

Kaya Mekaniği Bülteni 2

Mart 1985

Darbeli Delmede İlerleme Hızının Kestirimi

: SİNA YAZICI

Kiriş Teorisinin Madencilikte Suni Tavana Uygulanması

: GÜNER ÖNCE

Püskürtme Beton Karışımının Tasarımı

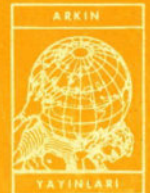
: ERGİN ARIOĞLU
ALİ YÜKSEL

Deprem Mekanizması ve 'Elastic Rebound' Kuramı

: K. ERÇİN KASAPOĞLU
SÜLEYMAN S. KOCAEFİ

Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Yayınıdır

Arkın Kitabevi — İstanbul



TÜRK ULUSAL KAYA MEKANİĞİ DERNEĞİ

YÖNETİM KURULU

Başkan : Prof. Dr. Erdoğan YÜZER (İ.T.Ü. Maden Fakültesi)

Genel Sekreter: Doç. Dr. Erçin KASAPOĞLU (H. Ü. Mühendislik Fakültesi)

Üyeler : Dr. Celâl KARPUZ (O.D.T.Ü. Mühendislik Fakültesi)

Y. Müh. Hüseyin ERDOĞAN (D.S.İ., Ankara)

Müh. Jeo. Mesut ÇETİNÇELİK (D.S.İ., Ankara)

Yazı Kurulu :

Doç. Dr. Mahir VARDAR (İ.T.Ü. Maden Fakültesi)

Doç. Dr. Ergin ARIÖĞLU (İ.T.Ü. Maden Fakültesi)

Doç. Dr. Erçin KASAPOĞLU (H. Ü. Mühendislik Fakültesi)

Yazışma Adresleri :

İstanbul Teknik Üniversitesi
Maden Fakültesi

Teşvikiye - İSTANBUL

Hacettepe Üniversitesi
Mühendislik Fakültesi Jeoloji Bölümü

Beytepe - ANKARA

Basıldığı Yer :

Arkın Ofset Basımevi, İSTANBUL

Darbeli Delmede İlerleme Hızının Kestirimi

: SİNA YAZICI

Kiriş Teorisinin Madencilikte Suni Tavana Uygulanması

: GÜNER ÖNCE

Püskürtme Beton Karışımının Tasarımı

**: ERGİN ARIOĞLU
ALİ YÜKSEL**

Deprem Mekanizması ve 'Elastic Rebound' Kuramı

**: K. ERÇİN KASAPOĞLU
SÜLEYMAN S. KOCAEFE**

Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği
Yayıdır.
Arkın Kitabevi — İstanbul



Değerli Okurlarımız,

Ekim 1982'de, uzun aradan sonra sizlere sunabildiğimiz «Kaya Mekanîği Bülteni»nin 1. sayısında, 1983'ten itibaren senede iki kez bülten çıkarma gayreti içinde olacağımızı, bunun için sizlerin desteğinizi esirgemeyeceğinizi umduğumuzu belirtmiştik... Oysa aradan 2 sene-den fazla zaman geçtikten sonra ancak 2. sayımızı sunabiliyoruz... Bunun özürünü, sizlerden umduğumuz desteği bulamamaya yüklemek en kolay yolu seçmek olur ve gerçeği de yansıtmaz... Doğru olan özürü, «Türkiye de Kaya Mekanîği»ne gönül veren bir avuç özveri sahibi üye-ye yüklemek değil, almadan vermede gösterilen sabır için, onlara teşekkür etmektir.

Ya bizler, dernek yönetiminde ikinci kez görev verme güvenini gösterdiğiniz yönetim kurulu üyeleri ne yaptılar bu zaman içinde? Tek yapabildiğimiz, Uluslararası, Kaya Mekanîği Derneği (ISRM) ile, uzun süre kopuk kaldıktan sonra 1981 yılında tekrar canlandırılan ilişkimizi ayakta tutabilmek için çaba harcamak oldu... Bulup, buluşturup aidatlarımızı ödeyebildik, karşılığında gelen haber bültenlerini üyelerimize göndermeye çalıştık.

İstanbul ve Ankara'daki üniversitelerimizle, Kamu Kuruluşlarımızda görevli bulunan Yönetim Kurulu Üyelerinin farklı şehirlerde bulunmaları kurulun sık toplanmasını önledi... Biraraya gelebilmek için, başka bir nedenle görevlendirilmelerimizi beklemek zorunda kaldık. Biraraya gelişlerimizde gündemde çoğun parasal sorunlar yer aldı. Bundan sonra bir süre daha gündem (?) değişmeyeceğe benzer!... Ama asıl olan bu güçlüklerle rağmen ayakta kalabilmektir. Gayretimiz bu yönde oldu...

Şubat 1985'te yapılan Yönetim Kurulu toplantısında Türkiye'de Kaya Mekanîği ve ilgili alanlarda uğraşanları bilimsel bir toplantı çatısı altında biraraya getirme konusu konuşuldu... Gelecek yılın sonbaharında, «I. Ulusal Kaya Mekanîği Sempozyumu»nun yapılması ilke olarak benimsendi ve aramızdan seçilen «Ankara Komitesi» ilk girişimler için görev üstlendi... Gelişmeleri sizlere mektupla ve bülten aracılığıyla duyuracağız.

«Kaya Mekanîği Bülteni»nin 3. sayısının yazıları da büyük ölçüde tamamlanmış durumda. Bu sene içinde 3. sayıyı da sizlere sunarak, 2 sene önce verdiğimiz «Senede 2 Bülten Çıkarma» sözünü gecikmiş olarak yerine getirmeye özen göstereceğiz...

3. sayıdan itibaren, «Kaya Mekanîği Kavramları Sözlüğü» adı altında, Kaya Mekanîğinde yaygın olarak kullanılan Türkçe kavramları yayımlayacağız... Sizden gelecek eleştiriler doğrultusunda bu sözlüğü geliştirerek, ileride ayrı baskısını yapmayı düşünüyoruz... Amacımız kaya mekanîği ile doğrudan veya dolaylı uğraşanlar arasında dil ve kavram birliğini sağlamak... Bültenimizi bundan sonra daha düzenli çıkarma konusundaki içten niyetimizi tekrarlar, bu sayıyı yazıları ile destekleyen üyelerimize ve baskı giderlerimize katkıda bulunan Hamamcıoğlu Müesseseleri Ticaret A.Ş.'ne teşekkür eder, başarı dileklerimizle saygı ve sevgilerimizi sunarız.

Yönetim Kurulu

Mart, 1985

İstanbul

YAZIM İLKELERİ

"Kaya Mekanığı Bülteni"nde yayımlanması için gönderilecek olan yazılar teorik ve uygulamalı kaya mekanığı dalında özgün (orijinal) araştırmalar, derleme, eleştiri ve tanııtma amaçlı çalışmaları veya çevirileri kapsayabilir.

Yazıların dilbilimi kurallarına ve teknik sözcüklerin 4. bültenimizde sizlere sunacağımız kaya mekanığı terim ve tanıımlarına uygun olmasına özen gösterilmelidir.

Yazılar, şekiller, fotoğraflar ve çizelgeler 2 nüsha olarak gönderilmeli, metin 2 satır aralıkla daktilo ile yazılmış olmalıdır.

Başlıklar kısa, konuyu en iyi belirtebilir ve olabilir 10 sözcüğü geçmeyecek şekilde seçilmelidir.

Şekiller teknik çizim normlarına uygun olarak çini mürekkep ile aydınlatıcı kâğıdına veya beyaz kuşe kâğıt üzerine çizilmelidir.

Fotoğraflar parlak kartlara siyah - beyaz ve kontrastlı basılmalıdır. Şekil, fotoğraf ve çizelge altları ayrı bir kâğıt üzerine sırasıyla yazılmış olmalıdır.

Yararlanılan kaynaklar alfabetik sıralamayla düzenlenmelidir.

Gönderilen çalışmanın bültende yayımlanabilmesi yayın kurulu'nun olumlu kararına bağlıdır.

DARBELİ DELMEDE İLERLEME HIZININ KESTİRİMİ

Sina YAZICI*

1 — GİRİŞ

Patlayıcı maddelerin kazı işlerinde kullanılması önem kazandıktan sonra patlayıcı maddenin yerleştirileceği deliğin açılması da temel işlemler arasına girmiştir. Bu amaç için geliştirilen delme sistemlerinden madencilikte başlıca darbeli, döner ve döner-darbeli delme kullanım alanı bulmuştur. Ancak bunların arasında en yaygın uygulanan darbeli delme yöntemidir.

Gerek fizibilite gerekse işletme evresinde darbeli delici makinesinin seçimi maliyetlerin hesabı açısından önem taşımaktadır. Bunun yanında belirli bir delici ile farklı kayalarda elde edilecek ilerleme hızlarının kestirimi zaman etüdleri yönünden zorunludur. Buna ek olarak belirlenen teorik hız ile çalışma sırasında elde edilen ilerleme hızının da karşılaştırılması ile delicinin işletme karakteristiği etkin şekilde kontrol edilebilir. Böylece makinenin optimal ekonomik şartlarla çalışması sağlanabilir.

Bu çalışmada, darbeli delici makinelerinin genel dizayn parametreleri kısaca açıklanmış ilerleme hızının bu parametrelere ve kayaç özelliklerine bağlı olarak kestirim ilkeleri Amerikan Maden Bürosu'nun (U.S. Breau of Mines) pratik çalışmalarına dayandırılarak belirlenmiştir.

2 — DARBELİ DELME YÖNTEMİ

2.1. Genel Bakış

Darbeli delme makineleri çok çeşitli şekil ve büyüklüklerde tasarlandıkları halde çalışma prensipleri aynıdır. Bir silindir içersinde basınçlı hava ile hareket kazandırılan piston, hızlanarak, tijin manşon kısmına belli bir kuvvetle (darbe kuvveti) vurur. Bunu takiben basınçlı hava silindirin ön bölümüne dolar, pistonu yukarıya iter. Pistonun geri hareketinde özel bir mekanizma ile tij delik içersinde döndürülür. Bu dönüş hareketi delmeye yardımcı değildir. Keski ucunun her an sağlam kayaca vurması işlevini görür. Parçalanmış kayaç kuru veya sulu bir temizleme sistemi ile delik dibinden uzaklaştırılır (18, 32, 41). Bu sırada tüm sistem keskinin ucunun kayaktan ayrılmaması için belli bir kuvvetle (itme kuvveti) arına doğru itilir.

Çizelge 1 : Piston ağırlığı 2.01 kg ve nominal darbe uzunluğu 6.67 cm olan bir deliciye ait teknik bilgiler (38).

Besleme Basıncı (kg/cm ²)	İtme Basıncı (kg/cm ²)	Maksimum Piston Hızı (cm/sn)	Mak. Piston Enerjisi (kg cm/darbe)	Dakikadaki Darbe Sayısı	I _g Kapasitesi (kgcm/dak)	Darbe Uzunluğu (cm)
4.2	0.00 2.81 5.60	734.87 688.84 644.65	554.54 487.21 426.79	1657 1701 1743	918673 828744 743395	8.56 5.89 5.10
5.6	0.00 2.81 5.60	891.64 808.15 750.42	816.12 662.39 578.18	1971 1856 1957	1608573 1229396 1131498	8.64 6.68 5.92
7.0	0.00 2.81 5.60	1028.70 961.94 922.63	1086.68 950.23 874.05	2068 1971 2101	2247254 1872903 1836879	8.28 6.99 6.27

Darbeli delme sistemindeki tasarım parametreleri: piston ağırlığı, besleme basıncı, darbe kuvveti, dakikadaki darbe sayısı, piston darbe uzunluğu, dönme açısı, itme kuvveti, iş kapasitesi, keski tipi, temizleme sistemi olarak belirlenir. Ancak bunların bir çoğu karmaşık bir şekilde ilintilidir (Şekil 1). Bu nedenle pratikte sadece bir delicinin iş kapasitesinin, açılacak delik çapının, keski tipinin ve kayaç özelliklerinin bilinmesi optimal şartlardaki ilerleme hızının kestirimi için yeterli olabilir.

İş kapasitesi yapımcıdan elde edilecek teknik bilgi kataloglarından bulunabilir (Çizelge 1). Ancak daha genel şartlar için belirlenmesi amacı ile bazı teorik formüllere de literatürde rastlamak mümkündür (5, 17). Bunların en pratigi Ditson formülüdür (5)

$$Pb = \frac{W \cdot 10^{-6} \cdot (S \cdot B)^2}{0.46778} \dots\dots\dots (1)$$

Burada:

- Pb = Pistonun bir darbedeki kinetik enerjisi (kg cm/darbe)
- W = Delicinin tüm piston takımının ağırlığı (kg)
- S = Pistonun darbe uzunluğu (cm)
- B = Dakikadaki darbe sayısı.

Bu eşitlikte B ve S değerlerinin çalışma basıncına göre değiştiği unutulmamalıdır (Çizelge 1, Şekil 1) (5). Böylece iş kapasitesi:

$$I = Pb \cdot B \dots\dots\dots (2)$$

şeklinde yazılabilir. «I»nın boyutu (kg cm/dakika)dır.

