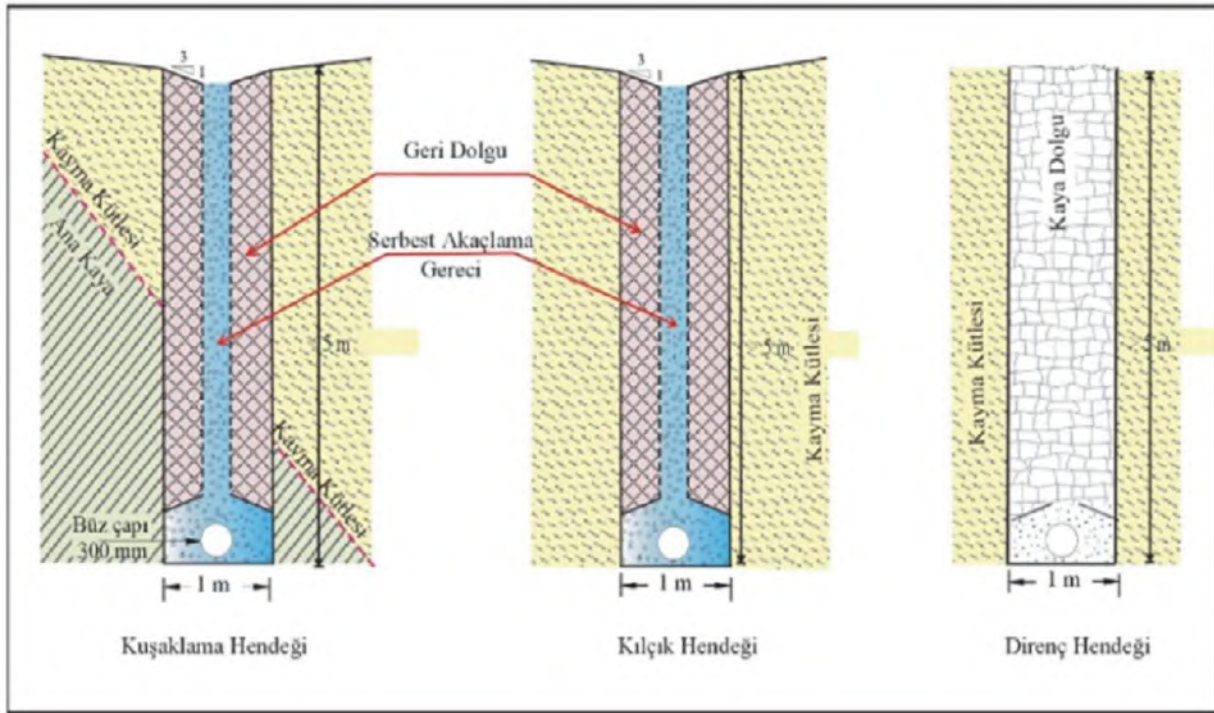
Ortaya çıkan üçgenin ağırlık merkezine karşılık gelen c ve ϕ değerleri kayma yüzeyinin gerçek rakamlarına en yakın değerlerdir (Hoek, 1981). Bu çalışmada kullanılan model, gerçek saha koşullarının yalınlaştırılmış kesitleri üzerinde gerçekleştirilmiştir. Bulunan bu değerler enkesitteki birleşik kaymalı iki ayrı kütle için gerçekleştirilen geri incelemelerde birbirine yakın güvenlik katsayıları sunması gerekir.

- Geri incelemeler aynı model üzerinde yapılır.
- Aynı kayma kütlesi içerisindeki değişik geometri kayma kütleleri aynı anda çalıştırılarak güvenlik katsayıları elde edilir .
- Her alt model için benzer GK (güvenlik katsayısı) elde edinceye kadar c ve ϕ değerlerinde değişiklikler yapılır. Yukarıda da değinildiği gibi sapma %8'in altında olmalıdır.
- Elde edilen c' ve ϕ' değerleri kullanılarak suya doymun ortamda güvenlik katsayısı 1.0 dolaylarında bulunacaktır.
- Daha sonra gerekli iyileştirmeler yapılır ve aynı değerler kullanılarak en düşük güvenlik katsayısı araştırılır. Bu çalışmada susuzlaştırmanın en etkin iyileştirme olduğu bulunmuştur. Kayma kütlesi üzerinde ve içerisindeki suların, daha aşağıya süzülmeden akaçlanması ve kayma kütlelerinin özellikle üst bölümünün hava doymun veya en azından yarı doymun tutulması için; **Kuşaklama hendekleri:** direnç ve kılçık hendekleriyle



hidrolik ilişkisi bulunan ve yolun kayma üzerinden geçen bölümlerini kuşaklayan bir sistemdir. Kayma kütlesi içerisinde ve yer, yer ana kaya içerisinde açılır. Dolayısıyla kayma kütlesi ve yer, yer de ana kaya içerisindeki su süzülerek kayma alanı kenarına veya dışına akaçlanmasını sağlar. **Direnç Hendekleri** : Kaya dolgulu olup kayma yönüne paralel yerleştirilmiştir. Kayma kütlelerinin yamaç aşağı devinimine karşı direnç sunma özelliği de taşımaktadır. Şekil 5 üzerinde de görülebileceği gibi bunlar içleri kaya dolgu gereci ile doldurulmuş özel amaçlı akaçlama ve kayma dayanımını artırıcı hendeklerdir. Kayma kütlesi içerisindeki suyu almanın ötesinde kütle içindeki hareketlere karşı da direnç oluşturması amaçlanmıştır ve **Akaçlama (kılçık)**: Kayma kütlelerinin etkili biçimde susuzlaştırılması için direnç hendeklerine kavuşan ikincil hendekler büyük önem taşımaktadır (Şekil 5).

(f) Uzun dönem GK 1,1'in üzerine çıkıncaya kadar iyileştirme sürdürülür (Şekil 6,7).



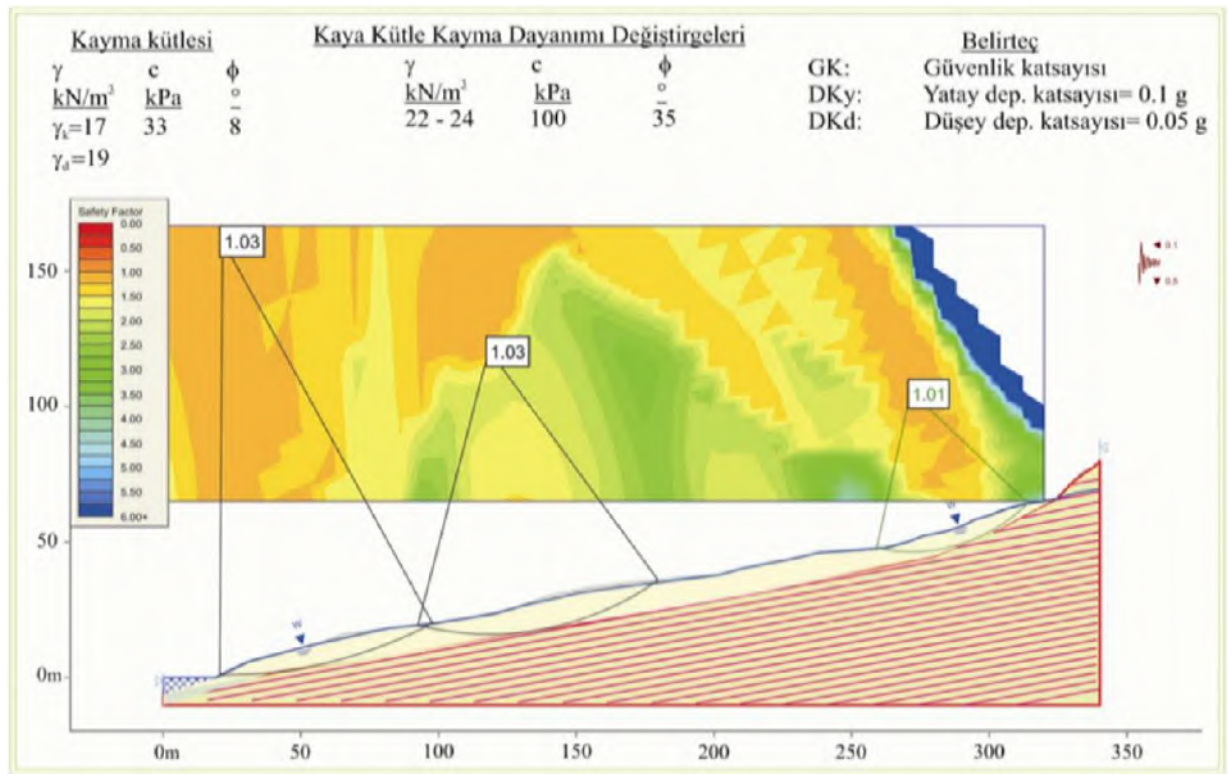
Şekil 5 İyileştirme amaçlı öneri hendek türleri (a), (b) ve hendekleri (c). (Yılmaz, 1999)

Kaymaların oluşabilmesi için gerekli koşullar, çok sayıda geri inceleme yapılarak, Şekil 6 üzerinde sunulmuştur. Bu durumda kaymanın c (kN/m^2) ve ϕ ($^\circ$) değerleri sırasıyla 33 ve 8'dir. En düşük GK da 1,01 bulunmuştur. Saha kayma sınırındadır. Kayma kütlelerinin suya doygun ortamda yapılmış olmasının nedeni, tüm kaymalar yağışlı dönem ve bu dönemin hemen sonunda gerçekleşmektedir.

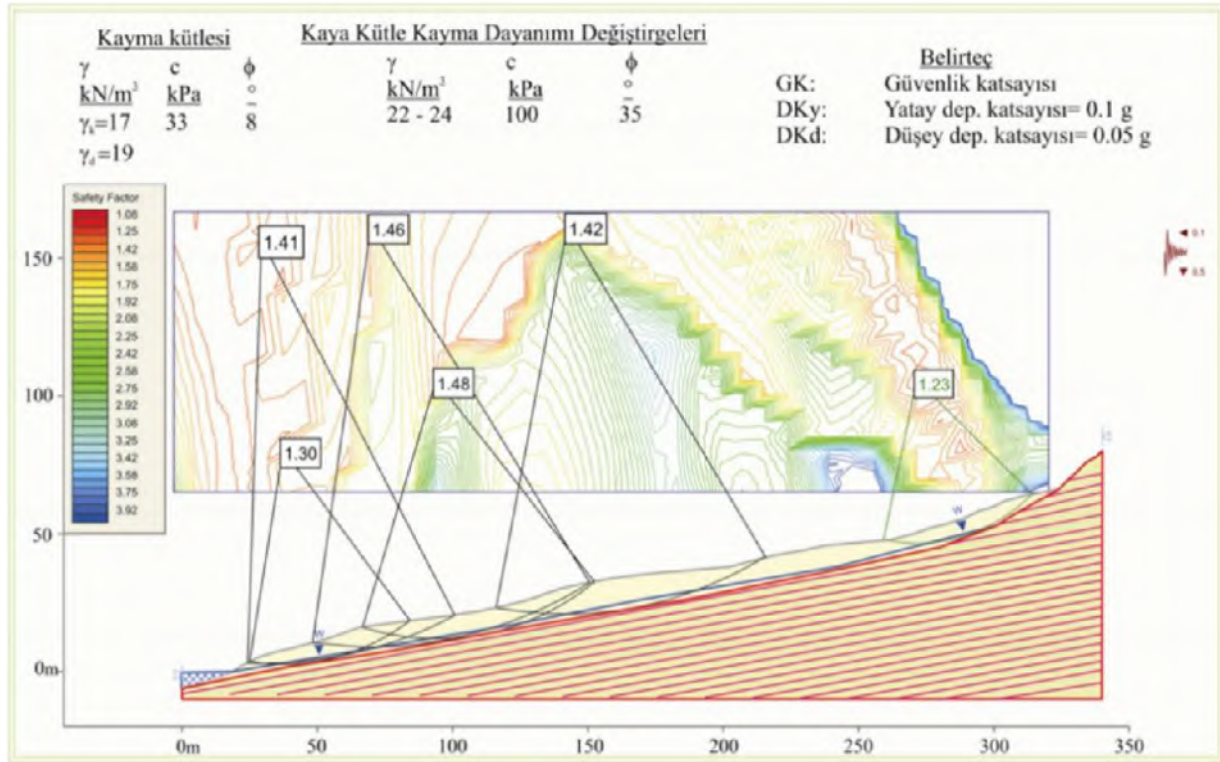


Burada göz önünde tutulması gereken en önemli konu; iyileştirme öncesi ve sonrası yapılan duraylılık incelemelerinde aynı c' (kN/m^2) ve ϕ' ($^\circ$) değerlerinin kullanılması ve aynı sismik koşulların kabulüdür.

Bu çalışmada susuzlaştırmanın en etkin iyileştirme olduğu bulunmuştur. Bu nedenle yeraltı suyu seviyesi düşürülerek ve sadece su basıncı göz önünde tutularak duraylılık incelemeleri gerçekleştirilmiştir (Hunt, 1986). Oysa, suya doymun olmayan ortamlarda kayma dayanımı değıştirmelerinin değeri yadsınılmaz yükselmeler olur (Şekil 7).



Şekil 6. KM 1+400 kaymasına ait geri inceleme sonucu ulaşılan kayma dayanımı değıştirmeleri ile bu değıştirmeler kullanılarak elde edilen değışik geometrilerdeki sulu tekil kaymalarda benzer güvenlik katsayıları.



Şekil 7 KM 1+400 kaymasına ait geri inceleme sonucu ulaşılan kayma dayanımı değışirgeleri ile bu değışirgeler kullanılarak elde edilen değışik geometrillerdeki susuz tekil kaymalarda benzer güvenlik katsayıları.

SONUÇ VE ÖNERİLER

Çalışma alanı, ülke ortalamasının 3 katı daha fazla yağış almaktadır. Sıradağların kuzey yamacı boyunca ilerlendiğinden zeminin ıslak kalma süresi göreceli olarak çok daha uzundur. Ayrıca ana süreksizlik türünün katmanlaşma olduğu ve killi seviyelerin egemen olduğu kırıntılı tortul istif ve ondan türeyen güncel örtü içerisinde/üzerinde ilerlenmektedir. Sonuç olarak; tüm jeoteknik sorunların ana nedeni olan su – süreksizlik - kil (SSK) üçlüsü üst düzeyde çalışmaktadır. Ancak, “İyi tanımlanmış zor bir sorunun yalın çözümü, iyi tanımlanmamış kolay bir sorunun karmaşık ve ileri çözümünden daha güvenilirdir.” İlkesi burada da geçerli olmuştur.

Yol Projelerinde Mühendislik yapıları (dolgular, yarmalar) ve yolda meydana gelen ve/veya gelebilecek kaymaların geçişleri ancak belirlenen en uygun jeoteknik çözümler; jeolojik model (JM), hidrojeolojik model (HM), mühendislik jeolojisi modeli (MHJ) hazırlanarak oluşturulur.



SSK'nın ileri derecede gelişmiş olması nedeniyle 45 km boyunca 16 büyük kayma sahası oluşmuştur. Mevcut yolda trafik her yağışlı mevsim boyunca ve bu mevsim sonunda aksamaktadır. Sorunun iyi tanımlanması için öncelikle jeoloji, hidrojeoloji, mühendislik jeolojisi ve jeoteknik araştırmalara dayalı olarak jeoteknik modeller öncelikle oluşturulur. Her aşamanın güvenilirliği bir önceki aşamanın güvenilirliğine bağlıdır. Ayrıca son üç aşamada elde edilen bulgular bir önceki aşamanın güncelleştirilmesinde kullanılır. Bu yaklaşımların sonucunda çözümün de susuzlaştırma ve direnç hendeklerinden geçtiği gözlenmiştir.

Kayma kütleleri içerisindeki kayma yüzeylerinin kohezyon (c' , kPa) ve içsel sürtünme açısını (ϕ' , °) örnekleme ve laboratuvar yöntemiyle bulmak yerine; geri incelemelerle tespit edilmesinin daha güvenilir olduğu görülmüştür. Yeraltısuyunun itki etkisi yeraltısuyu tablasının konumuna göre değerlendirmeye sokulmuştur. Bütün incelemelerde aynı yaklaşım kullanıldığında; elde edilen değişirgeler ve çözüm sonuçları da güvenilir olmaktadır.

KAYNAKÇA

- Bell, F. G. (1980). *Engineering Geology and Geotechnics*. Buttrworth Inc., 497 p.
- Canik, B. (1998). *Yeraltı Sularının Aranması, İşletilmesi ve Kimyası*. Ankara Üniversitesi Fen Fakültesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Ankara. s.286.
- Duncan, J.M. and Wright, S.G. (2005). “Zemin Şevlerinin Duraylılığı”, Çev : Kamil Kayabalı, Gazi Kitabevi, s.299.
- Hoek, E., Bray, J.W.(1981). *Rock Slope Engineering*. 3 rd edn. London: Institution of Mining and Metallurgy 402 pages.
- Hunt, R.E. (1986). *Geotechnical Engineering analysis and foundation*. McGraw-Hill Company, p. 729.
- Yilmazer, İ., Yilmazer, Ö., Özkök, D., Gökçekuş, H. (1999). *Jeoteknik Tasarıma Giriş*. Yilmazer Eğitim ve Mühendislik Ltd., 210 sayfa.
- Karayolları Mühendislik Hizmetleri Şartnamesi, 2003.
- MTA, 1961. 1/500 000 ölçekli Türkiye jeoloji haritası.



VOLKANİK KAYALARIN DOKUSAL ÖZELLİKLERİ İLE MÜHENDİSLİK ÖZELLİKLERİ ARASINDAKİ İLİŞKİLER: ISPARTA ANDEZİT VE TRAKİ-ANDEZİTLERİNDEN ÖRNEK

Relationships between textural and engineering features of the volcanic rocks: example from andesites and trachyandesites of Isparta

Mehmet ÖZÇELİK & Ali YALÇIN

Süleyman Demirel Üniv., Mühendislik-Mimarlık Fak., Jeoloji Müh.Böl. 32260 Çünür, ISPARTA

ÖZET: Kaplama ve yapıtaşı olarak kullanılan doğal taşların mühendislik özellikleri kullanım alanı açısından önemlidir. Fiziko-mekanik özelliklere etki eden en önemli faktörlerden bir tanesi de onların dokusal özellikleridir. Kayacın dokusal özelliklerini; danelerin boyutu, şekli, dağılımı, bağlayıcı maddenin bileşimi oluşturur.

Yapıtaşlarının kuru birim hacim ağırlığı, dane birim hacim ağırlığı, su emmesi (ağırlıkça ve hacimce), porozite, kompozite, tek eksenli basınç dayanımı, çekme dayanımı, don dayanımı değerleri yapılan deneyler sonucu bulunarak mühendislik özellikleri belirlenir.

Bu çalışmada, Isparta civarında gözlenen andezit ve traki-andezit bileşimindeki kayaçların mühendislik özellikleri incelenmiştir. İki farklı bölgeden alınan kayaç örnekleri üzerinde deneyler yapılarak mühendislik özellikleri belirlenmiştir. Ayrıca, alınan örneklerin petrografik özellikleri ve kimyasal bileşimleri araştırılmıştır. Kayacın bileşimine bağlı olarak mühendislik özelliklerindeki farklılıklara dokusal özelliklerin etkileri belirlenmiştir.

ABSTRACT: Engineering features of natural stones used for coating stones and building stones are important for their use. One of the most important factors affecting the physico-mechanical features of the rocks is their textural features. Composition of the matrix, size, shape and distribution of the grains form the textural features.

Dry unit weight, unit weight, water absorbtion (in weight and volume), porosity, uniaxial compressive strength, tensile strength, frost resistance of the building stones are determined by experimental studies.

In this study, engineering features of the andesitic and trachyandesitic rocks outcropping in the Isparta area have been investigated. For this purpose, rock samples have been taken from two different locations and their engineering features have been determined by experimental studies. On the other hand, petrographic features and geochemical contents of these samples have been determined. Considering the rock composition, the effect of textural features on the engineering features of the rocks have been investigated.



1. GİRİŞ

Kayaçların yapı, doku ve ayrışma özelliklerinin, kayaçların mekanik özellikleri üzerinde önemli etkilere sahip olduğu bilinmektedir. Doku, kayaçların mekanik özelliklerinin anlaşılmasında büyük öneme sahiptir. Doku petrolojik anlamda mineral tanelerinin boyutu, şekli ve uzaydaki dağılımı olarak tanımlanmakta ve kayacın kökeni ve tektonik geçmişin bir ürünü olarak kabul edilmektedir.

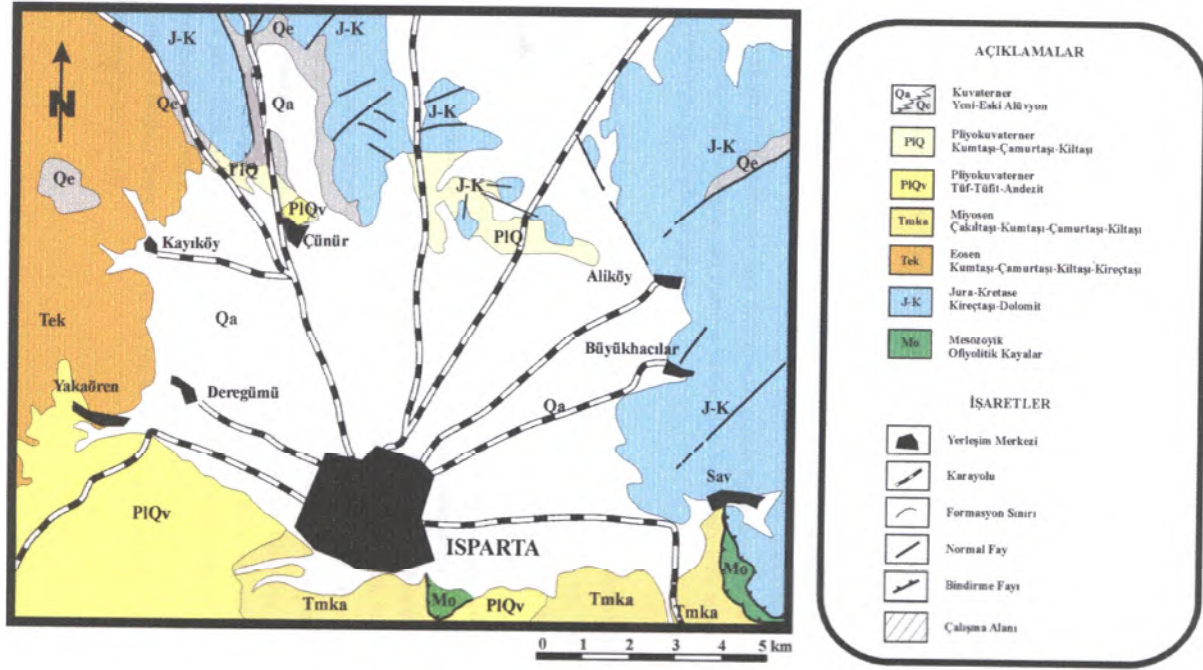
Dokular, kayaç örgülerinin gelişimi ve gelişim mekanizması hakkında bilgi verirler (Leiss et al. 2000). Ayrıca dokular anizotropik fiziki kaya özelliklerini kontrol ederler. Günümüzde pek çok kayaç türü iç ve dış mekan kaplamaları, yol, kaldırım, beton agregaları vb. alanlarda yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu tür kullanımlarda, kayaçların mekanik ve fiziksel özelliklerinin belirlenmesi ekonomik açıdan büyük önem taşımaktadır

Bu çalışmada; Isparta ili ve çevresinde, farklı yerlerde gözlenen Gölcük volkanitlerine ait andezit trakiandezit bileşimindeki kayaçların mühendislik özellikleri kapsamında petrografik özellikleri ve kimyasal bileşimleri araştırılmıştır. Bu amaçla volkanitlerin bazı fiziksel ve mekanik özellikleri yapılan laboratuvar deneyleri sonucu belirlenmiştir. Yapılan deneyler sonucu bulunan değerler TSE kriterlerine göre değerlendirilerek kayacın bileşimine bağlı olarak mühendislik özelliklerindeki farklılıklara dokusal özelliklerin etkilerinin belirlenmesi hedeflenmiştir.

2. GENEL JEOLojİ

Isparta ve yakın civarında otokton ve allokton konumlu farklı yaş ve litolojilerden oluşan birimler gözlenmektedir. Otokton birimler Triyas-Kuvaterner zaman aralığında oluşmuş farklı litolojilerdeki birimler ve volkaniklerden oluşmaktadır. En altta dolomitize neritik kireçtaşları ile başlayıp üste doğru ince orta katmanlı pelajik kireçtaşları ile devam eden Jura-Kretase yaşlı kireçtaşları gözlenir. Bu litolojiler üzerine taban çakıltaşları ile başlayan kumtaşı, çamurtaşı, kiltası, kireçtaşı aradalanmasından oluşan filiş fasiyesindeki Eosen yaşlı birimler uyumsuz olarak gözlenir. Çakıltaşı, kumtaşı, çamurtaşı, kiltası, killi kireçtaşı aradalanmasından oluşan Miyosen yaşlı birimler uyumsuz olarak Eosen yaşlı litolojiler üzerine gelir. Bu birimler üzerine trakit, trakiandezit, tüf ve tüfitlerden oluşan Pliyo-Kuvaterner yaşlı volkanikler uyumsuz (konkordanssız) olarak bu birimler üzerine gelir. Volkanitler genellikle piroklastik tüflerden oluşmaktadır. Beyaz, bej, kirli sarı renkli tüfler yer yer pomzalaşmıştır. Trakit, trakiandezit ve andezit bileşimindeki lavların görünüşleri grimsi-kahverengimsi, taze yüzeyleri açık ve koyu gri yer yer pembemsi renklidir. Gölcük Krater Gölü çevresinde daha genç oluşuklar üzerinde ve onlarla aradalanmalı olarak gözlenirler. Gölcük volkanitlerinin bölgedeki stratigrafik konumu ve eski araştırmacıların verileri değerlendirilerek pliyosen yaşlı oldukları kabul edilmiştir. Pliyo-Kuvaterner yaşlı kumtaşı, çamurtaşı, kiltasından oluşan genç çökeller genellikle Isparta ovasının kuzey kesimlerinde gözlenir. Genç çökeller yer yer tutturulmamış gevşek seviyeler içerir. Kuvaterner yaşlı eski-yeni alüvyon ve yamaç molozları farklı yerlerde ve farklı litolojilerde ova dere yatağı ve yükselti eteklerinde gözlenir.

Allokton birimler ise ofiyolitli karmaşıktan oluşmaktadır. Karmaşık bazik-ultra bazik ve çökel kayaçların tektonizma etkisiyle karışmasından oluşmuştur. İçerisinde farklı yaşta ve değişik boyutlarda bloklar bulunmaktadır. Oluşum yaşı bilinmemekle beraber bölgeye ilk olarak Üst Paleosen –Alt Eosen’de geldiği tahmin edilen karmaşık Eosen ve Miyosen yaşlı çökeller üzerinde tektonik konumlu olarak gözlenir (Şekil 1).