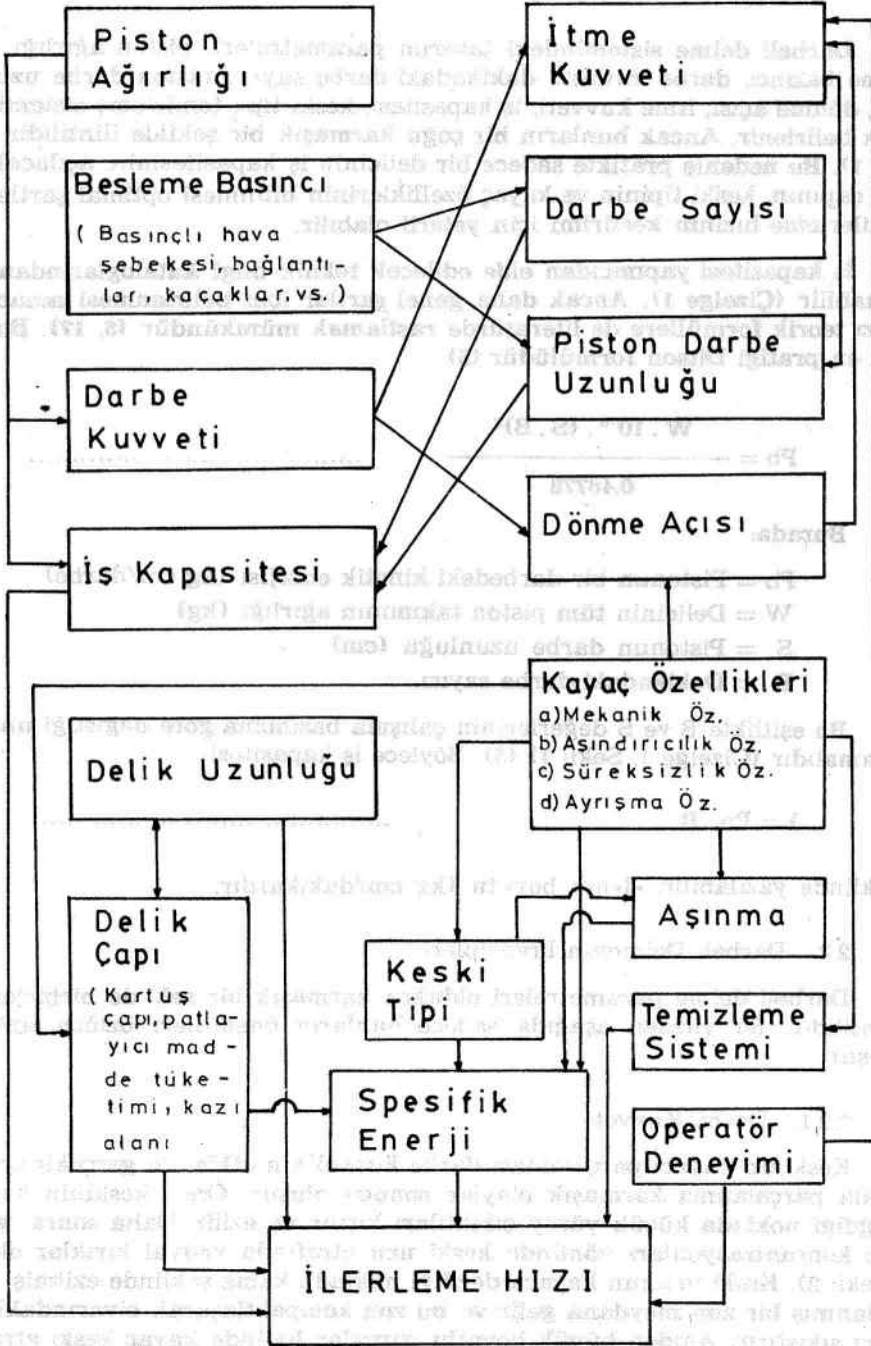
2.2. Darbeli Delmenin Prensipleri

Darbeli delme parametreleri oldukça karmaşık bir şekilde birbirleri ile ilintilidir. Bu yüzden aşağıda sadece bunların önemlileri özlüce açıklanmıştır.

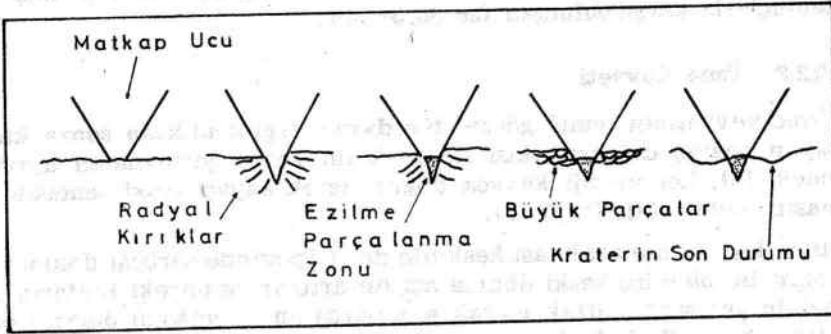
2.2.1. Darbe Kuvveti

Keskinin kayacı parçalaması darbe kuvvetinin etkisi ile gerçekleşir. Aslında parçalanma karmaşık olaylar sonucu oluşur. Önce keskinin kayaca değdiği noktada küçük yüzey çıkıntıları kırılır ve ezilir. Daha sonra, gerilme konsantrasyonları yönünde keski ucu etrafında radyal kırıklar oluşur (Şekil 2). Keski ucunun kayaca değdiği noktada kama şeklinde ezilmiş, parçalanmış bir zon meydana gelir ve bu zon kompaktlaşarak civarındaki kayacı sıkıştırır. Aniden büyük boyutlu parçalar halinde kayaç keski etrafında dağılır ve işlem aynı şekilde devam eder (1, 38).

Dutta (1972) darbeli delme üzerine geliştirdiği teoride, darbe kuvvetini



Şekil 1: Darbeli Delmede İlerleme Hızına Etki Eden Parametreler ve Birbirleri ile İlişkileri.



Şekil 2 : Darbeli Delmede Kayaç Parçalanma Mekanizması (38).

$$F = K \cdot d \quad \dots\dots\dots (3)$$

olarak vermiştir (6). Burada kullanılan sembollerin anlamları şunlardır:

F = Darbe kuvveti

d = Ezilmiş parçalanmış kama formundaki zonun derinliği (keskinin batma derinliği ile orantılıdır)

K = Kayacın basınç direnci, iç sürtünme açısı ve kayaç, keski sürtünmesine bağlı bir katsayı

Burada, parçalanmış kayaç miktarının darbe kuvveti ile doğru, kayacın basınç direnci ile ters orantılı olduğu ve iç sürtünme açısının artması ile arttığı anlaşılmaktadır (6). Benzer sonuçlara diğer literatürlerde de rastlanmaktadır (2, 19). Kısaca darbe kuvvetinin artması ilerleme hızını da artırmaktadır.

Aralarında doğrusal bir ilinti olduğundan (5), pratik mühendislikte darbe kuvveti yerine darbeli delme makinesinin besleme basıncı göz önüne alınabilir.

2.2.2. Dönme Açısı

Keskinin her vuruşundan sonra kendi etrafında dönmesi ile keski ucu yeni kayaç yüzeyine temas eder. Bu sırada bir önceki krater ile yenisi arasında kalan kayaç parçası kopar. Her kayaç için bu parçanın miktarını maksimuma çıkartan (ilerleme hızını maksimuma vardırarak) belli bir keski dönme açısı (indexing angle) vardır. Bu optimum keski dönme açısı olarak adlandırılır. Bu açı kayacın mekanik özelliklerinin bir fonksiyonudur. Çünkü iki krater arasında kalan kayacın parçalanma mekanizması çekme ve kesme dirençleri ile yakından ilintilidir (11). Ayrıca, krater derinliğinin artması da bu açıyı artırır. Başka bir anlatımla, derin batmalarda (darbe kuvvetinin artması halinde) optimum dönme açısının değeri de artar. Bu olay-

lar kayaçların pik ve disk keski ile kesilmesinde de ortaya çıkmış ve benzer sonuçlarla karşılaşılmıştır (26, 30, 31, 40).

2.2.3. İtme Kuvveti

İtme kuvvetinin temel görevi tije darbe uygulandıktan sonra kayaçtan yansıyan basınç dalgası etkisi ile keskinin kayaç yüzeyinden ayrılmasını önlemek (15), her an tiji kayaca doğru iterek kayaç keski temasının kaybolmasını önlemektir (1, 18, 38).

İtme kuvvetinin azalması keskinin delik içersinde serbest dönmesine neden olur. Bu olay ise keski dönme açısını arttırır ve önceki kraterin serbest yüzeyinin yenisinden uzaklaşarak ara parçanın kopmasını önler. Çok yüksek itme kuvvetlerinde ise kayaç ile keskinin aşırı temas etmesi sonucu dönme açısı küçülür ve keskinin kayacı daha ince parçalaması olayı ortaya çıkar (24). İtme kuvveti böylece optimum dönme açısını elde etmek için de kullanılır.

Belirli bir delicide itme kuvvetinin belli değerlerinde ilerleme hızı maksimuma ulaşır. Bu değere optimum itme kuvveti denilir (8). Optimum itme kuvveti hem dönme açısının, dolayısıyla kayaç özelliklerinin ve darbe kuvvetinin fonksiyonu olduğundan önceden sağlıklı olarak bulunması zordur. Bu nedenle yerinde deneyler yardımıyla belirlenebilir.

Darbeli delme makinesinin diğer parametreleri olan pistonun darbe uzunluğu ve darbe sayısı ise sabit değerler değildir. Besleme basıncının artması ile darbe sayısı, darbe uzunluğu artar. Artan itme kuvvetlerinde ise darbe sayısı artar ve darbe uzunluğu azalır (Çizelge 1), (5).

3 — DARBELİ DELMEDE İLERLEME HIZININ KESTİRİMİ

3.1. İlerleme Hızının Kestirimi Üzerine Yapılan Çalışmalar

İlerleme hızının kestirimi konusunda yapılan çalışmalar yüzyılımızın başına rastlar (9, 10). Önceleri kayaçlar basit olarak sert, orta sert, yumuşak, kolay kırılır gibi sınıflandırılmış, arazide sertlik testleri jeolog çekici ile yapılmış ve kayaçlarda cinslerine göre belirli ilerleme hızları temel alınmıştır. Daha sonraları kayaç numuneleri laboratuvarında küçük matkaplar ile delinerek ilerleme hızları indeks kabul edilmiş ve bu indeksten yerinde ilerleme hızının bulunması yoluna gidilmiştir (38).

Bunların yanında kayacın mekanik özelliklerinden yararlanarak ilerleme hızının kestirim de önem kazanmıştır. Örneğin Furby J. (1964) Schmidt çekici indeks sayısını ilerleme hızını bulmak için kullanmış (7), Amerikan Maden Bürosu istatistiksel olarak ilerleme hızını kayaç ve delici özellikleri açısından belirlenmesi yoluna gitmiştir (23, 34).

Kayaç özelliklerinin hiçbirisi ilerleme hızı ile iyi korelasyon sağlayamamıştır (7, 22, 23, 24, 33, 34). Ancak en iyi ilişki gösteren «Kayaç Direnç Kat-sayısı» (CRS) olmuştur (Şekil 3), (CRS hakkında özlü bilgi EK 1'de sunul-muştur).

3.2. Spesifik Enerjinin İlerleme Hızının Kestiriminde Kullanılması

İlerleme hızının kestirimi konusunda Hustrulid W. A.'nın formülü literatürde en geçerli olmaktadır (12, 13, 14, 15).

$$DH = \frac{4 \cdot I \cdot T}{\pi \cdot D^2 \cdot SE} \quad (4)$$

Burada:

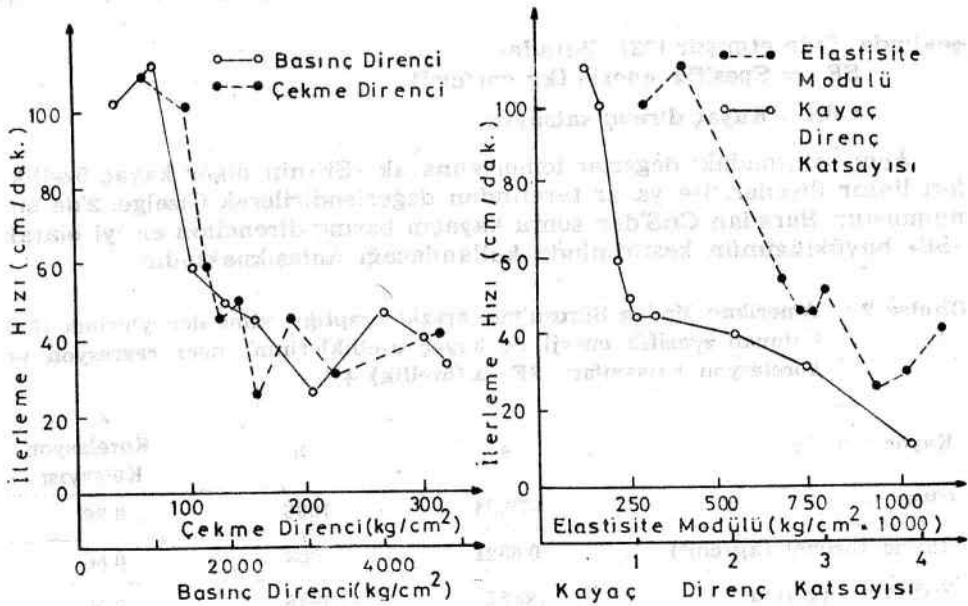
DH = İlerleme hızı (cm/dakika)

I = Delicinin iş kapasitesi (kg cm/dakika)

D = Delik çapı (cm)

SE = Spesifik enerji (kg cm/cm³)

T = Enerji transfer katsayısı (0.7 kabul edilir).



Şekil 3 : Bazı Kayaç Özellikleri ile Darbeli Delme İlerleme Hızının İlişkisi (24).

Spesifik enerji (SE) kazılan birim kayaç miktarı için harcanan enerji olarak tanımlanır (23, 36). Genellikle her kayaç, kazı şekli ve keski cinsine göre «SE» değeri değiştiğinden bu büyüklük kayaçta fiziksel bir özelliği ola-

rak değerlendirilemez. Ancak farklı kayalar benzer şartlarda delindiğinde «SE» bir karşılaştırma kıstası olabilir. Bunun nedeni «SE»nin kayacın iç bağlarını yenip parçalanma oluşturan enerji ile kazı şekline göre diğer enerji harcamalarının toplamının ortak bir göstergesi olmasıdır. Kazı şekli sabit tutulduğunda spesifik enerjinin sadece kayaç özelliklerinin bir fonksiyonu olacağı açıktır (39, 40).