Şekil 1. İnceleme alanı ve civarının jeoloji haritası (Şenel, 1997'den değiştirilerek)

3. VOLKANİK KAYAÇLAR

Isparta ve yakın çevresinde büyüklü küçüklü mostralar şeklinde gözlenirler. Başta Isparta İli güneyindeki Gölcük Krater Gölü civarı olmak üzere Isparta Ovası kuzey ve batısında farklı yerlerde yüzeylenmeler göstermektedir. Bölgedeki volkanik birimler tüf, sert tüf, ignimbirit (kaynaklanmış tüf), trakit, trakiandezit ve andezitler olmak üzere farklı litolojik özelliklere sahiptirler. Tüf ve sert tüfler beyaz, bej, kirli sarı renkli, yer yer pomzalaşmış, andezitik ve trakiandezitik karakterdedirler. Bu birimler yer yer ignimbirit özellikleri gösterirler. Bölgedeki trakit, trakiandezit ve andezit bileşimindeki volkanikler sert ve dayanımlıdır. Dış görünüşleri grimsi-kahverengimsi, taze yüzeyleri ise gri, siyahımsı, yer yer açık pembemsi renklerde. Bölgedeki Miyosen sonrası egemen olan tektonizmaya bağlı olarak gelişmişlerdir. Çekme gerilmelerine bağlı olarak gelişen volkanizma Pliyosen boyunca devam etmiştir. Tektonizma sonucu oluşan Gölcük Volkanizmasına bağlı olarak başlangıçta tüf ve sert tüfler gelişmişlerdir. Volkanitik lavlar volkanizmanın son ürünüdür. Miyosen sonrası tektonizmasına bağlı olarak çeşitli zamanlarda zayıflık zonları boyunca farklı bileşim ve karakterdeki volkanik lavlar yüzeye çıkarak etrafa yayılmışlardır. Bu lavlar andezit, trakiandezit, trakit ve trakibazaltik karakterdedir.

3.1. Andezit ve Trakiandezitlerin Dokusal Özellikleri ve Kimyasal Bileşimleri

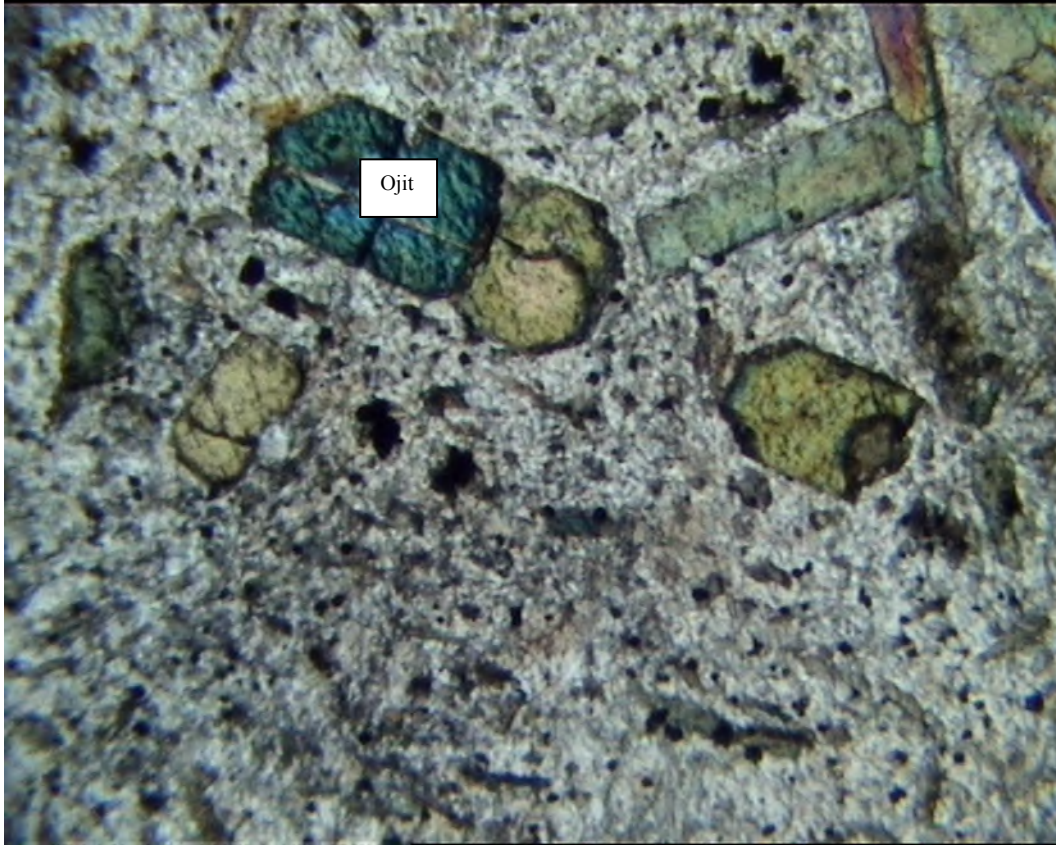
İnceleme alanında farklı bölgelerde gözlenen volkaniklerden alınan örneklerden ince kesitler yapılarak minerolojik bileşimleri ve petrografik dokuları incelenmiştir. Yapılan incelemeler sonucu kayaların genellikle porfiritik ve glomeropfirik dokulu oldukları gözlenmiştir (Şekil 2, 3, 4 ve 5).

Andezit : Mikroskopik incelemeler sonucunda kayacın mikrolit ve kristallitlerden oluşmuş bir hamur içerdiği gözlenmiştir. Hamur içerisinde ise feldspat (albit, oligoklas), ojit, biyotit ve hornblend fenokristalleri ile tali mineral olarak apatit sfen, ve oldukça fazla oranda opak,

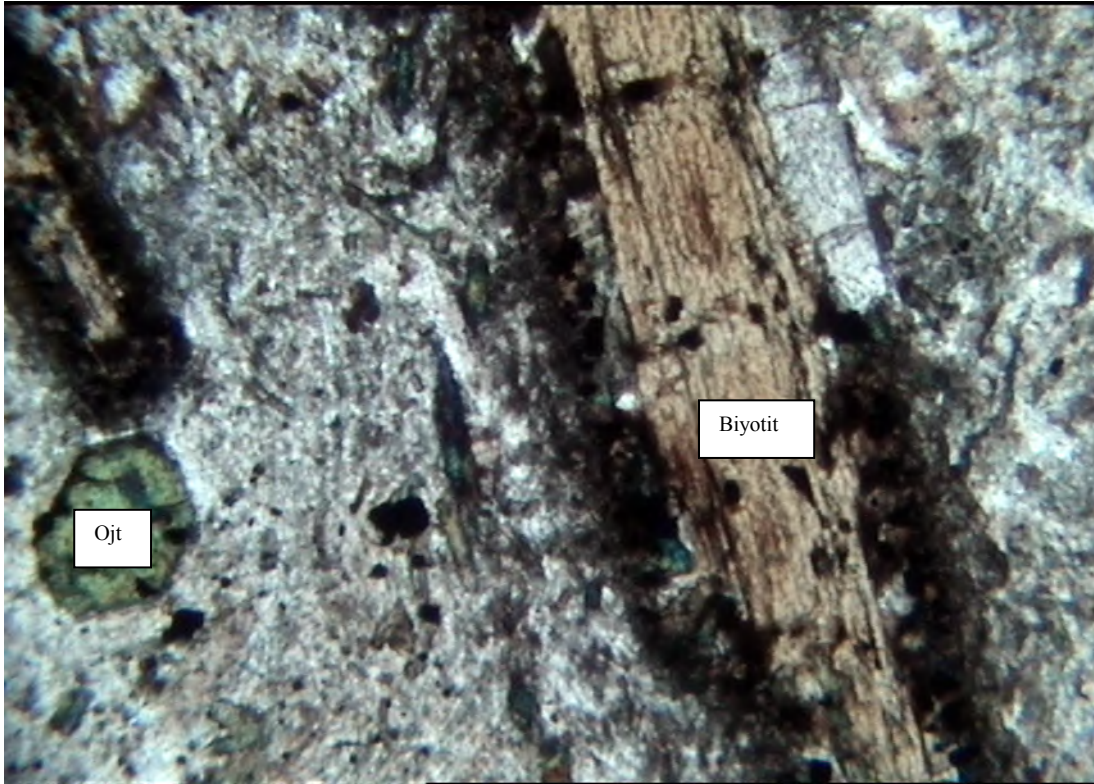


mineral izlenmiştir. Yer yer akma dokusu da saptanmıştır. Sahanın çeşitli kesimlerinde andezitik kayaların farklı mineralojik bileşime sahip oldukları ve böylece piroksen andezit, biyotit andezit amfibol andezit olarak çeşitlere, ayrılabilceğı belirlenmiştir.

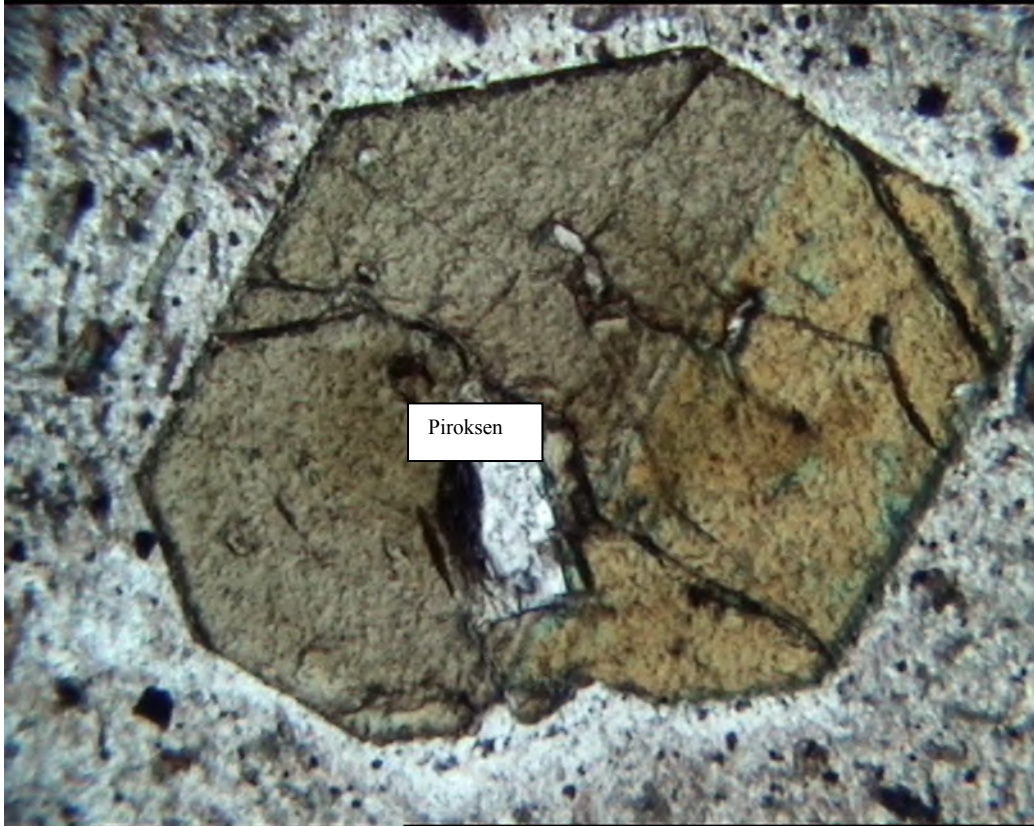
Trakiandezit: Mikroskopik incelemelerde kayacın albit, oligoklas, sanidin, ojit, biyotit ve hornblend fenokistallerinden oluştuğı ayrıca da tali olarak sfen ve opak mineraller içerdığı izlenir. Tüm bu mineraller cam ve mikrolitlerden oluşmuş bir hamur içerisinde bulunurlar. Trakiandezitleri de mineralojik bileşimlerine göre amfibolli ve piroksenli traki- andezitler olarak, ayırmak mümkündür.



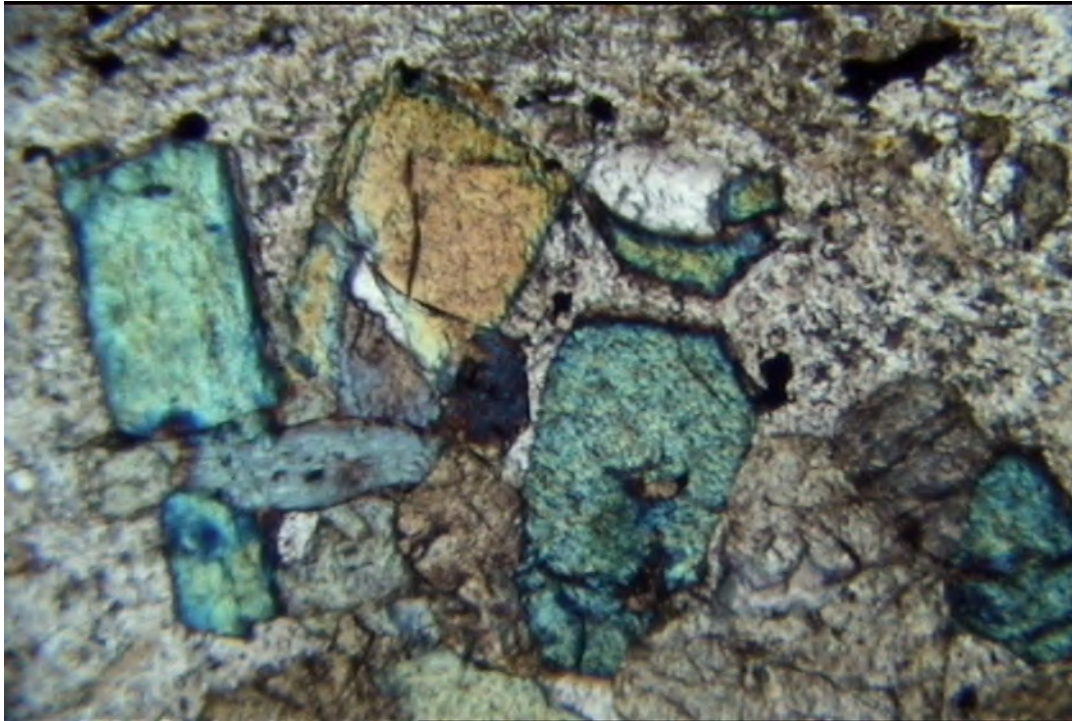
Şekil 2. Porfiritik dokulu andezitte Piroksen feno kristallerinin görünüşü



Şekil 3. Akma dokusu gösteren andezitte Biyotit ve Ojit fenokristalinin görünüşü



Şekil 4. Akma dokusu gösteren traki andezitte özşekli piroksen mineralinin görünüşü



Şekil 5. Andezitte glomeroporfiritik dokunun görünüşü Mikrolitik hamur içerisinde bazik mineraller kümeler oluşturmuş durumdadır.