Bu düşünceden hareketle Amerikan Maden Bürosu arazide 24 farklı kayaç üzerinde değişik delicilerle, haç şekilli, 3.81 cm çaplı keskinerle optimum itme kuvvetinde, 3.5 - 7.0 kg/cm² besleme basınçlarında ilerleme hızlarını belirlemiştir (33). Geri analiz yaparak (4) formülü ile «SE»yi hesaplamış ve bulunan «SE»nin besleme basıncına ve delici cinsine göre önemli değişiklikler göstermediğini gözlemiştir. Böylece bu her kayaç için en iyi şartlardaki bir ilerleme hızı sağlandığında değişmeyen bir büyüklük olarak kabul edilebilir.

Amerikan Maden Bürosu kayaç özellikleri arasından spesifik enerji ile en iyi Kayaç Direnç Katsayısının korelasyon sağladığını belirlemiş, bunu

$$SE = 970,34 \times CRS + 1096 \quad \dots\dots\dots (5)$$

şeklinde ifade etmiştir (33). Burada:

SE = Spesifik enerji (kg cm/cm³)

CRS = Kayaç direnç katsayısı

Aynı çalışmadaki değerler temel alınarak «SE»nin diğer kayaç özellikleri lineer ilişkileri ise yazar tarafından değerlendirilerek Çizelge: 2'de sunulmuştur. Buradan CRS'den sonra kayaçın basınç direncinin en iyi olarak «SE» büyüklüğünün kestiriminde kullanılacağı anlaşılmaktadır.

Çizelge 2 : Amerikan Maden Bürosu'nun arazide yaptığı delme deneylerinde (33) bulunan spesifik enerji ile kayaç özelliklerinin lineer regresyon ve korelasyon katsayıları, $SE = a (\text{özellik}) + b$

Kayaç Özelliği	a	b	Korelasyon Katsayısı
CRS	970.34	1096	0.86
Basınç Direnci (kg/cm ²)	0.6821	953	0.60
Yoğunluk (gr/cm ³)	1852.54	-2845	0.56
Çekme Direnci (kg/cm ²)	7.9611	1248	0.45
Shore Sertliği	22.506	724	0.43
Elastisite Modülü (kg/cm ²)	0.00217	834	0.23
Poisson Oranı	-1329.56	2732	-0.013

Darbeli Delmede İlerleme Hızının Kestirimi

Amerikan Maden Bürosu deneylerinde delik çaplarını 3.81 cm olarak seçmiştir. Ancak «SE» delik çapına göre değişiklik gösterdiğinden daha sonraki çalışmalarda «SE» ile çarpılacak bir düzeltme katsayısı da tariflenmiştir (35) :

$$T = e \frac{0.185 (3.81 - D)}{0.46778} \quad (6)$$

Burada:

T = Düzeltme katsayısı

D = Delik çapı (cm)

e = 2.71828

3.3. Nümerik Örnek

Aşağıda konunun daha iyi anlaşılması amacı ile teknik verileri belirli bir delici ile özellikleri belli bir kayacın delme yapıldığında elde edilecek ilerleme hızının kestirildiği nümerik bir uygulama verilmiştir. Ancak bulunan hız değeri en iyi şartlarda elde edilecek olanıdır. Açık ki, keski körülenmesi, delik uzunluğunun artması, temizleme sisteminin etkili çalışmaması ve delgi operatörünün deneyimsizliği ile ilerleme hızı azalacaktır. Bu yüzden burada kestirilen ilerleme hızı pratikte bulunandan yüksek değerlerde olacaktır.

5.08 cm çaplı haç şekilli bir keski ile 7 kg/cm² besleme basıncında 2.01 kg ağırlıklı bir pistonla sahip delici kullanarak (delicinin karakteristikleri Çizelge 1'de verilmiştir) kalkerde optimum itme kuvvetinde elde edilecek ilerleme hızı istenmektedir. Kayacın özellikleri aşağıdaki gibi belirlenmiştir: CRS : 0.57, basınç direnci: 1000 kg/cm², yoğunluk: 2.48 gr/cm³, çekme direnci: 58 kg/cm², shore sertliği: 35, elastisite modülü: 436000 kg/cm², poisson oranı: 0.28.

Çizelge 1'den iş kapasitesi 7 kg/cm² besleme basıncı için ortalama 1985512 kg cm/dak olarak bulunur. Aynı değer yaklaşık olarak da belirlenebilir. Ditson formülünden (1) önce pistonun kinetik enerjisi, (Pb)

$$Pb = \frac{2.01 \times 10^{-6} \times (7.18 \times 2046)^2}{0.46778} = 927.29 \text{ kg cm/darbe}$$

daha sonra ise iş kapasitesi belirlenir:

$$I = 927.29 \times 2046 = 1897235 \text{ kg cm/dak}$$

Çizelgeden okunan ile bulunan değer birbirleri ile uyumludur. Spesifik enerji:

$$SE = 970.30 \times CRS + 1096$$

$$SE = 970.34 \times 0.57 + 1096 = 1649 \text{ kg cm/cm}^3$$

Delik çapı 5.08 cm olduğundan «SE»nin düzeltme katsayısı ile çarpılması gerekir. Düzeltme kat sayısı:

$$T = e = \frac{0.185 \times (3.81 - 5.08)}{1} = 0.79$$

Düzeltilmiş SE böylece $SE = 1649 \times 0.79 = 1303 \text{ kg cm/cm}^3$ olarak belirlenir. İlerleme hızı (4) formülünden

$$DH = \frac{4 \times 1897235 \times 0.7}{\pi \times (5.08)^3 \times 1303} = 50 \text{ cm/dak.}$$

olarak belirlenir. Amerikan Maden Bürosunun arazide ölçtüğü ilerleme hızı ise 48 cm/dak'dır (33).

4 — SONUÇLAR

a) Darbeli delme sistemindeki tasarım parametreleri piston ağırlığı, besleme basıncı, darbe kuvveti, dakikadaki darbe sayısı, piston darbe uzunluğu, dönme açısı, itme kuvveti, iş kapasitesi, keski tipi, temizleme sistemi- dir. Bunların birçoğu kendi içlerinde çok sıkı ilintilidir (Şekil 1).

b) İlerleme hızının kestirminde hiç bir kayaç özelliği iyi bir belirleyici değildir (Şekil 3). Ancak ilerleme hızı ile en iyi ilişkili olanlar Kayaç direnç katsayısı (EK1) ve basınç direncidir.

c) Spesifik enerji birim kayaç miktarını delme için harcanan enerji olarak tarif edilir. Her kazı sistemine ve kayaca göre değişir. Ancak delme parametreleri sabit tutulduğunda spesifik enerjinin kayacın özelliklerine bağlı olacağı açıktır. Spesifik enerji ile en iyi Kayaç direnç katsayısı (CRS) ve basınç dayanımı ilişkisi göstermektedir (Çizelge 2).

d) Spesifik enerji kayaç özellikleri kullanarak belirlendiğinde ve delicinin iş kapasitesi, delik çapı bilindiğinde ilerleme hızı kestirilebilmektedir (Bölüm 3.3). Ancak bu en iyi şartlardaki hız değeridir ve genellikle pratikte bulunandan yüksek değerler almaktadır. Fakat delici makinelerin seçiminde bir ön bilgi vermesi açısından ve ayrıca çalışan bir delicinin verimliliğini kontrol etmek için iyi bir kıstas olarak kabul edilebilir.

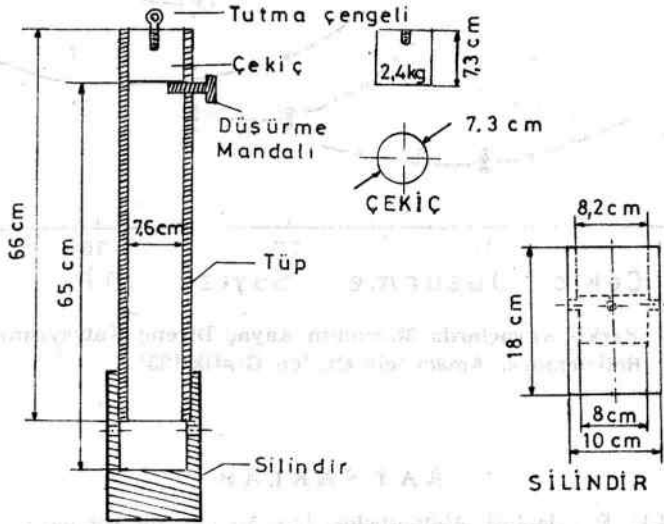
TEŞEKKÜR: Bu çalışmayı yöneten ve bu amaçla yardımlarını esirge-meyen Doç. Dr. Ergin ARIÖĞLU'na teşekkürü borç bilirim.

EK 1: Kayaç Direnç Katsayısının (CRS) Laboratuvarda Belirlenmesi

Deney temelde M. M. Prodotyakonov tarafından tasarlanmış (27) daha

sonra bazı değişiklikler yapılarak birçok araştırmacı tarafından kullanılmıştır (3, 4, 20, 21, 25, 33, 35, 37).

Deney aleti silindirik bir kap ve çekişten oluşur (Şekil 4). Her test için ortalama 7.5 cm³ hacimli 10 adet şekilsiz kayaç numunesi 2.54 — 1.90 cm boyut aralığından seçilir. Numuneler ikiye ikiye alete yerleştirilerek çekicinin 65 cm yükseklikten düşürülmesi ile kırılır. Minimum kayaç direnç katsayısını belirleyecek çekiç düşürme sayısı 3-40 arasında değişir. Beş deney sonucu kırılmış malzemeler toplanarak 35 meşlik (0.5 mm) elek ile elde 40 saniye elenir. Elek altı tartılır ve kayaç direnç katsayısı ile tanımlanır.



Şekil 4 : Kayaç Direnç Katsayısının Belirlendiği Deney Aygıtı (16).

$$CRS = \frac{n \cdot p}{w} \quad (7)$$

Burada:

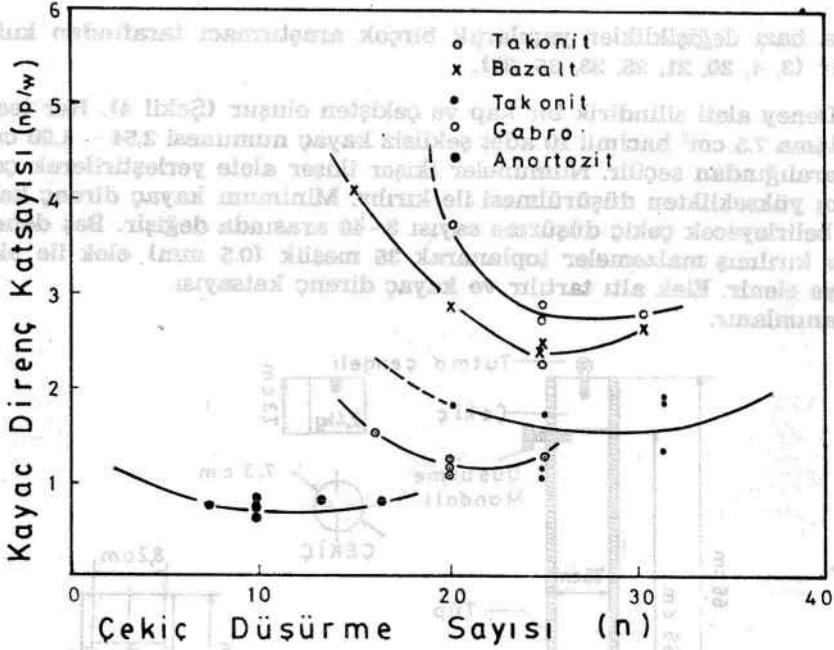
CRS = Kayaç direnç katsayısı

n = Çekiç düşürme sayısı

p = Kayaç yoğunluğu (gr/cm³)

w = Tüm malzemenin (10 adet şekilsiz kayaç numunesinin kırılması ile oluşan malzeme) 35 meş altına geçen miktarı (gr).

Deneyin maksadı minimum CRS değerini saptamaktır. Bu yüzden deney çeşitli düşürme sayılarında tekrarlanır. Düşürme sayıları ile CRS değeri çizilir, buradan minimum CRS belirlenir (Şekil 5).



Şekil 5 : Farklı Kayaçlarda Minimum Kayaç Direnç Katsayısının (CRS) Belirlenmesi Amacı için Çizilen Grafik (35).

KAYNAKLAR

- (1) ARIÖĞLU, E. : Jeoloji Mühendisleri İçin Madencilik Bilgisi, 3. Baskı, Maden Fakültesi, Kasım 1981, s. 152-159
- (2) BENJUMEA R., SIKARKIE D. L. : A note on the penetration of a rigid wedge into a monisotropic brittle material, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol 6, 1969, pp. 343-352
- (3) BİLGİN, N. : Zonguldak Kömür Havzasında Burgu Davranışlarının Etüdü, Mart 1982, İstanbul s. 67
- (4) BROOK N., RABİA, H. : The effects of apparatus size and surface area of charge on the impact strength of rock, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., Vol.18, 1981, pp. 211-219.
- (5) BRUCE W., PAONE, J. : Energetics of percussive drills, USBM RI 7253, 1969, 31 pp.
- (6) DUTTA, P. K. : A Theory of percussive drill bit penetration, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 9, 1972, pp. 543-567
- (7) FURBY, J. : Tests for rock drillability, Mine and Quarry Eng., July 1964, pp. 292-289
- (8) GRÖNFORS, T., çev. AKKOYUNLU, Ş. : Değişik koşullarda delme performansı Madencilik Dergisi, Eylül 1978, s. 11-14

- (9) HARLEY, G. T. : Purposed ground classification for mining purposes — I, Eng. and Min. Jour, Sept. 1926, pp. 368 - 372
- (10) HARLESY G. T. : Purposed ground classification for mining purposes — II, Eng. and Min. Jour., Sept. 1926, pp. 413 - 416
- (11) HARTMAN H. L. : The effectiveness of indexing in percussion and rotary drilling, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 3, 1966, pp 265 - 278
- (12) HUSTRULID, W. A. FAIRHURST, C. : A theoretical and experimental study of the percussive drilling of rock. Part I — Theory of percussive drilling, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol 8, 1971, pp 311 - 333
- (13) Part II — Force penetration and specific energy determinations — Vol. 8, 1971, pp. 335 - 356
- (14) Part III — Experimental verification of mathematical theory, Vol. 9; 1972, pp. 417 - 429
- (15) Part IV — Application of the model to actual percussion drilling, Vol. 9, 1972, pp. 431 - 449
- (16) LEWIS, W. E., TANDANAND, S. : Bureau of Mines test procedures for rocks, USBM IC 8628, 1974, pp. 223
- (17) LUNDGUST, R. G., ANDERSON, C. F. : Energetics of percussive drills, Longitudinal strain energy, USBM RI 7329, 1969, pp. 23
- (18) MCGREGOR, K. : The drilling of rock, C. R. Books Ltd, 1967, pp. 300
- (19) MILLER, M. H., SIKARKIE, D. L. : On the penetration of rock by three — dimensional indentors, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol 5, 1968, pp. 375 - 398
- (20) OLSEN, R. S., BLINDHEIM, O. T. : On the drillability of rock by percussive drilling, Proc. 2 nd Congr. of Int. Sci. for Rock Mech, Belgrade, 1970, pp. 65 - 70
- (21) PAITHANKER, A. G., MISRA, G. B. : A critical appraisal of the Protodyakov index, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., Vol. 13, 1976, pp. 249 - 251
- (22) PAITHANKER, A. G., MISRA, G. B. : Drillability of rocks in percussive drilling from «energy per unit volume» as determined with a microbit. Min. Enging, Sept. 1980, pp. 1407 - 1410
- (23) PAONE, J., BRUCE, W. E., WIRCIGLIO, R. R. : Statistical regression, drillability studies, USBM RI 6880, 1966, pp. 29
- (24) PAONE, J., MADSON., BRUCE, W. E. : Laboratory percussive drilling, drillability studies, USBM RI 7300. 1969, pp. 22
- (25) PESHALOV, Y. A. : Resistance of rocks to breaking by impact loads during drilling, Soviet Min. Sci., Vol. 9, 1973, pp. 97 - 100
- (26) POMEROY, C. D., EVANS, I. : Strength, fracture and workability of coal.
- (27) PROTODYAKANOV, M. M. : Mechanical properties and drillability of rocks, Proc. 5th Symp. on Rock Mech., Univ Minnesota, Dulth, May 1962, pp. 103-118
- (28) RABIA, H. : Specific energy as a criterion for drill performance prediction, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr. Vol. 19, 1982, pp. 39 - 42
- (29) RABIA, H., BROOK, N. : An expirical equation for drill performance prediction 21th U. S. Symp. on Rock Mech. Univ. Missouri Rolla, May 1980, pp 104-111
- (30) ROXBOROUGH, F. F., PHILLIPS, H. R. : Rock excavation by disc cutters, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., Vol. 12, 1975, pp. 361 - 366
- (31) ROXBOROUGH, F. F., RISPIN, A. : The mechanical cutting characteristics of the lower chalk, Tunn. and Tunnling, Jan. 1973, pp. 47 - 67

- (32) SALTOĞLU, S. : Madenlerde hazırlık ve kazı işleri, İTÜ Küt. sayı 1062, 1976, s. 126 - 160
- (33) SCHMIDT, R. L. : Percussive drilling in the field, drillability studies, USBM RI 7684, 1972, pp. 31
- (34) SELİM, A. A., BRUCE W. E. : Prediction of penetration rate for percussive drills, USBM RI 7396, 1970, pp. 21
- (35) TANDANAND, S., UNGER, H. F. : Drillability determination — drillability index for percussion drills, USBM RI 8073, 1975, pp. 20
- (36) TEALE, R. : The concept of specific energy in rock drilling, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 2, 1965, pp. 57 - 73
- (37) UNGER, H. F., FUMANTI, R. R. : Percussive drilling with independent rotation USBM RI 7692 - 1972, pp. 21
- (38) WHITE, C. G. : A rock drillability index, Quart. of Colo. Sch. of Min., Vol. 64 Nr: 2, April 1969, pp. 92
- (39) YAZICI, S. : Kayaçların patlatılabilirlik, kazılabilirlik ve delinebilirlik açısından sınıflandırılması — MMLS semineri, İTÜ Maden Fakültesi, Ekim 1981, 92 sayfa.
- (40) YAZICI, S. : Mekanik kazı randımanına etki eden faktörlerin ve mukayese kısıtlarının araştırılması — MMLS Tezi, İTÜ Maden Fakültesi, Şubat 1982, 167 sayfa.
- (41) Perventive maintenance for rock drills, Compressed Air and Gas Institute, 1963, 105 pp.

(*) Maden Yüksek Mühendisi, İTÜ Maden Fakültesi.

KIRIŞ TEORİSİNİN MADENCİLİKTE SUNİ TAVANA UYGULANMASI

Gülner ÖNCE*

1. GİRİŞ

Kiriş Teorisi, galeri tavanını ankastre bir kiriş olarak kabul eder ve çoğunlukla kömür ve diğer sedimanter maden yataklarında açılmış açıklıkların tavanlarında oluşan gerilmeler ile deformasyonların belirlenmesinde kullanılır. Teorinin sınırları ve maden yatakları ile üzerindeki tavan taşının yapısal durumu göz önüne alındığında, bu teori maden açıklıklarının emniyetli bir şekilde tasarımında kullanılır.

Tortul maden yatakları, özellikle kömür damarları üzerinde «yalancı tavan» tabir edilen ve kalınlığı birkaç metreyi geçmeyen tavan kayacında oluşan gerilmeler ve deformasyonlar, açıklıkların ekonomik ve emniyetli olarak boyutlandırılmasında önem taşır. Boyutlandırma hesaplarında kayacın mühendislik özelliklerinin bilinmesi de gerekmektedir.

Eskişehir - Mihalıççık, Kavak Krom Madeni için tarafımızdan yapılan bir çalışmada önerilen «suni tavanlı» üretim yönteminde, ocak içindeki açıklıkların tavanında oluşacak maksimum gerilme ve deformasyonlar «Kiriş Teorisi» yöntemi ile de hesaplanmaktadır. Burada suni tavanın, yalancı tavan gibi çalıştığı kabul edilmektedir.

Bu yazının amacı, tavan kontrolunda, «Kiriş Teorisi» ile hesaplanan, tavan kayacındaki maksimum gerilme ve deformasyonların bilinmesinin önemini vurgulamak ve Kavak Krom Ocağı için önerilen yöntemde emniyetli açıklık boyutlarının hesaplanmasında uygulanmasını göstermektir.

2. KIRIŞ TEORİSİ UYGULAMASIYLA TAVAN KONTROLU

Sedimanter oluşumlarda, yataklanma genellikle düzgün ve yataydır, tabakaların birbirine bağlantısı ise çoğunlukla zayıftır. Bundan dolayı, bir yeraltı açıklığının üzerindeki tavan kayacı, sadece kendi ağırlığıyla yüklenmiş ve üstteki sert ve sağlam formasyondan ayrılmış bir veya birkaç tabaka olabilir. Bu tabaka veya tabakalar dizisi yalancı tavan olarak bilinir. Uzun bir açıklık veya odanın üzerindeki bu tabaka veya tabakaların genellikle bir kiriş serisi olarak davrandığı kabul edilir. Böyle bir kirişin uçlarının odanın her iki tarafındaki topuklar veya galerinin yan duvarları üze-

rine ankastre olarak mesnetlendiği ve kiriş genişliğinin oda genişliğine eşit olduğu kabul edilir. Böylece kirişte oluşan gerilme ve deformasyonlar hesap edilebilir (1).

Eskişehir-Mihalıççık, Kavak Krom Madeni'nde halen uygulanmakta olan üretim yöntemi, «alttan yukarı, dolgulu, yatay dilimleme»dir. Her bir yatay dilim (kat), bitişik odalar şeklinde alınır. Alınan oda kaya-dolgu ile doldurulur ve yandaki odanın üretimine başlanır. Ancak bu üretim yöntemi, yeraltındaki açıklıkların duraylılığının bozulmasına, ağaç tahkimatın sık sık kırılmasına, göçüklere neden olmuş, ayrıca yeryüzünde büyük boyutlarda çökmeler oluşmuştur. Bu nedenle tarafımızdan işletmeye yeni bir üretim yöntemi önerilmektedir. Bu, «yukardan aşağı, suni tavanlı, yatay dilimleme» yöntemidir. Burada her kat birbirine paralel uzun odalar ve aralarında bırakılmış aynı boyutta topuklar şeklinde çalışılmakta, alınan odalar, tabanına çelik-tel hasır döşendikten sonra, çimentolu kum (konsantre artığı) ile hidrolik olarak doldurulmaktadır. Daha sonra, odalar arasında bırakılmış olan cevher-topuklar aynı şekilde üretilerek doldurulmaktadır.

Bu yöntemde, tavan kayacı homojen, izotrop ve elastik kabul edilebilecek pekişmiş (konsolide olmuş) %16 çimentolu (ağırlıkça) dolgudur. Odalardaki dolgu kitlesi birbirine çelik hasırlar ve yan taş a ise çelik çubuklarla bağlandığından, dolgusu tamamlanmış bütün bir katı, bu katın altındaki açıklıklar için sürekli bir —boyutları belli— tavan tabakası (sunî tavan) olarak kabul etmek mümkün olur.

Bu durumda, mühendislik özellikleri bilinen sunî tavan tabakalarını, altlarındaki açıklıklar (odalar) üzerinde birer kiriş olarak kabul etmek ve «Kiriş Teorisi»ni bu açıklıkların emniyetli bir şekilde boyutlandırılmasında kullanmak mümkün olur.

2.1. Eğilme Momentleri ve Kesme Kuvvetlerinin Oluşturduğu Gerilmeler

Bir tabakadan meydana gelmiş sunî tavan gerçekte kendi ağırlığıyla yüklüdür, fakat çoğunlukla mühendislik amaçları için, kendi ağırlığıyla yüklü bir kiriş, üstten üniform olarak yüklenmiş gibi kabul edilir. Böylece, bir tek tabaka için;

$$\sigma = \gamma \cdot d$$

(1)

olur. Burada σ tavan basıncı, γ kayacın özgül ağırlığı, d ise kirişin kalınlığıdır.

Tablo 1'de, her iki ucundan ankastre ve üniform yayılı yük ile yüklenmiş bir kiriş için moment, kayma kuvveti ve çökme bağıntıları özetlenmiştir.

2.2. Çok Tabakalı Durum

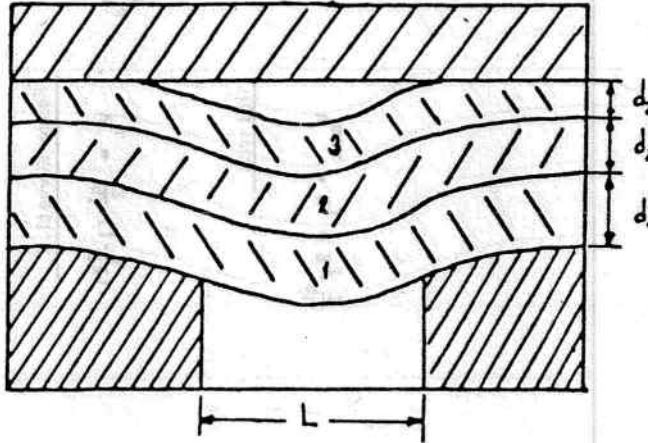
Yalancı tavan birden fazla tabakadan oluşmuş ise, yukarı doğru taba

	$q = qL$	Kosmo Kuvveti V	Momenat M	Üçüme
		$V_x = \frac{qL}{2} (1 - \frac{2x}{L})$	$M_x = \frac{q}{12} (6Lx - 6x^2 - L^2)$	$\delta_x = \frac{qx^2(L-x)^2}{24d^3}$
<u>uçlarda</u>		$V_{\max} = R_1 = R_2 = \frac{qL}{2}$	<u>başközde</u>	<u>ortaközde</u>
			$M(x=\frac{L}{2}) = \frac{1}{24} qL^2$	$\delta_{\max} = \frac{qL^4}{384d^3}$
<u>üçlerde</u>				
			$M_{\max} = \frac{1}{12} qL^2$	

Tablo 1. Üçürlü taşıyıcıların ve üniform olarak yüklendiği bir köprünün için kosmo kuvveti, moment ve üçüme (algebra) formülleri.

kalar, kısmen en dipteki tabaka tarafından taşınmakta ve açıklığın üzerindeki bu tabakanın (Şekil 1) üzerindeki basınç aşağıdaki formülle hesap edilebilmektedir.

$$\sigma_1 = \frac{E_1 \cdot d_1^3 (\gamma_1 d_1 + \gamma_2 d_2 + \dots + \gamma_n d_n)}{E_1 d_1^3 + E_2 d_2^3 + \dots + E_n d_n^3} \quad (2)$$



Şekil 1. Çok tabakeli suni tavan.

Burada n , suni tavanı oluşturan tabakaların sayısıdır.

Ancak yukardaki eşitliğin, tabaka yüzeyleri arasındaki sürtünme direnci tarafından oluşturulan eğilmeye karşı direnci ihmal etmesi nedeniyle, σ 'yu normalden fazla hesaplayabildiğini göz önüne almak gerekir. Aynı nedenle, suni tavan tabakalarının toplam kalınlığı odanın genişliğini geçtikçe, formül değerini azaltır.