Isparta güneyinde gözlenen volkanik kayalardan alınan örneklerin petrografik analizi:

İnceleme alanı kuzeyinde bulunan Çünür Tepesindeki volkanik kayalardan kayalardan alınan örneklerin petrografik analizi:

Andezit (Çünür Tepe): Mikroskopik incelemelerde kayacın başlıca piroksen fenokristallerinden ve plajioklas mikrolitlerinden, çok seyrek olarak biyotit ve opak minerallerinden oluştuğu gözlenmektedir. Piroksenler, uzun çubuksu ve küp prizmalar şeklinde bulunmaktadır. Özşekli veya yarı özşekillidirler. Kenarlarından içe doğru bir ayrışmaya sahiptirler. Plajioklas mikrolitleri fenokristaller şeklinde olup belli bir yöne doğru yönelerek akma yapısı gösterirler. Biyotitler çok seyrek olup çubuksu kristaller şeklindedirler. Kayaç glomeroporfirik bir yapıya sahiptir.

Kimyasal Bileşimleri: Bu çalışmada volkaniklerden kimyasal analizler yaptırılmamıştır. Değerlendirmelerde kullanılmak üzere Alıcı ve dig.(1998) tarafından yapılan analiz sonuçları kullanılmıştır (Tablo 1).

Tablo 1. Andezit ve traki-andezitlerin kimyasal analiz sonuçları

	I	II	III	IV
SiO ₂	57.97	67.98	51.57	51.35
TiO ₂	0.48	0.62	0.76	0.78
Al ₂ O ₃	19.33	16.38	16.31	16.08
Fe ₂ O ₃	3.45	1.86	6.35	6.2
MnO	0.07	0.015	0.115	0.11
MgO	0.54	0.68	3.8	4.23
CaO	3.04	1.59	8.03	8.12
Na ₂ O ₃	3.84	4.42	4.45	5.54
K ₂ O	6.33	5.04	5.49	3.12
P ₂ O ₅	0.18	0.08	0.78	0.75
LOI	2.06	0.38	0.67	1.98
Toplam	98.29	99.05	98.33	98.26

4. VOLKANİK KAYAÇLARIN FİZİKSEL VE MEKANİK ÖZELLİKLERİ

Andezitlerin fiziksel ve mekanik özelliklerini belirlemek amacıyla laboratuvarında bazı deneyler yapılmıştır. Deneyler TS 699 ve TS 10835'e uygun olarak yapılmıştır. Deneyler yapılırken andezit, traki-andezitler ayrılmış ve sağlam olarak iki gruba ayrılarak değerlendirilmiştir. Elde edilen sonuçlar SI birimlerine dönüştürülmüştür.



4.1. Fiziksel Büyüklükler

Kuru birim hacim ağırlık, özgül ağırlık, su emme (ağırlıkça ve hacimce), porozite (görünür ve gözeneklilik), kompozite: yapılan deneyler sonucu elde edilen değerler tablolar halinde verilmiştir (Tablo 2,3).

Andezit ve traki-andezitlerin su emme değerleri özellikle ayrışmamış olduklarında fazla değildir. Ayrışma ile birlikte gözeneklilik artmakta, kompozite azalmaktadır.

Tablo 2. Andezit ve traki-andezitlerin fiziksel özellikleri

	Andezit, Traki-andezit	
	Sağlam	Ayrışmış
Kuru Birim Hacim Ağırlık (kN/m ³)	24.7	23.8
Tane Birim Hacim Ağırlık (N/m ³)	2.63x10 ⁻⁴	2.47x10 ⁻⁴
Su Emme (ağırlıkça) %	0.98	5.33
Su Emme (hacimce) %	2.35	10.84
Porozite (Gözeneklilik) %	4.23	5.06
Porozite (Görünür) %	2.35	10.84
Komposite %	95.73	94.94

Tablo 3. Andezitlerin (Çünür Tepe) fiziksel özellikleri

Tane Birim Hacim Ağırlık (kN/m ³)	26.4
Su Emme (ağırlıkça) %	4.6
Su Emme (hacimce) %	10.8
Porozite (Gözeneklilik) %	10.8
Porozite (Görünür) %	11.2
Komposite %	89

4.2. Mekanik Değerler

Andezit, traki-andezitlerin dayanımlarını belirlemek amacıyla laboratuvarda elde edilen küp ve silindirik örnekler üzerinde dayanım deneyleri yapılmıştır. Bulunan değerler tablolar halinde verilmiştir (Tablo 4,5). Tek eksenli basınç dayanımlarına göre andezit, traki andezitler orta dayanımlı, nokta yük dayanımına göre ise yüksek dayanımlı kayalar sınıfında yer almaktadır.

Tablo 4. Andezit ve traki-andezitlerin mekanik özellikleri

	Andezit, Traki-andezit	
	Sağlam	Ayrışmış
Tek Eksenli Basınç Dayanımı (Mpa)	55.21	50.21
Nokta Yük Dayanımı (Mpa)	3.72	2.84
Çekme (Brazilian) Dayanımı (Mpa)	7.74	5.24
Darbe Dayanımı (Mpa)	0.55	0.33

Tablo 5. Andezit ve traki-andezitlerin mekanik özellikleri

Tek Eksenli Basınç Dayanımı (Mpa)	38.52
Nokta Yük Dayanımı (Mpa)	1.66
Çekme (Brazilian) Dayanımı (Mpa)	3.36



SONUÇ VE DEĞERLENDİRME

Yapıtaşı ve kaplama olarak kullanılan andezit, trakiandezitlerin mühendislik özelliklerine bakıldığında değişik yerlerdeki volkaniklerin mühendislik özelliklerinin farklı olduğu gözlenmiştir. Mineralojik bileşimleri buna bağlı olarak dokusundaki değişimler ile birlikte volkaniklerin mühendislik özelliklerinde farklılıklar olduğu görülmüştür. Kayaçların mühendislik özelliklerine etki eden önemli faktörlerden biriside ayrışmadır. Kayaçların ayrışmasına etki eden en önemli faktörlerin başında tektonizma ve mineralojik bileşimi gelmektedir. Ayrışmış andezit trakiandezitlerde de ayrışmaya bağlı olarak mühendislik özelliklerinin değişimi de mühendislik özellikler ile kayanın dokusal özellikleri arasında sıkı bir ilişki olduğu görülmüştür.

KAYNAKLAR

Alıcı, P, .Temel,A.,Gourgaud,A., Kieffer,G., Gündoğdu,M.N., 1998, *Petrology and Geochemistry of Potassic Rocks in the Gölcük Area (Isparta, SW Turkey): Genesis of Enriched alkaline magmas*, *Journal of Volcanology and Geothermal Research*, 85:423-446.

Austin L.G., Klimpel R.R. & Luckie P.T., 1984. *Process Engineering of Size Reduction: Ball Milling*, MEAIME. NewYork, USA.

Azzoni A., Bailo F., Rodena E. & Zaninetti, A. 1996. *Assesment of texture coefficient for different rock types and correlation with uniaxial compressive strength and rock weathering*, *Rock Mech. Rock Eng*, 29(1), 39-46.

Ersoy A. & Waller M. D. 1995. *Textural characterisation of rocks*. *Engineering Geology*, 39: 123-136. Howarth

D.F. & Rowlands J.C. 1986. *Development of an index to quantify rock texture for qualitative assesment of intact rock properties*, *Geotechnical Testing J*. 9(4): 169-179.

Howarth D.F. & Rowlands J.C. 1987. *Quantitative assesment of rock texture and correlation with drillability and strength properties*. *Rock Mech. Rock Eng*. 20: 57-85.

Leiss B. Ullemeyer K. & Weber, K. 2000. *Introduction to the special issue: Textures and physical properties of rocks*, *Journal of Structural Geology*, 1527-1529.

Özçelik, M., Yalçın, A., 2006, *Ayrışmanın andezit ve trakiandezitlerin (Isparta) Mühendislik Özelliklerine etkisi*. VIII.Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu İstanbul

Öztürk C.A. & Nasuf E. 2002. *Farklı yükleme koşullarında kayaçların dokusal özelliklerinin incelenmesi*, *ROCKMEC'2002-VIth Regional Rock Mechanics Symposium*, 2002, Konya, Türkiye , 147-153.

Şenel, M., 1997, *Isparta J11 Jeoloji Haritası ve Açıklamaları (derleme)*, MTA Genel Müdürlüğü Ankara



TSE, 1987, Tabii yapı taşları muayene ve deney metodları, TSE 699, UDK., 692,2 Ankara

Unal M & Unver B, 2002. An Appraisal of the Relationship Between Discontinuity Surface Roughness and Grain Size, ROCKMEC'2002-VIth Regional Rock Mechanics Symposium, 2002, Konya, Türkiye , 101-109.

Yalçınkaya,S.,1989, Isparta-Ağlasun (Burdur) dolaylarının Jeolojisi, İstanbul Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Doktora Tezi (180 sayfa) İstanbul



Antalya Kıyı Şeridindeki Falezlerde Süreksizliklerin Gelişimi ve Yenilme Mekanizmaları

The Increase of Discontinuities and Failure Mechanisms in the Cliffs Located in Antalya Seashore

M. Özçelik

Süleyman Demirel Üniv., Mühendislik-Mimarlık Fak., Jeoloji Müh.Böl.32260 Çünür, ISPARTA

ÖZET: Antalya yerleşim alanı traverten platosu üzerine kurulmuştur. Plato sahil şeridi boyunca yüksekliği 40 metreye varan falezlerle denize kıyı oluşturmaktadır. Falezleri oluşturan travertenlerdeki süreksizliklerin gelişimini kıyı şeridi boyunca yapılan yoğun yapılaşma, evsel ve endüstriyel atık sular, yağmur suları, dalga aşındırması etkilemektedir. Travertenlerde gözlenen süreksizlikler çoğunlukla falez yüzeyine paralel olarak gelişmişlerdir. Falezlerin yüzeyi travertenlerin sahip olduğu farklı doku tiplerinden ve karstik erimelerden dolayı çok düzenli değildirler. Ayrıca, falezlerin önünde yer alan düzenli yada düzensiz şekilli kaya blokları travertenlerde meydana gelen yenilmelerle oluşmuşlardır. Bu yenilme türleri; kayalarda kırılma, kopma ve devrilme şeklinde gözlenmektedir.

Bu çalışmada, falezleri oluşturan travertenlerin mühendislik özelliklerine etkileyen parametrelerle birlikte yenilme mekanizmaları değerlendirilmiştir.

ABSTRACT: The settlement area of city of Antalya is founded in a travertine plateau. The plateau forms seashore to the sea with cliffs which can reach a height of 40 meters. The increase of discontinuities in the travertine which forms the cliffs is affected by heavy urbanization, domestic and industrial waste water, rainwater and wave abrading. The discontinuity observed in travertine occurred parallel to the cliff surfaces. The surfaces of cliffs are not rough since they have different texture types and karstic dissolutions. Also, the rough or smooth shaped rock blocks which are located in front of the cliffs are formed failures occurred in travertine. The failures are observed as breaking of rocks, fracturing and toppling.

In this study, parameters affecting the engineering properties of travertine which are formed the cliffs along with failure mechanisms are evaluated.



1.GİRİŞ

Antalya şehir merkezinin travertenler üzerinde denizden 40 metreye kadar yükselen falezler üzerine kurulmuş olması Antalya'yı dünya kentleri içinde çok farklı kılmaktadır. Akdeniz ülkeleri ve dünyanın 640 km uzunluğunda en güzel ve en temiz kıyılarından birine sahip Antalya'nın tarım, turizm ve ticaret bakımından önemli bir konumu vardır.

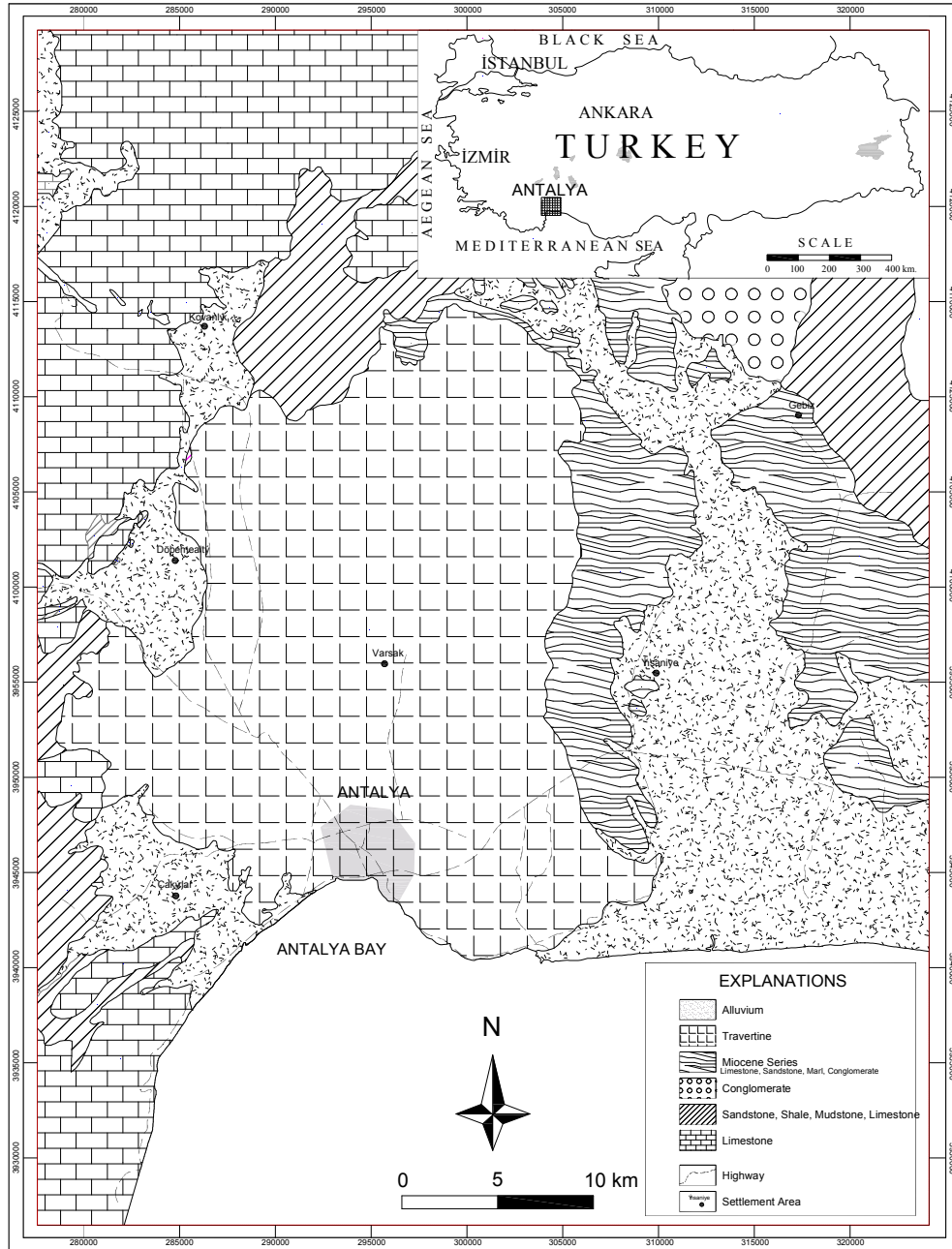
Falezler, Antalyanın iki büyük plajı olan; doğuda Lara plajı, batıda ise Konyaaltı plajı arasında kalan bölge olarak bilinir ve uzunluğu yaklaşık 13 km dir. Kıyı falezlerinde oluşan kütle hareketleri düşme, devrilme, kayma, akma olmak üzere başlıca dört tipte meydana gelmektedir (Sunamura, 1992). Kütle hareketlerini tetikleyen başlıca unsurlar olarak ise kayaçların ayrışması, kıyı erozyon ve dalga etkisi olarak sıralanabilir (Kogure vd., 2006).

Antalya da evsel sıvı atıklar uzun süre travertenlerde bulunan çatlak veya karstik boşluklar vasıtasıyla yeraltına verilmiştir. Hiçbir arıtıma tutulmadan yeraltına sızdırılan çeşitli kimyasal bileşimlerdeki atık sular çatlaklarla, traverten içerisindeki boşlukları genişleterek, yeraltı suyunun kirlenmesini kolaylaştırmaktadırlar. Ayrıca travertenlerin ayrışmalarına neden olmakta ve jeoteknik özelliklerini etkilemektedirler (Özçelik & İsmailov, 2005).

Bu çalışmada, falezleri oluşturan travertenlerin mühendislik özelliklerine etkiyen parametrelerle birlikte yenilme mekanizmaları değerlendirilmesi amaçlanmıştır.

2. ANTALYA VE ÇEVRESİNİN JEOLJİK YAPISI

Antalya ve yakın çevresinde bulunan jeolojik birimler litolojik özelliklerine göre ayırtılarak genel jeoloji haritası verilmiştir (Şekil 1). Çalışma alanının batısında yüzeyleyen Jura-Kretase yaşlı kireçtaşları koyu gri siyah renkli, masif, mikrokristalen yapıya sahiptir. Birim birbirine dik çatlak sistemleri ve eğime paralel erime boşlukları şeklinde karstik özellik sunmaktadırlar. Karbonat oranındaki artışa bağlı olarak gelişen karstlaşma ile birimin ikincil gözenekliliği artmıştır. Triyas-Kretase yaşlı kumtaşı, şeyl, çamurtaşı ve kireçtaşı seviyelerinden oluşan birim, çalışma alanının KD ve GB sında gözlenmektedir. Miyosen yaşlı molas seri kireçtaşı, kumtaşı, marn ve zayıf çimentolu çakıltaşı seviyelerinden oluşmaktadır. Serinin kalınlığı yaklaşık olarak 120 m dir. Seri içerisindeki çakıltaşı seviyelerinin hakim olduğu alanlar ayrıca haritalanmıştır. Traverten çalışma alanının ortasından Akdeniz kıyı şeridine kadar yaklaşık 630km² lik bir alanda yüzeylemektedir. Travertenlerde ayrı doku oluşumları yanal ve düşey yönde çok sık geçişler göstermektedir. Alüvyon, doğuda Göksu Çayı ve batıda Aksu Çayı dere yatakları boyunca iki farklı alanda yer almaktadır. Birim, diğer kayaçlardan türemiş kil, kum ve farklı boyutlardaki çakıllardan meydana gelmektedir.



Şekil 1. Antalya ve çevresinin jeoloji haritası (DSİ, 1985’den değiştirilerek)

3. TRAVERTENLERİN OLUŞUM MODELİ

Antalya'nın KB sınırında bulunan, otokton Beydağları tamamen kireçtaşından oluşmuştur. Çok karstik ve faylı yapıdadır. Paleosen sonrası GD dan gelen ve geçirimsiz birimleri içeren Çataltepe birimi, otokton Beydağları üzerine şaryajla gelmiştir. Jura-Kretase yaşlı otokton kireçtaşlarındaki bünye sularına, atmosferden yağan yağışların etkisiyle ve diğer kaynaklardan gelen sular ile karbondioksit, oluşturarak suyun eritici özelliğini artırır. Bu sular kireçtaşlarından geçerken, onlardan bol oranda kalsiyum bikarbonatı eriterek bünyesine alır ve kalsiyum bikarbonatça yoğun hale getirir.



Zayıf zonlar boyunca taşarak yeryüzüne çıkan bu sular, değişen sıcaklık ve basınç koşullarında eski topoğrafya üzerinde akarken, bünyesindeki karbondioksitin atmosfere karışmasıyla, ikincil kalsiyum karbonat çökelimini gerçekleştirir. Karasal ortamda ikincil çökelimin ürünü olan bu oluşum travertenleri meydana getirir.

Eski topoğrafyanın şekline bağlı olarak kaynak sularının yavaş veya hızlı akımıyla, eski topoğrafyanın bitki ve kayaçlarını eriterek, traverten tiplerinin oluşumunu etkiler.

4. TRAVERTENLERİN YAPISAL ÖZELLİKLERİ

Travertenlerin yapı özellikleri, mühendislik yapılarının yerleştirilmesi ve inşaatları sırasında dikkate alınacak tedbirler yönünden önemlidir. Travertenler bazı yerlerde ince veya kalın tabakalı, bazı yerlerde ise tabakasız yapı göstermektedir. Travertenler, su kaynağının yavaş akımlı olduğu sığ sularda kalın tabakalar halinde çöker. Su kaynağının hızlı akımı ise tabakalanma göstermeyen veya ince tabakalı yapılar oluşturmaktadırlar. Travertenlerde yapılan gözlemler, ayrı doku oluşumlarının yanal ve düşey yönden geçişler gösterdiğini veya bunların yakın aralıkla bulunabileceklerini ortaya koymaktadır. Traverten çökellerinin kaynak kotuna kadar yükselmesi sonucu, yayılma olanağını kaybeden sular, traverten içinden açtıkları yollarla setin eteğinde yeni kaynaklar oluşturarak yeni çökeller meydana getirirler. Bu tür kaynaklar sonradan daha üst kottaki kaynakların çökelleri ile tamamen örtülmekte ve meydana getirdikleri yeraltı su yolları ile denize veya yeraltı suyuna karışmaktadır (DSİ, 1985).

5. ANTALYA KIYI TRAVERTEN FALEZLERİ

Antalya kıyı traverten falezleri, doğuda Karpuzkaldıran, batıda ise Konyaaltı plajı arasında yer alır ve uzunluğu yaklaşık 13 km dir. Konyaaltı Plajı'nın gerisinde falezler batıya doğru devam etmektedir, ancak günümüzde kumsalın gerisinde kalmıştır. Aynı şekilde doğuda da Lara plajı ve Yamansaz sulak alanının gerisinde falezler devam etmektedir. Antalya kıyı falezleri traverten türü kayaçlardan oluşmaktadır.

Travertenin yapısal formasyonunu yatay ve düşey olarak iki bölümde incelenmesi gerekmektedir. Yatay veya yataya yakın engebeli bir yüzeyde akan yoğun kalsiyum bikarbonatlı sular, akım koşullarına uygun olarak değişik yapı meydana getirebilirler. Düşey bir akışta, akım boruları yeterince incelenebilirse, havalanma yoluyla karbondioksit süratle kaçar ve savaklanma yönünde sarkıtlar ve bunlardan meydana gelen saçaklı düşey yapılar meydana getirirler.. Bu yapının gelişmesinde yukarıdan aşağıya sarkan bitkilerde çoğu kez önemli rol oynarlar. Bitki gövdelerine sarılarak inen kalsiyum su ipcikleri, serbest düşmeye oranla çok uzun bir sürede alt kademeye vardıklarından, içlerindeki serbest karbondioksidi bırakmak için gerekli zamanı fazlasıyla bulurlar. Yere düşen damlalar, yer yer aşağıdan yukarıya gelişen dikitleri meydana getirir. Her iki yapının birleşmesi ve saçaklı yapının tabana inmesi, düşey yapının daha gelişmiş şekli olan kolon ve perdeleri oluşturur. Genellikle traverten setlerinin uç kısımlarında görülen düşey yapı, gelişen kolon ve perdeler arasındaki boşlukları tam dolduramadığından, düşey yönde uzayan boşluklar gösterir.

Travertenlerin dokusu ise çökeltme ve ortam koşullarına bağlıdır. Çökeltme koşulları ; sıcaklık, derinlik, karbonat yoğunluğu, flora, fauna değişikliklerine göre, travertenler; masif, bitki dokulu ve gözenekli traverten olarak sınıflandırılmaktadır.



6. TRAVERTENLERİN JEOTEKNİK ÖZELLİKLERİ

Travertenlerin jeoteknik özelliklerini belirlemek için arazi ve laboratuvar deneylerinden yararlanılmıştır. Arazi çalışmalarında travertenlerin kütle özellikleri, süreksizlikler, karstifikasyon ve ayrışma durumları incelenmiştir. Laboratuvar çalışmaları için, Antalya kıyı alanının çeşitli yerlerinden blok numuneler alınmıştır. Tüm deneyler ayrışmamış veya az ayrışmış numuneler üzerinde yapılmıştır.

Travertenlerin fiziksel ve mekanik özelliklerini belirlemek için araziden alınan blok örneklerden laboratuvar da 3 cm çapında 6 cm boyunda karot numuneler hazırlanmıştır. Bu amaçla masif, bitki dokulu ve gözenekli travertenlere ait örneklerden yararlanılmıştır.

6.1. Fiziksel Özellikler

Travertenlerin fiziksel özellikleri dane birim hacim ağırlığı, birim hacim ağırlığı ve su muhtevasıdır. Travertenlerin birim hacim ağırlıkları (doğru ve kuru), su emme ve poroziteleri bulunarak Tablo 1 de verilmiştir.

Tablo 1: Antalya travertenlerinin fiziksel özellikleri

Traverten Türü	Birim Hacim Ağırlığı kN/m ³		W %	Boşluk Oranı e	Porozite % n	W %	e	n %	γ_s kN/m ³
	Doğru	Kuru							
Bitki Dokulu	22.60	19.60	15.30	0.19	16.0	3.62	0.21	17	23.4
Gözenekli	21.90	16.40	33.53	0.37	27.0	20.00	0.39	28	22.6
Masif	26.10	24.70	5.66	0.068	6.4	6.25	0.10	9	26.4

6.2. Mekanik Özellikler

Travertenlerin mekanik özelliklerini belirlemek amacıyla hazırlanan numuneler TSE (1987) ve ISRM (1981) e göre deneye tabi tutulmuşlardır. Bu deneylerde indis ve seçilmiş jeoteknik özellikleri belirlenmiştir (Tablo 2).

Tablo 2: Antalya travertenlerinin mekanik özellikleri

Traverten Türü	Tek Eksenli Basınç Gerilmesi doğru σ_b Mpa	Çekme Gerilmesi σ_c Mpa	Nokta Yük Direnci σ_n Mpa	Statik Elastisite Modülü Mpa	Statik Elastisite Modülü Mpa	Kohezyon C Mpa	İçsel Sürtünme Açısı ϕ
Bitki dokulu	17.1	1.8-2.0	0.8	0.35-0.43	4.0-4.2	2.8-3.0	41-42
Gözenekli	8.3	0.8-1.4	0.4	0.31-0.39	3.5-3.7	3.5-3.6	35-36
Masif	21.4	2.4-3.0	0.9	0.40-0.60	5.0-6.0	4.5-4.9	41-46

Yapılan deney sonuçlarına göre masif travertenler, diğer travertenlere göre daha fazla dayanıma sahiptirler.



7.TRAVERTEN FALEZLERİNDE YENİLME MEKANİZMALARININ ETMENLERİ

Kıyı boyunca yüksekliği 40 metreye kadar ulaşan falezlerin üzerinde ve önünde yerleşim ve turistik yapılar yer almaktadır. Yüksek yapılardan kaynaklanan yükleri süreksizliklerin gelişimini hızlandırmaktadır. Ayrıca, evsel ve endüstriyel atık suların boşlukları doldurması taneler arasındaki sürtünmeyi azaltarak boşluksuyu basıncını artıracağından stabiliteyi olumsuz etkileyerek çevre için çekinceler oluşturmaktadır.

Falezlerin yüzeyi travertenlerin sahip olduğu farklı doku tiplerinden ve karstik erimelerden dolayı çok düzenli değildirler. Traverten setlerinin uç kısımlarında görülen düşey yapı, geniş kolon ve perdeler arasındaki boşlukları tam dolduramadığından, düşey yönde uzayan boşluklar gösterir. Bu boşlukların boyutları ile travertenlerin dokusu, çökme ve ortam koşullarının durumuna bağlıdır. Çökme koşulları ; sıcaklık, derinlik, karbonat yoğunluğu, flora, fauna değişikliklerine göre, travertenler; masif, bitki dokulu ve gözenekli traverten olarak sınıflandırılmaktadır. Antalya kıyı falezlerinde duraysızlık türleri travertenlerin fiziksel ve mekanik özelliklerine bağlı olarak masif ve bitki dokulu travertenlerde kırılma, kopma ve devrilme şeklinde gözlenmektedir.