2.3. Gerilmelerin Hesaplanması

Birim genişliğinde dikdörtgen kesitli bir elastik kirişte herhangi bir A noktasındaki (Şekil 2c) normal gerilme σ_x ve kayma gerilmesi τ_{xy} aşağıdaki eşitlik vasıtasıyla hesaplanabilir.

$$\sigma_x = \frac{12 M_x \cdot y}{d^3} \quad (3)$$

$$\tau_{xy} = \frac{3 V_x}{2} \left(\frac{d^2 - 4y^2}{d^3} \right) \quad (4)$$

Burada M_x ve V_x moment ve kayma kuvvetini gösterir.

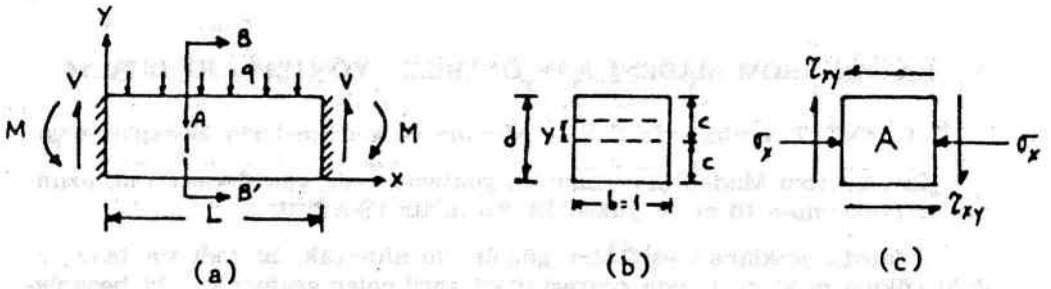
A noktasından geçen kesitte maksimum çekme ve basınç gerilmeleri $y = \pm c$ olmak üzere (Şekil 3b) kirişin alt ve kesitinde oluşur ve aşağıdaki formülle hesaplanır:

$$\sigma_{\text{çekme, basınç}} = \pm \frac{6M}{d^2} \quad (5)$$

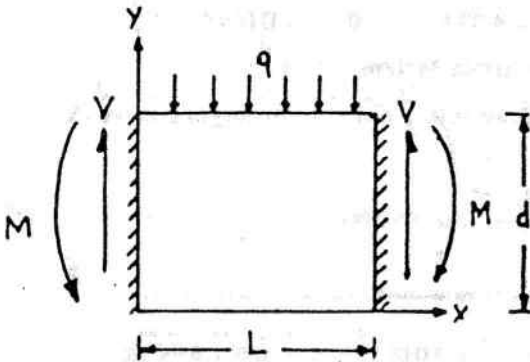
Maksimum düşey ve yatay kesme gerilmeleri ise aşağıdaki formülle hesaplanır.

$$\tau_{xy} = \frac{3V}{2d} \quad (6)$$

Maksimum kayma kuvveti ve moment değerleri, uçları ankastre bağlı kirişte kiriş uçlarında olduğundan, maksimum kayma, çekme ve basınç gerilmeleri de kirişin uçlarında oluşur (1).



Şekil 2. (a) Bir kirişteki moment ve kesme kuvveti, (b) $3/4$ kesiti, (c) A noktasındaki normal ve kesme gerilmeleri.



Şekil 3. Madendeki bir açıklık (oda) etrafındaki moment ve kesme kuvvetleri (ölçek 1:100).

Uçları ankastre bağlı kirişlerin aşağıdaki boyutlandırma formülleri (5) ve (6) eşitliğinden σ ve τ için müsaade edilebilir değerler ile M ve V 'yi bulmakla ve bunları L kiriş uzunluğunun hesaplanmasında kullanmakla elde edilir. Müsaade edilebilir çekme gerilmesi, çekme direncinin emniyet katsayısına bölünmesiyle elde edilir. Çekme direncinin belirlenmesinde kirişin boyutlarına ve yapısına uygun bir modelde yapılan dört nokta yükleme deneylerinden faydalanılması tavsiye edilir.

Çekme gerilmesini içeren boyutlandırma formülü:

$$L_{\text{güvenlikli}} = d \cdot \sqrt{\frac{2 \sigma \text{ müsaade}}{\sigma}} \quad (7)$$

Maksimum kayma gerilmesini içeren tasarım formülü:

$$L_{\text{güvenlikli}} = \frac{4 d \tau \text{ müsaade}}{3 \sigma} \quad (8)$$

3. KAVAK KROM MADENİ İÇİN ÖNERİLEN YÖNTEMDEKİ DURUM

3.1. Oda Tavanlarında Çökme Miktarı ve Gerilmelerin Hesaplanması

Kavak Krom Madeni için önerilen yöntemde oda genişlikleri 3 m, uzunluklar maksimum 10 m ve yükseklik 2.5 m'dir (Şekil 3).

Yukarıda açıklanan eşitlikler göz önüne alınarak, bir odanın tavanındaki çökme miktarı ve oda çevresindeki gerilmeler aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

«Sunî tavan» 2.5 m kalınlıkta pekişmiş çimentolu dolgudur ve yoğunluğu 1.74 t/m^3 dür (2). Bu durumda tavan basıncı σ ve birim uzunluğundaki yayılı yük, q :

$$\sigma = \gamma \cdot d = 1.74 \times 2.5 = 4.35 \text{ t/m}^2 = 0.043 \text{ MN/m}^2$$

$$q = \sigma \cdot l^m = 4.35 \text{ t/m} = 0.043 \text{ MN/m}$$

Kiriş uçlarındaki (topuk üzerinde) maksimum kayma kuvveti:

$$V_{\text{max}} = \frac{q l}{2} = \frac{0.043 \times 3}{2} = 0.064 \text{ MN}$$

Kiriş uçlarındaki maksimum moment:

$$M_{\text{max}} = \frac{q l^2}{12} = \frac{0.043 \times 9}{12} = -0.032 \text{ MN} \cdot \text{m}$$

Kiriş orta noktasındaki maksimum çökme:

$$\delta_{\max} = \frac{q l^4}{32 E d^3} = \frac{0.043 \times 3^4}{32 \times 0.969 \times 10^3 \times 2.5^3} = 71 \times 10^{-7} \text{ m.}$$

Görüldüğü gibi oda tavanının orta noktasındaki maksimum çökme ihmal edilecek kadar az olmaktadır.

Oluşacak maksimum gerilmeler aşağıdaki gibi hesap edilir.

Maksimum kayma gerilmesi:

$$\tau_{\max} = \frac{3V}{2d} = \frac{3 \times 0.64}{2 \times 2.5} = 0.038 \text{ MPa}$$

Maksimum çekme gerilmesi:

$$\sigma_c = \frac{6M}{d^2} = \frac{6(-0.032)}{2.5^2} = -0.030 \text{ MPa}$$

Maksimum basınç gerilmesi:

$$\sigma_b = \frac{6M}{d^2} = \frac{6(-0.032)}{2.5^2} = 0.030 \text{ MPa}$$

Suni tavan malzemesinin (%16 çimentolu dolgu) basınç direnci (28 günlük pekişmeden sonra) 3.6 MPa'dır. Yukarıda görüldüğü gibi, suni tavanın basınç direnci, tavanda oluşacağı hesaplanan maksimum basınç gerilmesinden çok yüksek olduğundan, suni tavanın duraylılığının bozulması söz konusu değildir.

Suni tavanın çekme direnci (28 günlük pekişmeden sonra) Brazilian deneyleri sonucuna göre 0.9 MPa'dır. Dört nokta yükleme deneylerinde bulunan sonuç ise 1.94 MPa'dır. Önceden de belirtildiği gibi «Kiriş Teorisi» uygulamalarında bu sonucu kullanmak daha doğru olur. Her iki durumda da, suni tavan malzemesinin çekme direnci, suni tavanda oluşacağı hesaplanan maksimum çekme gerilmesinden daha yüksek olduğundan, tavanda herhangi bir çökme veya alçalma beklenmemelidir.

3.2. Yeraltı Açıklıklarında (Odalarda) Maksimum Güvenlikli Genişliğin Hesaplanması

Emniyet katsayısı 6 olarak kabul edilir ve tavan taşının çekme direnci 1.94 MPa olduğu gözönüne alınırsa,

$$\sigma_{(ç) \text{ müsaade}} = \frac{\sigma_{ç}}{6} = \frac{1.94}{6} = 0.33 \text{ MPa}$$

$$L_{\text{güvenlikli}} = d \cdot \sqrt{\frac{2\sigma \text{ ç müsaade}}{\sigma}} = 2.5 \cdot \frac{2 \times 0.33}{0.043} = 2.5 \times 3.92 = 9.9 \text{ m}$$

Tavan malzemesinin hesaplanmış kayma direnci ise 1.3 MPa'dır. Bu durumda,

$$\tau_{\text{müsaade}} = \frac{\tau_{\text{max}}}{E.K} = \frac{1.3}{6} = 0.22 \text{ MPa}$$

$$L_{\text{güvenlikli}} = \frac{4d \tau_{\text{müsaade}}}{3q} = \frac{4 \times 2.5 \times 0.17}{3 \times 0.043} = 13.2 \text{ m}$$

Yukarda hesaplanan her iki güvenli oda açıklığının ortalaması 11.5 m yapar ki bu önerilen yöntemdeki 3 m'lik oda genişliğinden çok büyüktür.

Sonuç olarak, önerilen yöntemdeki yeraltı açıklıkları, Kiriş Teorisi kullanılarak hesaplanmış bulunan güvenli açıklık boyutlarından küçük olduğundan, önerilen üretim yönteminin yeraltı açıklıklarında yeterli güvenliği sağlayacağı söylenebilir.

3.3. En Alttaki Ana Kat İçin Gerilmelerin Hesaplanması

Kavak Krom Madeninin 422 ve 392 kotlarında bulunan ana katlar arasındaki cevher kitlesi için suni tavanlı üretim yöntemi önerilmektedir. Her iki ana kat arasında 2.5 m yüksekliğinde 12 tali kat bulunmaktadır. Bir başka deyimle, en alttaki katta çalışıldığında, yukarda herbiri 2.5 m kalınlığında üst üste 11 adet çimentolu dolgudan oluşan tabaka bulunacaktır. Bu durumda en alttaki suni tavana etkiyen tavan basıncı ve yayılı yük aşağıdaki formülle hesaplanır:

$$\sigma_1 = \frac{E_1 d_1^3 (\gamma_1 d_1 + \gamma_2 d_2 + \dots + \gamma_n d_n)}{E_1 d_1^3 + E_2 d_2^3 + \dots + E_n d_n^3} \quad (9)$$

$$q_1 = \sigma_1 \cdot 1^m$$

Burada E suni tavan malzemelerinin elastisite modülüdür. Önerilen yöntemde tüm suni tavan tabakaları aynı malzemeden olduğundan,

$$E_1 = E_2 = E_3 = \dots = E_n \text{ olur.}$$

$$d_1 = d_2 = d_3 = \dots = d_n \text{ olduğundan,}$$

$$\sigma_1 = \frac{E d_1^3 (11 \gamma d_1)}{11 E d_1^3} = \gamma d_1 \quad (10)$$

Görüldüğü gibi en alttaki suni tavan için bulunan tavan basıncı σ_1 ve yayılı yük değeri q_1 en üstteki suni tavan için bulunanın eşdeğeridir. Bu durumda en üst kat için hesaplanmış bulunan güvenli yeraltı açıklık boyutları en alt kat için de geçerli olacak ve önerilen yöntemdeki açıklık (oda) boyutları tüm katlar için kabul edilebilecektir.

KAYNAKLAR

- (1) STEFANKO, R. : Subsidence and ground Movement, S. M. E. Engineering Handbook, Newyork, 1973, pp. 13.1 - 13.185
- (2) ÖNCE, G. : A Study of Ground Control Problems Associated with Mining of A Steeply Inclined Chromite Orebody at Kavak Mine in Turkey, Doktora Tezi The University of Newcastle upon Tyne, Ekim 1982, pp. 174 - 182

(*) Yard. Doç. Dr., Anadolu Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, Maden Bölümü, ESKİŞEHİR.

PÜSKÜRTME BETON KARIŞIMININ TASARIMI

Ergin ARIOĞLU*
Ali YUKSEL**

1. Giriş

Püskürtme beton, son yıllarda yeraltı açıklıklarının tahkiminde ana taşıyıcı, ya da yardımcı taşıyıcı olarak diğer tahkimat yöntemlerine göre daha fazla tercih edilen uygulama niteliğini kazanmış ve yaygınlığı büyük ölçüde artmıştır. Bunun başlıca nedenleri şu şekilde özetlenebilir (1), (2), (3), (4) :

- Kazı işleminden sonra hemen uygulanabilir ve çöken, deforme olan arazi tabakalarına karşı erken bir taşıyıcılık gösterir.
- Taze beton karışımı kırık ve çatlaklara girerek kayacın yerinde kayma direncini artırır.
- Sağlanan adhezyon ile kaya yükü civar kayaç kütesine aktararak, kaya yükü yine kaya tarafından taşınır.
- Karışımın taşınması ve yerleştirilmesi birarada ve yüksek bir hızla gerçekleştirilir.
- Yerleştirme işlemi püskürtme yoluyla sağlandığından kalıp malzemesine gerek duyulmaz. Bu, büyük ölçüde işçilik, zaman ve malzeme tasarrufu demektir.

Bütün bu sıralanan üstünlüklere karşın, karışım bileşenleri uygun şekilde tasarlanmamış püskürtme beton, uygulamanın başarısını ve ekonomisini önemli ölçüde zedeleyecektir.

Bu çalışmada, püskürtme beton karışımının tasarımındaki ana ilkeler konu edilecek ve karışım bileşenlerinin istenilen basınç direncine dayanarak hesaplanması ayrıntılı şekilde verilecektir. Vazedilen tasarım esasları yaş-püskürtme beton uygulamasına yönelik olsa da kuru proses için, özellikle su ihtiyacının ayarlanmasında, yol gösterici olacaktır. Ayrıca, karışım tasarımının daha iyi anlaşılmasını sağlamak bakımından bir nümerik örnek verilmiştir.