Falezlerde gerilme çatlağı ile ayrılan farklı dokudaki blok boyutundaki travertenler deniz suyunun dalga etkisiyle aşındırması ile eğilme duraysızlığı sürecinde denize doğru zamana bağlı olarak eğilmektedirler. Dalga aşındırması etkisi ile falezler oyulmakta ve falezin üst kesimlerinde gerilme çatlakları oluşmaktadır. Daha sonra ise bloğunun ana kayadan koparak tümüyle devrilmesi gerçekleşmektedir. Falezlerin önünde yeralan düzenli yada düzensiz şekilli kaya blokları travertenlerde meydana gelen yenilmelerle oluşmuşlardır.

8. SONUÇLAR

Antalya yerleşim alanı traverten platosu üzerine kurulmuştur. Plato sahil şeridi boyunca yüksekliği 40 metreye varan falezlerle denize kıyı oluşturmaktadır. Antalya kıyı traverten falezleri, doğuda Karpuzkaldıran, batıda ise Konyaaltı plajı arasında yer alır ve uzunluğu yaklaşık 13 km dir.

Antalya kent alanında farklı fiziksel ve mekanik özelliklere sahip olan üç farklı dokuda traverten yer almaktadır. Düzenli bir kanalizasyon sistemi olmayan kent merkezinde evsel ve endüstriyel atık sular süreksizlikleri arttırarak mühendislik yapılarını olumsuz yönde etkilemektedirler. Buna göre traverten numunelerinden en çok ayrışmaya uğrayan gözenekli ve bitki dokulu travertenler olup bu travertenlerin fiziksel özellikleri kısmen azalmış ve boşluk oranları artmıştır. Bu azalma travertenlerin mekanik özelliklerini (tek eksenli basınç, çekme gerilme, nokta yük direnci vb.) ile kohezyon ve iç sürtünme açısında olumsuz yönde etkilemektedir.

Yüksek yapılardan kaynaklanan yapı yükleri süreksizliklerin gelişimini hızlandırmaktadır. Ayrıca, evsel ve endüstriyel atık suların boşlukları doldurması taneler arasındaki sürtünmeyi azaltarak boşluk suyu basıncını artıracağından stabiliteyi olumsuz etkileyerek çevre için çekinceler oluşturmaktadır. Falezlerin yüzeyi travertenlerin sahip olduğu farklı doku tiplerinden ve karstik erimelerden dolayı çok düzenli değildirler. Antalya kıyı falezlerinde duraysızlık türleri travertenlerin fiziksel ve mekanik özelliklerine bağlı olarak masif ve bitki dokulu travertenlerde kırılma, kopma ve devrilme şeklinde gözlenmektedir.



Falezlerde gerilme çatlağı ile ayrılan farklı dokudaki blok boyutundaki travertenler deniz suyunun dalga etkisiyle aşındırması ile eğilme duraysızlığı sürecinde denize doğru zamana bağlı olarak eğilmektedirler. Dalga aşındırması etkisi ile falezler oyulmakta ve falezin üst kesimlerinde gerilme çatlakları oluşmaktadır. Daha sonra ise bloğunun ana kayadan koparak tümüyle devrilmesi gerçekleşmektedir. Falezlerin önünde yer alan düzenli yada düzensiz şekilli kaya blokları travertenlerde meydana gelen yenilmelerle oluşmuşlardır.

9. KAYNAKLAR

D.S.İ., (1985); Antalya Kırkgöz Kaynakları ve Traverten Platosu. Karst Hidrojeolojik Etüd Raporu, DSİ yayını, Ankara.

International Society for Rock Mechanics ,ISRM, (1981); Rock Characterization, Testing and Monitoring, In Brown, E.T., (Ed.), ISRM Suggested Methods, Pergamon, Oxford.

Kogure, T. vd., 2006, Effect of the Development of Notches and Tension Cracks on Instability of Limestone Coastal Cliffs in the Ryukyus, Japan., Geomorphology, 80 , Elsevier, 236-244.

Özçelik, M., & İsmailov, T., 2005, Investigations of Settlements Formed Due to Weathering in the Travertines Beneath the Buildings in Antalya (Turkey) Area, Proceedings of 1st International Symposium Travertine, 240-244 pp., September 21-25, 2005, Denizli, Turkey.

Sunamura, T., 1992, Geomorphology of Rocky Coast, John Wiley & Sons, Chichester, 302 pp.

TSE, (1987); Doğal Yapı Taşlarının Muayene ve Deney Metodları, TSE 699, TSE Yayını, Ankara.



Ülkemizde Deniz Yapılarında Kullanılacak Tahkimat Taşları İçin Yeni Şartname

New specifications for armourstones to be used in marine constructions

Hasan ŞİŞMAN

DLH İnşaatı Genel Müdürlüğü

ÖZ

Ülkemizdeki deniz yapılarında özellikle liman ve balıkçı barınağı inşaatlarında ve deniz kıyısındaki karayollarında genellikle taş dolgu tipi dalgakıran ve kıyı tahkimatları kullanılmaktadır. Kullanılmakta olan Liman ve deniz işleri teknik şartnamesinde taşın uygunluğunu belirleyen somut özelliğin birim hacim ağırlığının 2.2 gr/cm^3 den büyük olacağı şartı bazı durumlarda yetersiz kalmaktadır.

Yeni şartname önerisinde kayacın mevcut sağlamlığını belirleyecek basınç dayanımı, birim hacim ağırlığı ve gelecekteki sağlam kalmasını test edecek aşınma deneyleri, don deneyleri, su emme oranı ve darbe ye karşı dayanımını test edecek düşürme testinin ve ocağın ayrışma durumunu gösteren ayrışma sınıfı ve petrografik görünüm deneylerinin blok durumu ile ilgili süreksizlik aralığı, RQD ve sismik hız oranlarının kullanılması önerilmiştir.

Taş dolgu ile yapılan deniz yapılarında kullanılan anroşmanlarla ilgili çok sayıda sınıflama, şartname ve kıyı yapılarında kullanılan taşlardan kaynaklanan sorunlar da irdelenerek yeni şartname önerisi bu bildiri kapsamında verilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Liman teknik şartnamesi, anroşman, taş ocağı



ABSTRACT

In our country in marine constuctions especially horbour, and fisherman port constructions and costal highway generally costal rubble revetment and rubble mound breakwaters is used. Weight of unit volume of stone to be greater than 2.2 gr/cm^3 requirement which is described in the current technical specifications for seaport and sea constructions is inadequate for some conditions.

In the new specifications proposal it is proposed that pressure strength, density, attrition tests that would indicate the future strudiness, soudness,water absorption ratio, drop test which would indicate the sturdiness against shock, quarry classification which shows the decomposition of the quarry, transitoriness gap from petrographical properties concerning the block condition, RQD and ratio of seismic wave velocity are used.

Numerous classifications concerning ammourstone used in marine constructions which are constructed by stone filling, specifications and problems arising from the stones used in coast constructions are all considered and new specifications proposal is given within the content of this paper.

Key words : port technical specifications, , ammourstone, quarry .

1. GİRİŞ

Deniz yapılarında özellikle ana ve tali mendirek yapımında ve sahil tahkimatlarında taş ocaklarından elde edilen kaya malzemesi (anroşmanlar) esas olarak koruyucu tabaka, filtre tabakası ve çekirdek/ dolgu malzemesinden oluşur.

Deniz ve kıyı yapıları ile ilgili inşaatlarda kaya malzemesinin (anroşmanın) temin edileceği ocağın liman yerine yakınlığı fiziksel özellik, rezerv ve kategorik blok verimi yönünden yeterli olması, ve ocağın işletilebilme özelliği uygun patlatma ve işletme yöntemlerinin seçimi inşaatın ekonomik ve kısa zamanda yapılmasının önemli etkenlerinden en başta gelenidir Şişman (1990), Şişman ve Öztürk (2002). Bu nedenle özellikle İnşaat alanına yakın bölgelerde yer alan malzemenin kullanılması ekonomik açıdan önemlidir.

DLH,(1999) şartnamesine göre “dalgakıranlarda, eteklerde, tıkamalarda, rıhtım duvarı arkası dolgularda, şevlerde, kaplama ve taban takviyesi vesaire de anroşman olarak kullanılacak taş, Kontrol mühendisi tarafından uygun görülecektir. Ayırışmış kaya kabul edilmeyecektir. Sağlam kayanın özgül ağırlığı $2,2 \text{ t/ m}^3$ 'den aşağı olmayacağı gibi pratik olarak suya karşı geçirimsiz olacaktır”.Burada verilen özgül ağırlık limiti dışındaki özelliklerin; ayırışmanın, sağlamlığın ve



suya karşı geçirimsiz olacağı ifadelerinin her hangi bir deney ve limitine dayandırılmamış olması uygulamada aşağıda açıklanan sorunları beraberinde getirmiştir. Bu sorunların yaşanmaması için yeni bir şartname yapma ihtiyacı doğmuştur. DLH İnşaatı Genel Müdürlüğünce hazırlatılan "Kıyı Yapıları ve Limanlar Yapım Kontrol ve Bakım Teknik Esasları Taslağı" kapsamında bu konu her yönüyle irdelenmeye çalışılmıştır DLH.,(2007). Bu irdeleme kapsamında Ülkemizde yer alan ve anroşman olarak kullanılan taş envanteri, özellikleri ve deniz yapılarında yarattığı sorunlar değerlendirilmiş. Dünyada ve ülkemizde kullanılan anroşman ve doğal taşlarla ilgili deney ve kalite sınıflandırmaları ve şartnameleri göz önünde bulundurularak ülkemiz koşullarına ve gerçeklerine uygun yeni bir şartname taslağı önerilmiştir.

2. ÜLKEMİZDE ANROŞMAN OLARAK KULLANILAN KAYAÇ CİNSLERİ VE SORUNLARI

Ülkemizde anroşman olarak kullanılan kayalar genellikle volkanik kaya çeşitleri ve kireçtaşlarıdır. Akdeniz bölgesinde genellikle kireçtaşları, Marmara Bölgesinde magmatik ,metamorfik ve sedimanter kayaçlar (Granit,Gnays,kireçtaşları,kuvarsitler) Doğu Karadeniz bölgesinde genellikle volkanik kökenli kayaçlar (Volkanik tuf, aglomera, bazalt, andezit) Batı Karadeniz bölgesinde ise zorunlu olarak genellikle fliş formasyonları içinde yer alan kumtaşları ve kireçtaşları kullanılmaktadır. Volkanik kökenli kayaların ayrışma durumları genellikle yaşları ile doğru orantılı olarak artmaktadır. Kireçtaşlarının yaşları arttıkça daha sağlam yapısal özellikler göstermektedirler. Özellikle Batı Karadeniz bölgesinde kullanılan kumtaşlarının aşınma değerleri ve don dayanımının yüksek olması nedeniyle dalgakıranlardaki bu kum taşlarında, özellikle su üstünde kalan kısımlarında ufalanma, aşınma ve boyut küçülmeleri oluşmuştur. Şişman ve Öztürk (2002).

Bu kumtaşı örnekleri üzerinde yapılan ince kesit çalışmasında, Acır (2002) kumtaşı birimlerinin kuvars, feldspat, biyotit, epidot, hornblend ağırlıklı kum tanelerinin kil çimentosu bağlanması sonucu oluştuğu görülmüştür.

Yine Karadeniz bölgesindeki düşük yoğunluklu ve orta ve daha ileri derecede ayrıışmış yüksek aşınma ve su emme değeri veren volkanik tuf ve aglomeraların yer yer koruma tabakasında kullanıldığı durumlarda bu taşlarda dağılma aşınma ve boyut küçülmeleri görülmüştür.



3 ANROŞMAN OLARAK KULLANILACAK TAŞ OCAKLARINDA YAPILMASI GEREKEN ARAZİ VE LABORATUAR ÇALIŞMALARI

Deniz yapılarında kullanılacak anroşmanların seçilmesinde dikkate alınması gereken başlıca özellikler şunlardır, kayacın, rengi, yoğunluğu, su emmesi, porozitesi, don dayanımı, süreksizlikleri, ayrışma durumu, dayanımı, aşınma direnci, mineral yapısı, sismik dalga hızı, elektrik özdirenci gradasyon, blok boyutu, bütünlüğü ve şeklidir. Taşın sağlamlığını ve denizde dağılmadan kalması ile ilgili deneyler ise; doygun yüzey kuru birim hacim ağırlığı, basınç dayanımı, kaba agregada Los Angeles aşınma direnci, sürtünme ile aşınma kaybı, tabii don dayanımı, don kaybı deneyi (Na_2SO_4) veya Mg_2SO_4 Arazide düşürme deneyidir

Anroşman olarak kullanılacak ocak yerinde ocağın rezerv ve süreksizlik durumunu belirlemek amacıyla jeolojik çalışmalar yapılır. Özellikle Ocağın üstünün kapalı olduğu ve faylaşma ve ezilme zonlarının olduğu durumlarda sondaj ve jeofizik çalışmalar (Sismik Kırılma, elektrik özdirenç) rezerv, ayrışma blok verme durumu ve ocağın kullanımı ve verimi hakkında bize önemli bilgiler vermektedir. Bu etütlerin tüm ocaklarda yapılması önerilmektedir. Ocağın genel yapısı iyi irdelenmeden alınan örnekler üzerinde yapılan çalışmalar bize yanıtabilir. Alınan numunenin ocağı temsil etmesi de önemlidir. Sondaj karotlarında ve Yerinde ve laboratuvarda elde edilen sismik hız oranlarından Çizelge 1’ de verilen RQD ve kayacın kırıklık indeksi belirlenmektedir. Ayrışma sınıflaması arazi çalışmaları, petrografik görünüm ve diğer laboratuvar sonuçlarından yararlanarak verilen çizelgeden yararlanarak yapılır.

Çizelge 1 Kayaçlarda kırıklık sınıflaması

Kalite sınıflaması	RQD (%)	V _{pf} /V _{pl}	Kırık indeksi (metrede)
Çok Zayıf	0 – 25	0 – 0.2	> 18
Zayıf	25 – 50	0.2 – 0.4	15 – 18
Orta	50 – 75	0.4 – 0.6	8 – 5
İyi	75 – 90	0.6 – 0.8	5 – 1
Çok İyi	90 – 100	0.8 – 1.0	< 1

V_{pf} : Yerinde ölçülen boyuna sismik dalga hızı

V_{pl} : Laboratuvarda ölçülen boyuna sismik dalga hızı

Genellikle taş ocakları üstünde sondaj yapabilme imkanı arazi şartları vd. nedenlerden dolayı zordur. Taşocaklarında taş malzemesinin kırıklık durumunun önemli bir göstergesi Çizelge 1’de de verilmiş olan V_{pf} / V_{pl} oranıdır. Özellikle V_{pf} / V_{pl} oranı 1’ e yaklaştıkça kayaç masifleşecek dolayısıyla kayaçtan çıkartılabilecek blok boyları büyüyecektir. Ocaktaki sismik hız ve kırıklık indeksinin dağılımı bize ocağın blok verimliliği hakkında çok önemli bilgiler verecektir.



4. ANROŞMANLARLA İLGİLİ KALİTE SINIFLAMALARI

Taş dolgu ile yapılan deniz yapılarında kullanılan anroşmanlarla ilgili çok sayıda sınıflama ve çalışmalar yapılmıştır. Lienhart ve Stransky (1981), Lienhart (1994), CUR ve CIRIA (1991), Fookes vd., (1998) .

Deniz yapıları kapsamında kullanılan kaya malzeme esas olarak koruyucu tabaka, filtre tabakası ve çekirdek / dolgu malzemesinden oluşur. Kaya malzemelerin tahkimat için kullanılabilirliğini saptamaya yönelik parametreler ve ilgili limitler değişik kaynaklarda verilmektedir.

- TS EN 13383-1, 2004a Koruma Tabakası Taşları (Zırh taşı) Bölüm 1: Özellikler
- TS EN 13383-2, 2004b Koruma Tabakası Taşları (Zırh taşı) Bölüm 2: Deney Metotları
- Kıyı Mühendisliği El Kitabı (1991) (Manual on the use of rock in coastal and shoreline engineering) / CIRIA (İngiltere İnşaat Sektörü Araştırma ve Enformasyon Kurumu) ve CUR (Hollanda İnşaat Mühendisliği Araştırma ve Standartlar Merkezi)
- Karayolları Teknik Şartnamesi (2006)
- Statik Kaya Duraylılık İndeksi
- Dinamik Kaya Duraylılık İndeksi

4.1. TS EN 13383,1,2 Koruma Tabakası Taşları

TS EN 13383 -1 de, koruma tabakası taşları için ,tahkimat kapsamında değerlendirilen kayalar, iri sınıf, ince sınıf ve yoğun sınıf olmak üzere 3 sınıfa ayrılır. Her bir sınıfla ilgili tane büyüklüğü dağılımı ve şekli ile ilgili tablolar ve kriterler bu standartta verilmiştir.

TS EN 13383-2, de yer alan koruma tabakası taşının seçiminde göz önünde bulundurulması gereken fiziksel özellikleri ve kategorileri aşağıda konu başlıkları ile verilmiştir. Bu özellikler, tane yoğunluğu, dayanıklılık özelliklerinin irdelenmesi, aşınma direnciyle ilgili kategorilerin özellikleri, denizdeki aşındırıcı ortama göre (çok yüksek, yüksek, orta),su emmeyle ilgili kategoriler, donma ve çözülme direnciyle ilgili kategoriler, tuz kristalleşmesi, tüm bu deneylerle ilgili deney sayısı ve kullanım yaklaşımları.



4.2. CIRIA / CUR Sınıflaması

Deniz yapılarında kullanılan doğal yapı gereçlerinin özellikleri ile bu gereçlere ait limitlerin belirlenmesinde "CIRIA ve CUR (1991) tarafından yayınlanan kıyı mühendisliği el kitabında; deniz yapıları kapsamında projelendirilen koruyucu tabaka, filtre tabakası ve çekirdek / dolgu malzemesinin için istenen çalışma sonuçları, parametre ve limitler verilmektedir. İdealize kaya kalitesini temsil eden tipik parametreler; ayrışma derecesi, süreksizlik aralığı, RQD, porozite, su emme, tek eksenli basınç dayanımı ve kaya yoğunluğudur. Bu parametrelerin dışında blok boyutu, süreksizliklerin nicelik ve niteliği, mukavemet parametreleri, darbeye dayanıklılık, gradasyon vb. dikkate alınmaktadır. Deniz yapıları için ideal taş özellikleri aşağıda Çizelge 2' de verilmiştir. Bu tabloda verilen yoğunluk, tek eksenli basınç dayanımı, su emme oranı deneyleri hemen hemen tüm sınıflamalarda kullanılan temel deneylerdir. RQD, ayrışma derecesi, çatlak aralığı gibi değerler ise arazide elde edilen özelliklerdir. Çizelge 2' de verilen bu limitler, özellikle koruma taşları için çok ideal değerlerdir.

Çizelge 2. Deniz yapıları için ideal taş özellikleri (CIRIA ve CUR 1991)

Özellik	Koruma Taşı	Filtre Taşı	Çekirdek Dolgu
Ayrışma derecesi	I – II	I – II	I – II
Çatlak aralığı	1 m +	0.5 m +	0.2 m +
RQD (%)	80 – 100	75 – 100	55 – 100
Porozite	0 – 5	0 – 10	0 – 10
Su emme (%)	< 2.0	< 2.5	< 3.0
Tek eksenli basınç (Mpa)	> 100	> 100	> 50
Yoğunluk (kg/m ³)	> 2600	> 2600	> 2000

Anroşman olarak kullanılacak kayaçların değişik deney sonuçlarına dayanarak yapılan kalite sınıflamasında ,kayaçlar her bir deney sonucuna göre ayrı ayrı olmak üzere Çizelge 3'de (çok iyi, iyi, orta ve zayıf)olmak üzere sınıflandırılmıştır.



Çizelge 3. Deney sonuçlarına göre kaya dayanıklılığı için rehber (CIRIA ve CUR, 1999)

Deney	Çok İyi	İyi	Orta	Zayıf	Açıklamalar
Kaya yoğunluğu (t/m ³)	>2.9	2.6-2.9	2.3-2.6	<2.3	Hidrolik stabiliteyi etkileyen fiziksel özellik. Sıkı fakat ayrılmış bazik kayalar dışında sağlamlığın iyi bir göstergesi.
Su emme (%)	<0.5	0.5-2.0	2.0-6.0	>6.0	Parçalanmaya karşı direncin tek en önemli göstergesi. Ayrışma direncinin iyi bir göstergesi. Geniş serbest drenaj boşlukları bulunan boşluklu kireçtaşı için çoğun yanıltıcı sonuçlar verebilir
Don kaybı (Mg ₂ SO ₄) %	<2	2-12	12-30	>30	Ayrışmaya karşı direnci gösterir. Sıcak kuru iklimlerde kullanılacak poroz sedimanter kayalar için önemli bir deney
Donma / çözülme kaybı (%)	<0.1	0.1-0.5	0.5-2.0	>2.0	Dondurucu kış iklimler için önemli bir deney (özellikle baraj gövdeleri). Su emme ile iyi bir korelasyon
Metilen mavisi emme değeri (g/100g)	<0.4	0.4-0.7	0.7-1.0	>1.0	Zararlı kil minerallerin varlığını gösterir
Çatlak tokluğu (Mpa.m ^{1/2})	>2.2	1.4-2.2	0.8-1.4	<0.8	Tip 2 kırılmalarına (yeni çatlaklar boyunca) karşı direnci gösterir. Aşınma direnci ile iyi bir korelasyon. Büyük blokların darbe dayanımı için yanıltıcı olabilir.
Nokta yükleme indeksi Is ₍₅₀₎ MPa	>8.0	4.0-8.0	1.5-4.0	<1.5	Tip 2 kırılmalarına karşı direnci gösterir. Çok sayıda örnek için hızlı bir deney. Büyük blokların darbe dayanımı için yanıltıcı olabilir.
Islak dinamik ezilme değeri (%)	>12.0	12-20	20-30	<30	Tip 2 kırılmalarına karşı direnci gösterir. Hızlı bir deneydir.
Mil aşınma dayanımı indeksi (kayıp/1000 devir)	<0.002	0.002-0.004	0.004-0.015	>0.015	Doygun kaya yüzeylerinin karşılıklı aşındırmasına karşı direnci gösterir. Sonuçlar kaya ayrışma modeli ile birlikte kullanılabilir.
Blok bütünlüğü (düşürme deneyi) Id (%)	<2	2-5	5-15	>15	Büyük blokların Tip 1 (zayıflık düzlemleri boyunca) kırılmalarına karşı direnci gösterir.



4.3. Karayolları Teknik Şartnamesi (2006)

Karayolları Teknik Şartnamesinde, KGM (2006) tahkimat taşının homojen, sık kristallerden oluşan, sağlam, sert, aşınma, don ve hava tesirlerine karşı dayanıklı, süreksizlik içermeyen veya az sayıda süreksizliği bulunan, Çizelge 3 'de belirtilen özelliklere sahip olması ve TS EN 13383-1 ve TS EN 13383-2 standartlarında belirtilen nitelikleri taşıması istenmektedir.

Çizelge 3. Tahkimat taşının özellikleri (Karayolu Teknik Şartnamesi 2006).

DENEY	ŞARTNAME LİMİTLERİ	DENEY STANDARDI
1.Petrografik görünüm	Kristaller iyi kenetlenmiş, kil minerali ve eriyebilir mineral olmayacaktır.	ASTM C 295
2.Doygun yüzey kuru birim hacim ağırlık (gr/cm^3)	≥ 2.600	TS 699-Ocak 1987 ve TS 2513-Şubat 1977
3.Hacimce su emme oranı %	≤ 2.0	
4.Basınç dayanımı (kgf/cm^2)	≥ 500	
5.Kaba agregada Los Angeles aşınma direnci %	≤ 25	
6.Tabii don dayanımı %	≤ 5	
7.Don kaybı deneyi (Na_2SO_4)%	≤ 2	
8.Sürtünme ile aşınma kaybı	$\leq 15 \text{ cm}^3 / 50 \text{ cm}^2$	
9.İslanma-kuruma etkisi (35 döngü sonrası)	Önemli derecede çatlak oluşumu ve gelişimi olmayacak	ASTM D 5313-92 (1997)
Arazide düşürme testi	Ana boyutta kırılma olmayacak ve çatlak oluşmayacaktır.	Bkz.Not-2
Arazide bekleme- yerinde gözlem	Ocak yerinde veya kullanılacağı yerde 12 ay Beklediği sürede çatlak oluşumu, parçalanma ve ayrışma olmayacaktır.	
Not-1. Don kaybı deneyi; tabii don dayanımı deneyinin çabuklaştırılmış şekli Not-2. Arazide düşürme testi; Yükleyici tarafından 3 metre yüksekliğe kaldırılan taş bloğunun sert bir yüzey üzerine düşürülmesi ile yapılacaktır. Not-3. İslanma –kuruma etkisi deneyi zorunlu olmayan ancak yapılması yararlı olan deneydir.		



4.4. Statik Kaya Duraylılık İndeksi

Statik kaya duraylılık İndeksi RDI_s eşitlik (1) yardımıyla hesaplanır. Fookes vd., (1988).

$$RDI_s = I_{s(50)} - 0.1(SST + 5 W_{ab}) \rho_{ssd} \quad (1)$$

Bu formülde;

$I_{s(50)}$: nokta yükleme deney indeksi kuru ve doymuş ortalaması (ISRM, 1985).

SST: magnezyum sülfat don kaybı deneyi (Hosking ve Tubey, 1969).

W_{ab} : Hacimce su emme (atm. Basıncı) (BSI, 1975; TS699,1987).

ρ_{ssd} : Doymuş yüzey kuru birim hacim ağırlık (BSI, 1975;ISRM, 1981).

Bu eşitlikte labratuvar deney sonuçları yerine konularak statik kaya kalite indeksi hesaplanır. Çizelge 4' den yararlanarak statik kaya duraylılık sınıflaması,çok iyi,iyi,orta veya zayıf şeklinde bulunur.

4.5. Dinamik Kaya Duraylılık İndeksi

literatürde yeralan yöntemlerinden birisi de, dalgakıranların Koruma tabakasında kullanılan anroşmanların sınıflamasını, modifiye agrega darbelenme değeri, su emme oranı, doymuş yüzey kuru birim hacim ağırlık, özelliklerine dayanarak değerlendiren “Dinamik Kaya Duraylılık İndeksi” dir Bu indeks değeri aşağıdaki eşitlik (2) ile hesaplanır ve Çizelge 4' e göre sınıflandırılır (Fookes vd., 1998) .

$$RDI_d = 0.1 * (MAIV + 5 * W_{ab}) / (\rho_{ssd}) \quad (2)$$

Bu eşitlikte;

RDI : Dinamik kaya duraylılık indeksi

MAIV : Modifiye agrega darbelenme değeri (%) (Hosking ve Tubey, 1969)

W_{ab} : Kütlece su emme (%) (BSI, 1975 ; TS699, 1987)

ρ_{ssd} : Doymuş yüzey kuru birim hacim ağırlık (BSI, 1975; ISRM, 1981)

Çizelge 4. Statik ve dinamik kaya duraylılık sınıflaması (Fookes vd., 1988).

RDI_s değeri	RDI_d değeri	Duraylılık
> 2.5	< 0.5	Çok iyi
2.5 – (-1)	0.5 – 2.0	İyi
(-1) – (-3)	2.0 – 4.0	Orta
<(-3)	> 4.0	Zayıf

Statik ve dinamik kaya duraylılık değerlendirmesi Karadeniz'deki bazı kıyı yapılarında kullanılan anroşmanların duraylılığının belirlenmesinde kullanılmıştır. Özden T., Topal T, (2007)



5. DENİZ VE KIYI YAPILARINDA KULLANILACAK ANROŞMANLARLA İLGİLİ YENİ ŞARTNAME ÖNERİSİ

Bu kaynaklar incelenmiş ve inceleme sonuçlarının DLH İnşaatı Genel Müdürlüğünün liman ve kıyı yapılarındaki uygulamaları ve etüt ve araştırma sonuçlarından elde ettiği deneyimleri ile birlikte değerlendirilmesi sonucunda tahkimat gerecinin kaya özellikleri, arazi ve laboratuvar deneyleri ve ilgili şartname limitleri önerisi aşağıdaki Çizelge 5'de verilmiştir. Tahkimat gereci özelliklerin yanı sıra TS EN 13383-1 ve TS EN 13383-2 standartlarında belirtilen nitelikleri taşıması da gerekmektedir.