2. PÜSKÜRTME BETON KARIŞIMI BİLEŞENLERİ VE MÜHENDİSLİK ÖZELLİKLERİNİ ETKİLEYEN PARAMETRELER

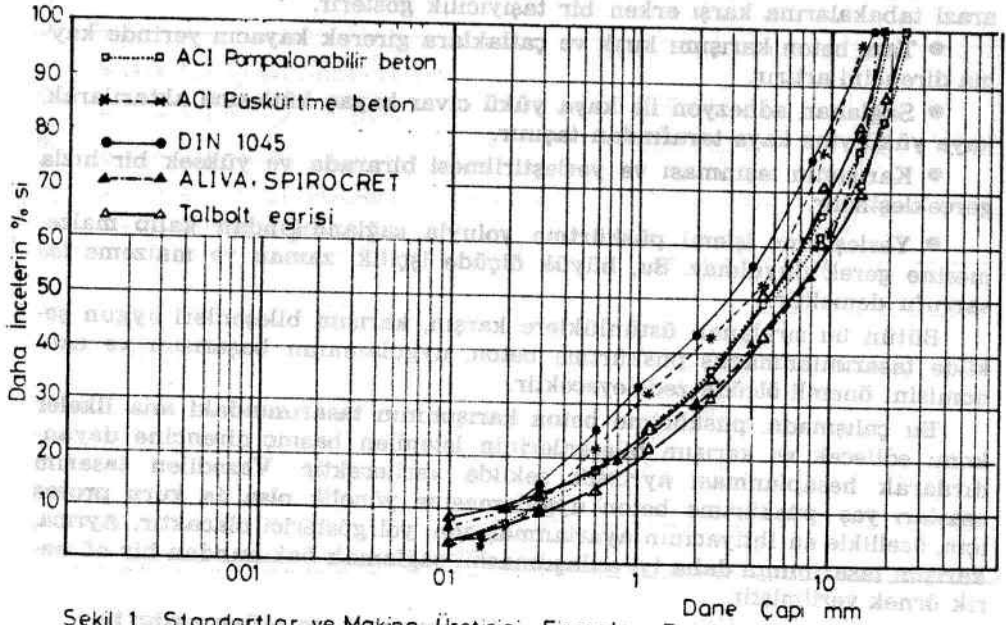
Püskürtme beton karışımı bileşenleri bilindiği gibi agrega, çimento, hızlandırıcı ve su'dan oluşmaktadır. Ancak taze beton karışımının ve beton malzemenin mühendislik özellikleri (mekanik dirençleri, işlenebilirlik, dökülme kaybı) karışım bileşen miktarlarının yanı sıra, daha çok agrega gra-

nülo-metrik özellikleri (maksimum dane çapı, incelik modülü), su/çimento oranı, agrega/çimento oranı, çimento cinsi ve hızlandırıcı miktarı gibi önemli parametreler tarafından kontrol edilmektedir. Söz konusu parametreler aşağıda kısaca açıklanacaktır.

2.1. Agrega Granülometrisi

Püskürtme beton uygulamasında kullanılan agreganın belli granülometrik özellikleri sağlaması istenir. Örneğin maksimum agrega çapı iletim borusunun kesiti, incelik modülü su ihtiyacının belirlenmesi ve 0.2 mm'den incelerinin %'si toz oluşumu açısından önem kazanan agrega parametreleridir.

Standartlarda (ASTM C—33, BS—882, DIN—1045) ve püskürtme makinesi üreticisi firmalar (Aliva, Spirocet) tarafından tavsiye edilen granülometri eğrileri (5), (6), (7), (8), (9) Şekil 1'de topluca gösterilmiştir. İzlendiği üzere, verilen granülometri eğrileri birbirlerine oldukça yakın karakteristiklere sahiptir. Maksimum agrega çapı 12.5-32 mm, incelik modülü 4.24-5.33, 0.2 mm'den incelerinin %'si ise 5-10 arasında değişmektedir (2).



Şekil 1 Standartlar ve Makina Üreticisi Firmalar Tarafından Verilen Agrega Granülometrilere

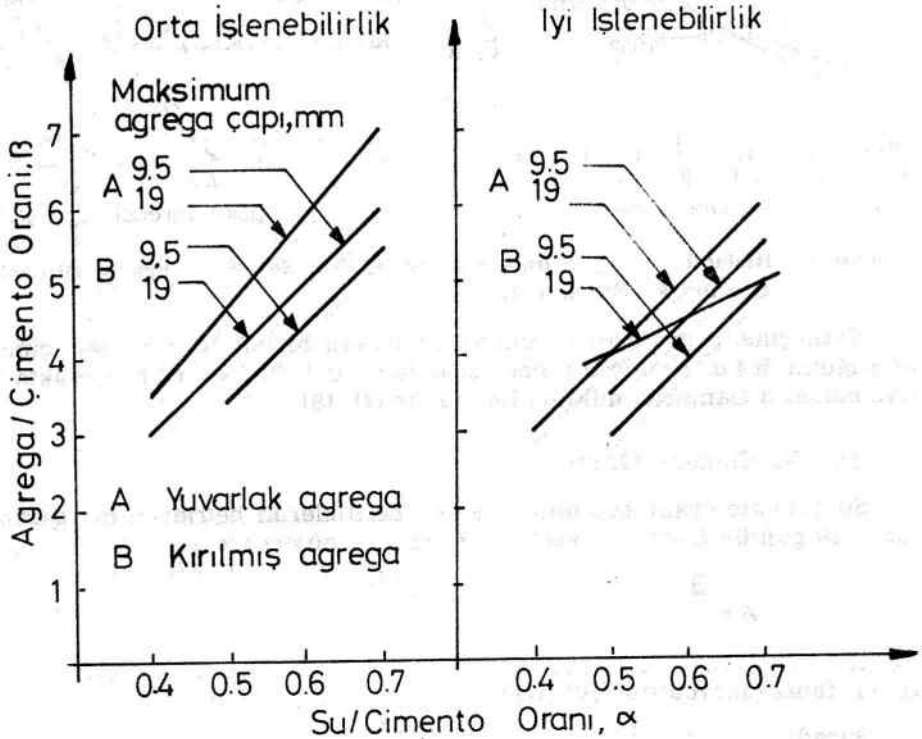
Şekil 1 üzerine maksimum birim hacim ağırlığı sağlayan ve

$$P = 100 \left(\frac{d}{d_{max}} \right)^{0.5}$$

ifadesi ile bilinen «Talbot Eğrisi» de (10) çizilmiştir. Hemen farkedileceği üzere verilen agrega granülometreleri ile Talbot eğrisi oldukça iyi bir uyum içindedir.

2.3. Agrega/Çimento Oranı:

Betonun işlenebilirlik özelliği su/çimento oranı, maksimum agrega çapı ve agrega/çimento oranının fonksiyonudur. Farklı su/çimento oranlarında, maksimum agrega çapları için orta ve iyi işlenebilirlik özelliğini sağlayan agrega/çimento oranı Şekil 2'de gösterilmiştir. İzleneceği üzere belli bir agrega/çimento oranında agrega çapının artmasıyla su/çimento oranı azalmaktadır. Bu ise doğrudan doğruya basınç direncinin artması demektir. Diğer taraftan, belli bir su/çimento oranında yuvarlak sekilli agrega yerine kırılmış agrega kullanılması durumunda agrega/çimento oranı azalmaktadır.

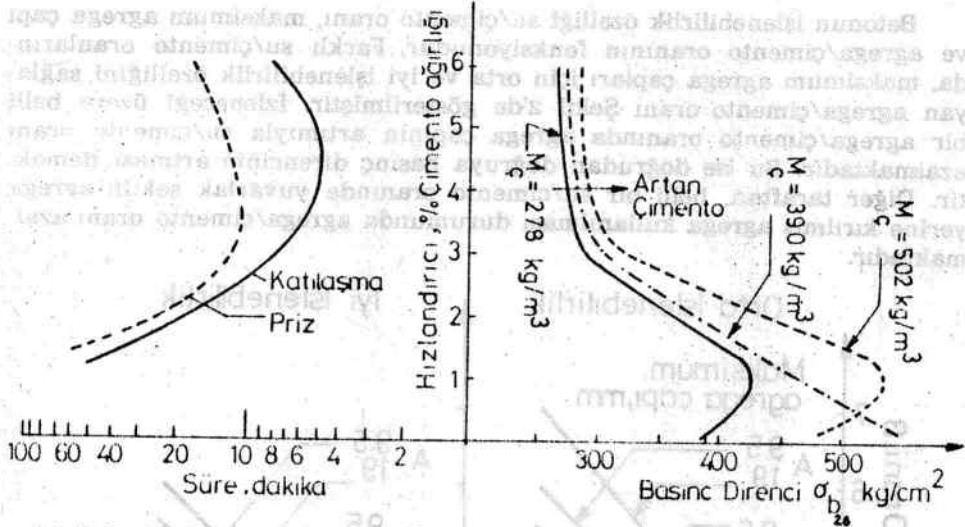


Şekil 2: Farklı Su/çimento Oranları ve Maksimum Agrega Çaplarında orta (50-100 mm çökme) ve iyi (100-180 mm çökme) işlenebilirliği sağlayan Agrega/çimento Oranları.

2.4. Hızlandırıcı Miktarı:

Püskürtme betonun erken bir taşıyıcılık göstermesi istendiği durumlarda prizın kısa sürede gerçekleşmesi için karışıma kalsiyum klorür, sodyum aluminat, sodyum karbonat, kalsiyum hidroksit gibi hızlandırıcı mad-

deler ilave edilmektedir. Ancak, hızlandırıcıların betonun nihai basınç direncini olumsuz yönde etkilediği de gözönünde bulundurulmalıdır. Şekil 3'te hızlandırıcı miktarının basınç direnci ve katılaşma, priz süresi üzerindeki etkisi gösterilmiştir.



Şekil 3: Hızlandırıcı Miktarının Katılaşma, Priz Süresi ve Basınç Direnci Üzerindeki Etkisi (4).

Katılaşma, priz süresi açısından en uygun hızlandırıcı miktarı çimento ağırlığının %4'ü, basınç direnci açısından ise %1'i kadardır. Pratikte tavsiye edilen hızlandırıcı miktarı ise %2'dir (2), (8).

2.5. Su/Çimento Oranı :

Su/çimento oranı, betonun mekanik özelliklerini belirleyen bir parametredir. 28 günlük basınç direnci ile söz konusu büyüklük arasında

$$\sigma_b = A \alpha^{-B}$$

genel ifadesi mevcuttur (10), (12).

Burada;

σ_b 28 günlük basınç direnci

28

α Ağırlıkça su/çimento oranı olup yaş püskürtme beton uygulamasında $\alpha = 0.4 - 0.8$ değerleri arasında değişmektedir.

A, B... İstatistiksel katsayılar. Söz konusu katsayılar çimentonun kimyasal yapısına, fiziksel özellikleri (incelik modülü, dane boyutu) ve karışım yerleştirme tekniğine göre ve kür şart-

Püskürtme Beton Karışımının Tasarımı

larına bağlı olarak $A = 118 - 89$, $B = 1.7 - 1.08$ değerlerini alabilmektedir. Beton teknolojisinde, çeşitli kurumlar (American Concrete Institution, Portland Cement Association) tarafından tavsiye edilen ve literatürde Graf ve Bolomey adıyla bilinen formüllerin katsayıları Tablo 1'de özetlenmiştir.

Tablo 1 — Su/çimento oranı - 28 günlük basınç direnci değişimleri

	B		Referans, Düşünceler
	$\sigma_b = A \alpha$, kg/cm ² 28	B	
	A	B	
1 PCA	118	-1.035	Hava içermeyen normal beton
	—	—	(13)
	89.9	-1.086	Hava içeren normal beton
2	103.8	-1.7	(11) Püskürtme beton, yaş proses
3 ACI	107.8	-1.567	Hava içermeyen normal beton
	—	—	(14)
	90.9	-1.486	Hava içeren normal beton
4	105.4	-1.443	(15) Normal beton
5 GRAF	400*	1	(15) Normal beton $a=4$ iyi
	$\sigma_b = \frac{400}{a}$	$\frac{1}{\alpha^2}$	$a=6$ orta
			$a=8$ kötü özen şartları
I			
6 BOLOMEY	$\sigma_b = 180 \cdot \left(\frac{1}{\alpha} - 0.5 \right)$		(15) Normal beton
	α		

Tablo 1'de belirtildiği gibi 2 no. dışında kalan bağıntılar normal beton için verilmektedir. Püskürtme beton uygulamasında genel olarak, püskürtme ile sağlanan kompaksiyon nedeniyle aynı su/çimento oranlarında normal betona göre daha yüksek basınç direnci değerleri bekler. Bu çalışmada verilen karışım tasarımında, püskürtme beton için tavsiye edilmesi nedeni ile (2) nolu bağıntı kullanılacaktır. Endüstriyel ölçekte kullanılacak karışım tasarımının, uygulama şartlarını (çimento, agrega özellikleri, yerleştirme tekniği kür şartları vb.) temsil edecek deneme karışımlarından elde edilecek «su/çimento oranı - basınç direnci» ilintisine dayandırılması en uygun çözümü belirleyecektir.

(*) Katsayılar TSE'de verilen değerlerdir.

3. KARIŞIMIN TASARIMI

3.1. Kabuller

• Yaş proses ile üretilen püskürtme betonun 28 günlük standart basınç direnci su/çimento oranına bağlı olarak (2) nolu

$$\sigma_{28} = 103.8 \alpha^{-1.7} \quad (1)$$

bağıntısı ile bellidir (2).