Ülkemizdeki saptanabilen yaklaşık 350 adet deniz yapısında doğal taş tahkimatlar kullanılmıştır. Bu deniz yapıları çoğunlukla balıkçı barınakları ve çekek yerleri ve limanlardır son yıllarda özellikle Karadeniz sahil yolundaki mahmuz ve tahkimatlarda da çevredeki doğal taşlar özellikle de volkanik kayalar anroşman olarak kullanılmıştır.

Mevcut kıyı yapılarındaki hasarlar irdelendiğinde; hasar nedenleri projenin yetersizliğinden kaynaklanan hasarlar ve yapımdan kaynaklanan hasarlardır, Yapımdan kaynaklanan hasarların başlıca nedeni projedeki taş kesitlerinin projelerine uygun yapılamaması ve çoğunlukla koruyucu tabakada ki blok büyüklük ve miktarlarının ve fiziksel özelliklerinin yetersizliğidir.

Tahkimat taşlarının deniz koşullarından kaynaklanan duraysızlıkların gözlenen başlıca nedenleri yüksek aşınma, dona karşı dayanıksızlık ve yüksek su emme oranına sahip kumtaşlarında (özellikle su üstünde kalan kısımlarında) ve volkanik tüf ve agregaların orta ve daha ileri ayrılmış kısımlarının koruma tabakasında kullanıldığı durumlarda bu taşlarda ufalanma, aşınma ve boyut küçülmeleri oluşmasıdır.

Yeni şartnamede deniz yapılarında kullanılacak kaya malzemelerin seçilmesinde Çizelge 5 de verilen özelliklerin belirlenmesi için uygun arazi ve laboratuvar deney ve çalışmalarının yapılması önerilmiştir. Bu şartnamede dikkate alınan başlıca özellikler şunlardır: Doğal yapı gerecinin belirlenmesinde ilk adım olarak ocak olabilecek yerlerde jeolojik, jeofizik inceleme yapılmalı ve potansiyel kaya malzemesi öncelikle yerinde irdelenmelidir. Uygun kaya malzemesi taş ocağında yapılacak kayanın fiziksel ve jeolojik özelliklerinin ayrıntılı değerlendirilmesine dayalı olarak seçilmelidir. Belirli bir ocak yeri tespit edildiğinde dikkatlice araştırılacak ve kayanın ayrışma durumu yerinde ve laboratuvar deneyleri ile elde edilecek sonuçlarla değerlendirilecektir. Ayrışmaya koşut olarak kayaların mineralojisi, oluşumu, süreksizliklerin durumu, bölgesel , tektonizma ve faylaşma kaya kalitesini ve özellikle blok verimini belirleyen önemli faktörlerdir. Ayrışma dereceleri petrografik değerlendirmelerle birlikte kullanılacaktır. Ayrışma derecesi III ve daha yüksek ayrışmaya uğramış malzemeler genelde koruyucu tabaka için uygun değildir. Bu kayalar deniz koşullarında zayıf dayanım özellikleri sergiler.



Çizelge 5. Tahkimat taşının özellikleri (DLH, 2007)

DENEY	ŞARTNAME LİMİTLERİ	DENEY STANDARDI
Ayrışma derecesi	I - II	
Süreksizlik aralığı (m)	1.00+	
RQD(%) veya Vpf/Vpl	80 - 100 veya 0.6 - 1.0	
Petrografik görünüm	Kristaller iyi kenetlenmiş, kil minerali ve eriyebilir mineral olmayacaktır.	ASTM C 295
Doğgun yüzey kuru birim hacim ağırlık (gr/cm ³)	≥2.500 gr/ cm ³	TS 699-Ocak 1987 TS 2513-Şubat 1977 TS EN 13383-1 ve TS EN 13383-2 Nisan 2004
Hacimce su emme oranı %	≤ 3.0	
Basınç dayanımı (kgf/cm ²)	≥500	
Kaba agregada Los Angeles aşınma direnci %	≤40	
Tabii don dayanımı %	≤5	
Don kaybı deneyi (Mg ₂ SO ₄)%	≤25	
Don kaybı deneyi (Na ₂ SO ₄)%	≤18	
Sürtünme ile aşınma kaybı	≤15 cm ³ / 50 cm ²	
Arazide düşürme testi	Ana boyutta kırılma olmayacak ve çatlak oluşmayacaktır.	
Arazide bekleme- yerinde gözlem	Ocak yerinde veya kullanılacağı yerde 12 ay beklediği sürede çatlak oluşumu, parçalanma ve ayrışma olmayacaktır.	
Not-1. Don kaybı deneyi; Tabii don dayanımı deneyinin çabuklaştırılmış şekli olduğundan, tabii don dayanımı deneyinin yapılmadığı durumda yapılacaktır. Don kaybı deneyi için Na₂SO₄ veya Mg₂SO₄ kullanılacaktır. Not-2. Arazide düşürme testi; Yükleyici tarafından 3 metre yüksekliğe kaldırılan taş bloğunun sert bir yüzey üzerine düşürülmesi ile yapılacaktır. Not-3. Yöredeki taş ocaklarının durumuna göre Los Angeles aşınma değeri maksimum % 45, Don dayanımı (Na₂SO₄) maksimum %25, DYK özgül ağırlığı minimum 2.450 gr/cm³ (kireçtaşlarında 2.400 gr/cm³) olarak bulunan taş ocaklarını İdare anroşman olarak kabul edebilecektir. Not:4 Süreksizlik aralığı ve RQD değeri sadece korumada kullanılan taşlar için dikkate alınabilecektir. Not:5 Çekirdek dolgusunda tablodaki değerlerin % 10 kadar sapma gösteren kayaçlar da, Ayrışma derecesi III ' kadar idarenin uygun bulması durumunda kullanılabilir. Not:6 Vpf/Vpl arazide ölçülen p dalga hızının laboratuarda ölçülen p dalga hızına oranı RQD' değerinin belirlenemediği durumlarda kullanılabilir. Not-7 Kontrol Mühendisi ocağın yapısında değişim gözlemlediği anda veya yılda bir kez gerek gördüğü takdirde yukarıdaki deneyleri merkez laboratuvarında kontrol ettirebilecektir.		



Yukarıda verilen özelliklerin belirlenmesi için jeolojik, jeofizik ve gerektiğinde sondaj çalışmalarının yapılarak RQD, sismik hız oranları vb .gibi kayacın yerindeki özellikleri belirlenecek ve laboratuvar çalışmaları için ocağı temsil edebilecek uygun numunelerin alınması sağlıklı bir şekilde yapılmış olacaktır. Yine anroşmanın suda uzun süreli dayanımının belirlenmesi için, petrografik görünüm, doymun yüzey kuru birim hacim ağırlık, hacimce su emme oranı, basınç dayanımı, aşınma deneyi, don deneyleri, sürtünme ile aşınma kaybı, arazide düşürme testi gibi deneyler ve arazide bekleme- yerinde gözlem gibi çalışmalar ile gradasyon, blok bütünlüğü , blok şekli, blok ağırlığı ve boyutu ile ilgili tablolara yeni şartnamede yer verilmiştir. Burada verilen limitler Ülkemizde kullanılan anroşmanların ve limanlarımızda uzun sürede gözlenen sonuç ve deneyimlerin irdelenmesi sonucu belirlenmiştir. Ancak bazı durumlarda daha düşük kalitede kaya malzemesi kullanılması kaçınılmaz olur. Çizelge 5 deki Not kısmında verilen bu gibi durumlarda tatmin edici bir performansa ulaşması için tasarımlarda gerekmesi halinde değişiklik yapılacaktır.

6.SONUÇLAR

Yeni şartnamede taş ocağının yerindeki özelliklerinden olan , ayrışma sınıflaması, süreksizlik aralıkları ile ilgili parametrelerin belirlenmesi istenmiş, ayrışma derecesinin koruma tabakasında kullanılacak taşları için en fazla II (taze, çok az ayrılmış ,az ayrılmış) olması , yine süreksizlik aralığının 1 metreden den büyük olma koşulu getirilmiştir. Taş ocağı sahasında yapılacak sondajlardan belirlenecek RQD oranı 80 - 100, sismik dalga hız oranı 0.6-1.0 aralığında olacaktır. Bu parametrelerin belirlenmesinin şartnameye girmesiyle ocak yerlerinde jeolojik ve jeofizik etütler sondaj çalışmalarının yapılması gerekeceğinden, ocağın rezervi ve blok verimi gerçeğe daha uygun olarak belirlenecektir..

Liman ve deniz işleri teknik şartnamesinde belirtilen birim hacim ağırlığının 2.2 gr/cm^3 den büyük olacağı ifadesi çoğu zaman yetersiz kalmaktaydı. Kaya doymun yüzey kuru birim hacim ağırlık değeri 2.500 gr/cm^3 'e çıkarılmış sağlamlığını belirleyecek diğer parametreler, petrografik görünüm, hacimce su emme oranı, basınç dayanımı, aşınma deneyi, don deneyleri, sürtünme ile aşınma kaybı, arazide düşürme testi gibi deneyler ve Arazide bekleme- yerinde gözlem gibi çalışmalar ile gradasyon, blok bütünlüğü , blok şekli, blok ağırlığı ve boyutu ile ilgili tablolara yeni şartnamede yer verilmiştir.

Doğu Karadeniz bölgesindeki kayaçların ayrışmamış olanları yüksek basınç dayanımı ve yoğunluk vermesine karşılık don dayanımı değerleri düşüktür. Ancak bu bölgede don olayı ve büyük oranda günlük ve mevsimsel ısı değişimi olmadığından dolayı bu taşların anroşman olarak kullanıldığı durumlarda ciddi bir risk gözlenmemiştir. Bu nedenle don dayanımı değerleri



bu taşlar için bir miktar yüksek tutulmuştur. Özellikle kumtaşı ile tüflerde şartnamemizde yer verilen aşınma kriterleri mutlaka göz önünde bulundurulmalıdır. Kireçtaşları düşük yoğunlukta da kullanıldığında ciddi problem Kireçtaşları yaratmamaktadır. Bu nedenle DYK birim hacim ağırlık değeri 2.400 gr/cm^3 'e kadar kireçtaşları anroşman olarak kullanılabilinecektir.

Yeterli kalitede taş bulmada sorun yaşanan durumlarda Çizelge 5 'deki not kısmında verilen istisnalar kullanılabilinecektir.

KAYNAKLAR

Acır, Ö., 2002. Helaldi kaya dolgu dalgakıranı için potansiyel anroşmanların kalite değerlendirmesi. Yüksek lisans tezi. ODTÜ.

CUR and CIRIA., 1991. Manual on the of rock in coastal and shoreline engineering. Construction Industry Research and Information Association, CIRIA Special Puplication 83/CUR Report : 154 - 607.

DLH., 1999. Liman ve deniz işlerine ait genel teknik şartname,Ankara, 8.

DLH.,2007.Kıyı Yapıları ve Limanlar Yapım Kontrol ve Bakım Teknik Esasları Taslağı. Yüksel Proje, Ankara,11-101

Fookes, PG; Gourley, CS, and Ohikkere, C, 1988. Rock weathering in engineering time. Quarterly Journal of Engineering Geology, 21, 33-57

Günbak, A.R. 1999. STFA Firmasının deniz yapısı inşaatından örnekler. Kıyı mühendisliğinde yeni gelişmeler semineri.

Hosking, JR and Tubey, W, 1969. Research on low-grade andunsound aggregates. Road Research Laboratory Report, LR 293, Crowthorne (UK), 30p

ISRM, 1981. Rock characterization, testing and monitoring.International Society for Rock Mechanics, Suggested Methods, Pergamon Press, Oxford, 211p

ISRM, 2007. The complete ISRM sugested methotd for rock characterization, testing and monitoring:1974-2006Compilation arranged by the ISRM Turkish National Group Ankara Turkey,



KGM.,2006. Karayolu teknik şartnamesi

Lienhart, D.A., 1994, Durability issues in the production of rock for erosion control, Rock Mechanics, Models, and Measurements, Challenges from Industry, Proc. 1 st. North American Rock Mechanics Symposium, Balkema, Rotterdam, 1083-1090.

Lienhart, D.A. & Stransky, T.E., 1981, Evaluation of the potential sources of rip-rap and armourstone-methods and considerations. Bulletin of the Association of Engineering Geologists, Vol.18,323-332.

Şiş, H. 2000. Deniz yapılarında kullanılacak anroşmanların jeolojik ve jeoteknik özellikleri. 3. Ulusal Kıyı Mühendisliği Sempozyumu : 279-294.

Şişman, H. 1990. Liman inşaatlarında taşocakları ile ilgili yerinde ve laboratuvarında yapılan jeoteknik-jeofizik çalışmalar. DLH ve JIKA Liman Planlama ve Geliştirme Semineri, Antalya

Şişman, H., Altıntaş, M. & Öztürk, İ. 1990. Kaya mekaniğinde sismik dalga hızları ile bazı kayaç parametreleri arasındaki ilişkiler. 2. Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu, Ankara : 221-238.

Şişman, H., Öztürk, İ. 2002. Ülkemizde liman inşaatlarında kullanılan taşocaklarında anroşmanlarla ilgili olarak yerinde ve laboratuvarında yapılan çalışmalar ve karşılaşılan sorunlar. 6.. Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu, Konya : 49-56.

Özden T., Topal T, 2007. Quality Assessment of the Armourstones for Some Black Sea Rubble Mound Breakwaters, Proceedings of the 9th International Coastal Symposium, 190 – 194

TS 699,1987. Tabii Yapı Taşları- Muayene ve Deney Metotları

TS 2513,1977. Doğal Yapı Taşları

TS EN 13383-1,2004 a. Koruma Tabakası Taşları Bölüm 1 Özellikler

TS EN 13383-2,2004 b. Koruma Tabakası Taşları Bölüm 2 Deney Metodları