• Karışımın toplam su (hidratasyon - ıslatma) ihtiyacı « M_{su} » formülü olarak bilinen

$$M_{su} = 0.23 M_c + \delta M_a \quad (2)$$

den elde edilmektedir. Burada, M_c , M_{su} sırasıyla karışıma giren çimento ve toplam agrega miktarını (t/m^3), δ ise agregayı ıslatmak için gerekli su miktarını ifade eden katsayıdır. Söz konusu katsayı verilen agrega granülometreleri ve iyi işlenebilirlik için $\delta = 0.066 - 0.0766$ olarak hesaplanmıştır (16).

$$\alpha = \frac{M_{su}}{M_c} \quad \text{ve} \quad \beta = \frac{M_a}{M_c} \quad \text{dönüşümleri}$$

uygulanarak (2) eşitliği

$$\alpha = 0.23 + \delta \beta \quad (2')$$

şeklinde yazılabilir (2).

• Taze beton karışımının $V_h = \%2$ hava içerdiği kabul edilmiştir. Bu durumda mutlak hacim

$$\frac{M_a}{\gamma_a} + \frac{M_c}{\gamma_c} + \frac{M_{su}}{\gamma_{su}} + V_h = 1 m^3 \quad (3)$$

ile ifade edilebilir. Burada γ_a , γ_c , γ_{su} sırasıyla, agrega, çimento ve suyun yoğunluklarını ifade etmektedir.

$$(\gamma_a = 2.5 t/m^3, \gamma_c = 3 t/m^3, \gamma_{su} = 1 t/m^3)$$

(2) ifadesi (3) de yerine konur ve nümerik işlemler yapılırsa

$$M_c = \frac{7.35}{(3 + 7.5\delta)\beta + 4.225} \quad (4)$$

elde olunur (2). Karışımın diğer bileşenleri, M_a ve M_{su} α ve β dönüşümleri ile kolaylıkla hesaplanabilir.

3.2. Tasarım Aşamaları :

Karışım tasarımının aşamaları bir nümerik örnek ile adım adım açıklanacaktır.

Nümerik örnek :

Yarıçap $r = 5$ m. olan bir tünelde $t_e = 20$ cm. kalınlığında püskürtme beton kaplaması uygulanacaktır. Geoteknik gözlem ve ölçümlerin sonunda tavan yükü $P_t = 1.75$ t/m² olarak belirlenmiştir. Püskürtme beton karışımını tasarlayınız. Karışımında maksimum çapı 19 mm. olan ve su katsayısı $\delta = \%6.22$ agrega kullanılacaktır.

Çözüm :

- Proje basınç direnci σ_p 'nin belirlenmesi

Rabcewicz yaklaşımına göre püskürtme beton kalınlığı

$$t = 4.33 \frac{r \cdot P_t}{\sigma_p}$$

ile bellidir (17), (18). Buradan proje basınç direnci

$$\sigma_p = 4.33 \times \frac{500 \text{ cm} \times 1.75 \text{ kg/cm}^2}{20 \text{ cm}} = 190 \text{ kg/cm}^2$$

bulunur.

- Karışım basınç direnci : Bu büyüklük,

$$\sigma_b = \frac{\sigma_p}{1 - V \cdot t}$$

ile elde edilecektir (12). Ortalama üretim şartları için beton basınç direncindeki varyasyon katsayısı $V = \%15$ ve $\%95$ güven derecesi $t = 1.93$ gözönüne alınırsa 28 günlük basınç direnci

$$\sigma_b = \frac{190}{1 - 0.15 \times 1.93} \cong 270 \text{ kg/cm}^2$$

hesaplanır.

- Su/çimento oranı, (1) ifadesi

$$\sigma_b = 103.8 \cdot \alpha^{-1.7}$$

yardımla,

$$270 = 103.8 \cdot \alpha^{-1.7}$$

$$\alpha = 0.37$$

- **Agrega/Çimento oranı:** Sözkonusu oran (2) ifadesi yardımıyla,

$$0.57 = 0.23 + 0.062 \times \beta$$

$$\beta \cong 5.5$$

- **Çimento Miktarı:** (4) ifadesi kullanılarak,

$$M_c = \frac{7.35}{(3 + 7.5 \times 0.062) \times 5.5 + 4.225} \cong 0.315 \text{ t/m}^3 = 315 \text{ kg/m}^3$$

- **Su ve Agrega Miktarı:**

$$M_s = \alpha \cdot M_c = 0.57 \times 315 \cong 180 \text{ kg/m}^3$$

$$M_a = \beta \cdot M_c = 5.5 \times 315 \cong 1732 \text{ kg/m}^3$$

olarak hesaplanır.

Yukarıda izlenen tasarım aşamaları daha genelleştirilerek Şekil 4'de nomogram düzeninde sunulmuştur (Nomogramın çalıştırılması verilen nümerik örnek şartları için kesikli çizgilerle gösterilmiştir).

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada ulaşılan başlıca önemli sonuçlar şu şekilde sıralanabilir:

- Farklı standartlarda (ASTM C-33, DIN 1045, BS 882) ve püskürtme beton pompası üreticisi (Aliva, Spirocrete) firmalar tarafından tavsiye edilen agreg granülometrisi eğrileri birbirine yakın karakteristiklere sahiptir (Şekil 1). Diğer yandan sözkonusu agreg granülometri eğrileri «Talbot eğrisi» ile oldukça iyi bir uyum içindedir.

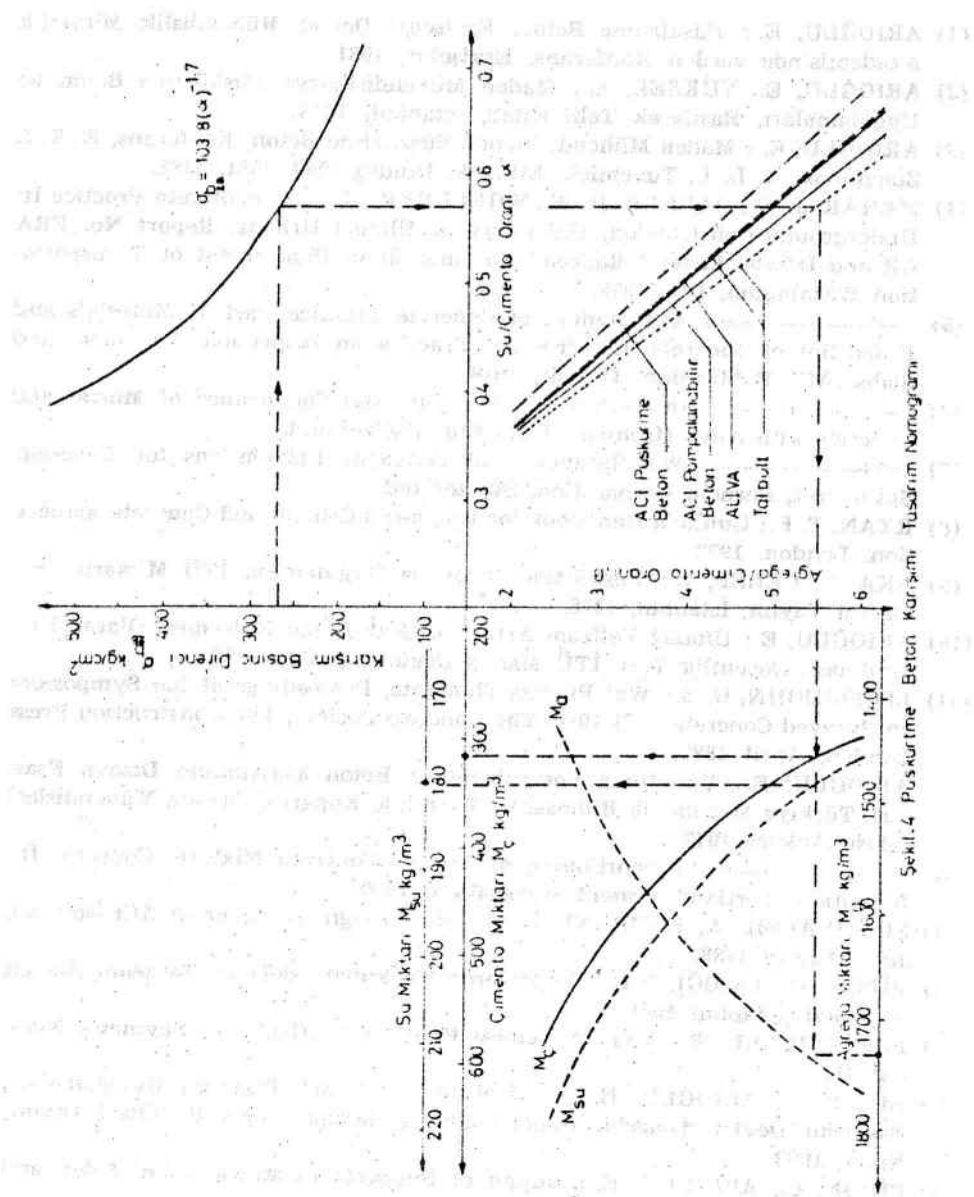
- Aynı işlenebilirlik ve agreg çapı için püskürtme beton uygulamasında tavsiye edilen (agrega/çimento, su/çimento) arasındaki (Şekil 2) değişim ve ıslatma suyu esasına göre belirlenmiş (Şekil 4), sözü edilen değişim birbiriyle uyum içindedir.

- Artan hızlandırıcı miktarında (%0-%4) priz süresi kısalırken, basınç direnci olumsuz yönde azalmaktadır. Priz süresi bakımından optimum hızlandırıcı miktarı %4 (çimento ağırlığı) basınç direnci açısından ise %1 civarındadır (Şekil 3).

- Normal beton için çeşitli kurumlar (ACI, PCA) tarafından verilen ve Graf, Bolomey bağıntıları ile su/çimento oranına göre belirlenen 28 günlük beton basınç dirençleri oldukça geniş aralık içinde değişmektedir (Tablo 1).

- Karışım tasarım aşamaları nomogram haline getirilmiştir (Şekil 4). İstenilen karışım basıncı için, deneme karışımlarına esas olacak karışım bileşenleri (çimento, su, agreg miktarları) sözkonusu nomogram yardımıyla kolaylıkla ve hızlı bir şekilde belirlenebilmektedir. Deneme karışımlarının sonuçlarına (basınç direnci, işlenebilirlik kompasite vb.) göre karışım bileşenleri üzerinde gerekli düzeltmeler yapılmalıdır.

KAYNAKLAR



KAYNAKLAR

- (1) ARIOĞLU, E. : Püskürtme Beton, Eskişehir Devlet Mühendislik Mimarlık Akademisinde verilen Konferans, Eskişehir, 1981.
- (2) ARIOĞLU, E., YÜKSEL, A. : Maden Mühendisliğinde Püskürtme Beton ve Uygulamaları, Başlaçak Telif Kitap, İstanbul, 1983.
- (3) ARIOĞLU, E. : Maden Mühendisliğinde Püskürtme Beton, Konferans, E. K. I. Zonguldak, G. L. İ., Tunçbilek, Etibank, Uludağ 1980, 1981, 1982.
- (4) MAHAR, J. W., PARKER, H. W., WUELLNER, W. W. : Schotcrete Practice In Underground Construction, University of Illinois Urbana, Report No. FRA OR and D 75 90 Federal Railroad Administration Department of Transportation Washington, DC., 1975.
- (5) ————— : ACI Manual of Concrete Practice Part 1, Materials and Properties of Concrete, Construction Practices an Inspection, Pavement and Slabs, ACI Publication, Detroit, 1978.
- (6) ————— : Instruction for Spraying and Conveyance of Mortar and Concrete with Aliva Machines, Aliva Ltd., Switzerland.
- (7) ————— : Wet Spraying and Conveyor Installations for Concrete, Spiro Cret, Bernold Corporation, Switzerland.
- (8) RYAN, T. F. : Gunite a Handbook for Engineers Cement and Concrete Association, London, 1973.
- (9) AKA, İ., CELEP, Z. : Püskürtme Beton ve Uygulaması, İTÜ Mimarlık Fakültesi Yayını, İstanbul, 1978.
- (10) ARIOĞLU, E. : Uludağ Volfram Artığının Ocak Dolgu Malzemesi Olarak Kullanılması, Doçentlik Tezi, İTÜ Maden Fakültesi, Mart 1982.
- (11) LITTLEJOHN, G. S. : Wet Process Shotcrete, Proceedings of the Symposium on Sprayed Concrete, ACI 1980, The Concrete Society, The Construction Press London, April 1980.
- (12) ARIOĞLU, E. : Yeraltında Pompalanabilir Beton Karışımının Dizayn Esasları, Türkiye Madencilik Bilimsel ve Teknik 5. Kongresi, Maden Mühendisleri Odası, Ankara 1977.
- (13) ————— : Proportioning of Normal Concrete Mixture, Concrete Information, Portland Cement Association, 1980.
- (14) SUKHVARSH, J., KABBANI, İ. A. : Mix Design of Concrete ACI Journal, July - August 1983.
- (15) BİRÖN, C., ARIOĞLU, E. : Madenlerde Tahkimat İşleri ve Tasarımı, Birsan Yayınevi, İstanbul 1981.
- (16) POSTACIOĞLU, B. : Yapı Malzemesi Problemleri, Çağlayan Yayınevi, İstanbul, 1975.
- (17) BİRÖN, C., ARIOĞLU, E. : Madenlerde Tahkimat Tasarımı Uygulamaları, Eskişehir Devlet Mimarlık Mühendislik Akademisi Maden Fakültesi Yayını, No. 1, 1982.
- (18) BİRÖN, C., ARIOĞLU, E. : Design of Supports In Mines, John Wiley and Sons, New - York, 1983.

(*) Doç. Dr. Müh., Öğretim Üyesi, İTÜ Maden Fakültesi.

(**) Y. Müh., Doktorant, İTÜ Maden Fakültesi.

DEPREM MEKANİZMASI VE 'ELASTIC REBOUND' KURAMI

K. Erçin KASAPOĞLU*
Süleyman S. KOCAEFE*

1. GİRİŞ

Deprem, yüzeydeki veya yüzeye yakın kayaların elastik veya yerçekimsel dengelerinin bozulması sonucu yer yüzeyinde oluşan titreşim ya da salınımlardır. Diğer bir deyişle, yer kabuğu içindeki ani yerdeğişimlerin oluştuğu şiddetli sarsıntılar veya algılanabilir titreşimlerdir.

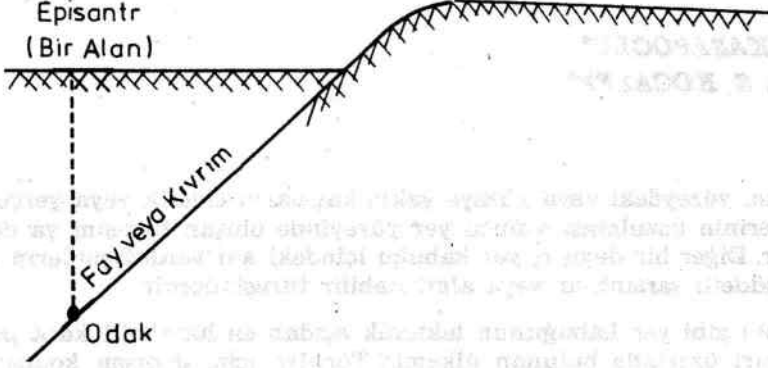
Anadolu gibi yer kabuğunun tektonik açıdan en hareketli kara parçalarından biri üzerinde bulunan ülkemiz Türkiye için, deprem konusunun önemi, tartışılmaya gerek duyulmayacak derecede açıktır. Ancak, Türkiye'deki depremlerle ilgili olarak dikkatimizi çeken önemli bir nokta, büyük ve şiddetli depremlerin genellikle ve çoğunlukla 'fay' diye tanımladığımız —yer kabuğu içinde kırılma yüzeyi boyunca tek ve/veya çok yönlü hareketlerin sözkonusu olduğu— hareketli kırıklar boyunca oluştuğudur. 'Faylanma' ise, bu kırılma ve hareketlerin tümünü kapsar.

Faylanma ve deprem olayına ilişkin olarak, günümüzde sorulan önemli bir soru, bu olayların jeolojik bir olay mı yoksa mekanik bir olay mı olduğu sorusudur. Gerçekte bu sorunun yanıtı, yukarıdaki tanımlamalarda verilmiştir. Bu tanımlamalara göre, oluşumları açısından, her iki olay da, her şeyden önce mekanik bir olaydır; ancak, başlangıçları ve sonuçları açısından birer jeolojik olay olduklarını da tartışmaya gerek yoktur. Bu durumda, deprem olayına ve bu olayla ilgili sorunların çözümüne yönelik bilimsel çalışmaların, mekanik ve jeoloji bilimlerinin birlikte uygulanmasını içeren çalışmalar olması gerekir.

Depremler, önce 'yapay' ve 'doğal' olmak üzere iki grupta sözkonusu edilebilirler. Yer kabuğu içinde, deprem olarak tanımladığımız titreşim ve salınımlar —örneğin bazı yeraltı araştırmalarında olduğu gibi patlayıcı madde kullanılarak— insan eliyle oluşturulmuş ise; bu tür depremleri, 'yapay deprem' olarak tanımlıyoruz. Yeryüzeri içindeki doğal süreçlerle oluşan 'doğal depremler' ise, deprem hareketine neden olan gerilmelerin kaynağına göre, 'tektonik', 'plütonik' veya 'volkanik' olarak sınıflandırılmaktadır. Örneğin sözkonusu gerilmeler, yer kabuğunun yapısal özelliklerinden kaynaklanıyorsa, bunların neden olduğu depremler 'tektonik'; yer kabuğunun derinliklerinde oluşan değişimlerden kaynaklanıyorsa, 'plütonik'; volkanik etkiliklerden kaynaklanıyorsa 'volkanik' depremler olarak tanımlanırlar.

Örneğin, Türkiye'deki depremler çoğunlukla tektonik kökenli olduğu halde; Japonya'daki depremlerin büyük bir bölümü volkanik kökenlidirler.

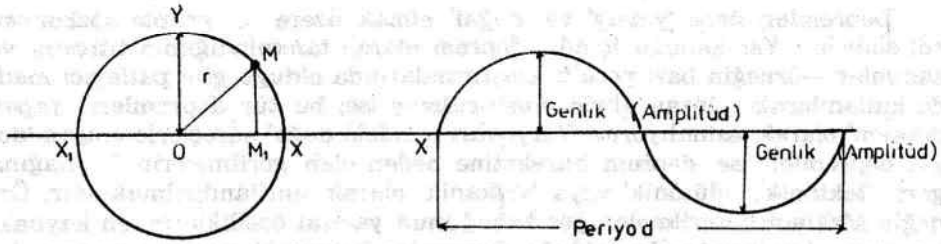
Depremın yer kabuğu içinde kaynaklandığı noktaya 'deprem odağı'; bu noktanın yer yüzeyindeki izdüşümüne —ki bu sınırlı bir alanda olabilir— ise, 'depremin dış merkezi', 'üst merkez' veya 'episantr' denir (Şekil 1).



Şekil 1: Bir deprem odağının ve episantrının şematik gösterilimi.

2. YER TİTREŞİMLERİ VE YERİN TİTREŞİM MEKANİZMASI

Depremler, depremler sırasında yeryuvarı içinde oluşan titreşimler ve bunların neden olduğu yer dalgaları, yerbilim dallarından biri olan 'sismoloji'nin konusudur. Kuramsal sismoloji, yeryuvarının belirli bir yoğunluğa, belirli bir elastisite modülüne ve Poisson oranına sahip, elastik bir cisim olduğunu varsayar. Bu varsayımına göre, yeryuvarı üzerindeki herhangi bir M noktasının hareketi, basit harmonik bir hareket olarak ele alınır; ve M noktası, saatin tersi yönünde bir çizgisel hızla hareket ederek, r yarıçaplı bir daire çizer (Şekil 2).



Şekil 2: Yeryuvarı üzerindeki herhangi bir M noktasının titreşim hareketi.

M noktasının X-ekseni üzerindeki izdüşümü olan M_1 noktası, bu eksen boyunca ileri-geri (sağa-sola) hareket ederek bir salınım oluşturur. Bu salınımın genliği (Amplitüdü), dairenin yarıçapı olan r 'ye eşittir. Eğer M noktası, X noktasından harekete geçerse, OX yarıçapının sağ ucu olan X noktası, bir tam daire çizerek tekrar X noktasına döner; ve bu hareket sırasında M noktasının X-ekseni üzerindeki izdüşümü olan M_1 , X'den X_1 'e; ve X_1 'den X'e yatay olarak, ileri-geri hareket eder. M_1 'in herhangi bir andaki yerdeğiştirmesi (displacement), dairenin merkezine olan uzaklığı ile ölçülür. M_1 'in X-ekseni üzerindeki bir tam salınımını tamamlayabilmesi için gerekli süreye 'periyod' denir. 'Salınım frekansı' ise, M noktasının bir saniyede tamamladığı salınım sayısıdır; diğer bir deyişle bir saniyeye düşen periyod sayısıdır; ve

$$f = \frac{1}{T} \text{ olarak tanımlanır.}$$

Burada T: periyod

f : frekans'dır.

Örneğin, M noktasının salınım periyodu,

$T = 1/30$ saniye ise; frekansı, $f = 30$ 'dur.

3. DEPREM MEKANİZMASI

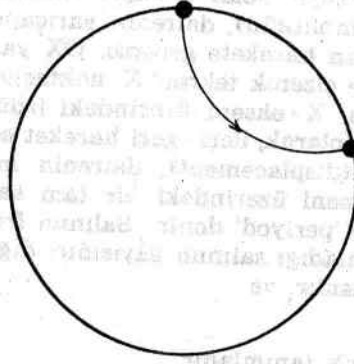
Bir deprem mekanizmasının incelenmesindeki temel amaç, depremin odağında etkin olan gerilme sistemini ve tümünü belirlemektir. Belirlenen bu gerilme sisteminden hareket ederek de, depremin neden olduğu fay düzlemi ve faylanma biçimi (mekanizması) saptanır.

Bir depremin odağında, depremle açığa çıkan birim deformasyon enerjisi (strain energy), yeryuvarı içinde elastik dalgalar halinde yayılır. Bunlardan P (longitudinal) ve S (transversal) dalgaları, yer kabuğu içinden geçerek yeryüzüne varırlar. 'Yüzey dalgaları' olarak tanımlanan dalgalar ise, yerin serbest yüzeyinde veya yer kabuğunun en üst katmanları içerisinde yayılırlar. Bu elastik dalgaların aşınma biçimi, odaktaki birimdeformasyon enerjisinin açığa çıkış biçimine; diğer bir deyişle, odak bölgesinde deformasyon ve dislokasyona (yerdeğiştirme) neden olan etkin gerilme sistemine ve türüne bağlıdır.

Bilindiği gibi, P dalgaları, ortamın sıkışması (kompresyonu) veya çekilmesi (dilatasyonu) ile yayınırlar. Partikül hareketi yayının doğrultusunda yani radyaldır (Şekil 3).

Bir depremden yayılan P dalgasının ısınmasında, yer yüzeyindeki herhangi bir noktanın ilk yer değiştirmesi, ya odaktan dışa doğrudur, veya odağa doğrudur.

Bir depremin odak mekanizmasının çözümlenmesi üç aşamada gerçekleştirilebilir:

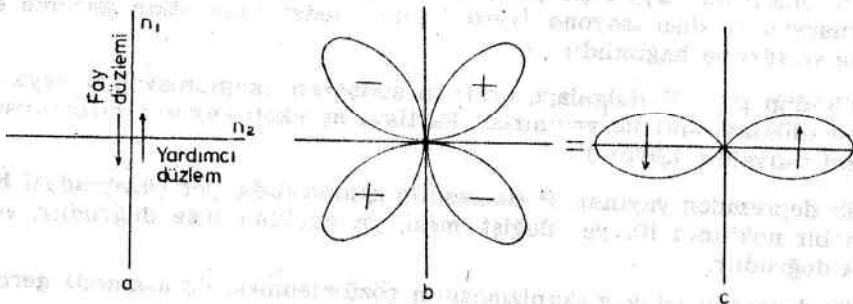


Şekil 3: Partikül hareketi.

- 1) mekanizma için bir matematiksel model hazırlanır,
- 2) modelin oluşturacağı ışınım biçimi saptanır,
- 3) gözlenen ışınım biçimi ile saptanan ışınım biçimi karşılaştırılır.

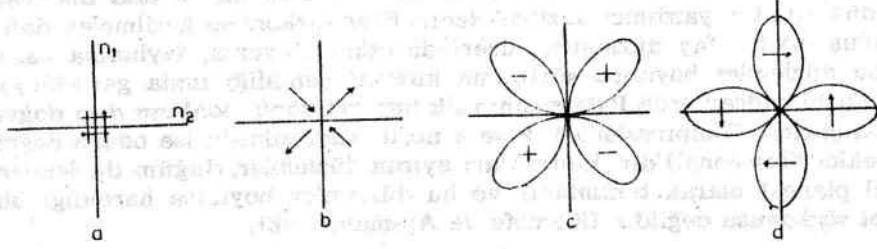
Sorunu basite indirmek ve daha kolay anlaşılabilir hale getirmek için, deprem kaynağı 'nokta kaynak' olarak ele alınır; ve çözümleme, kaynağı saran ve 'odak küresi' diye adlandırılan homojen- elastik bir küre üzerinde yapılır. Matematiksel model, bu odak küresine merkezinde etki eden çeşitli gerilme sistemlerini ve bunların kombinasyonlarını gerçekleştirmek suretiyle oluşturulur. Daha sonra, odakta etkin olan gerilmelerin neden olacağı yerdeğişimler hesaplanır.

Odak mekanizması çözümleri için çeşitli gerilim sistemleri ele almak olasıdır. Ancak, bugüne dek yapılan çalışmalar, bunlar arasında iki tane- sinin, özellikle tektonik depremlerin odak mekanizmasının en iyi şekilde açıkladığını ortaya koymuştur. Literatürde, 'Tip-I' ve 'Tip-II' diye adlandı- lan (Honda, 1962; Stevens, 1966) bu sistemler ve bunların oluşturduğu ku- ramsal ışınım biçimleri Şekil 4 ve Şekil 5'te gösterilmiştir.



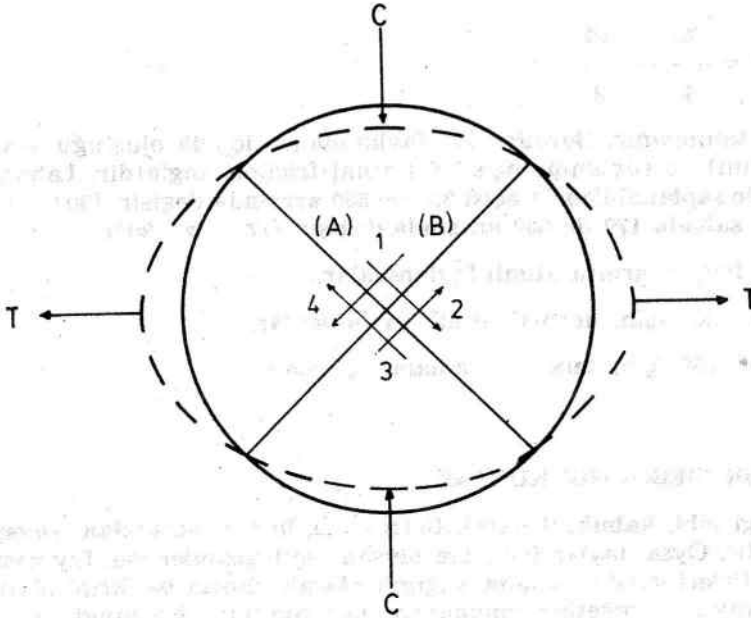
Şekil 4: Tip I Teorik ışınım biçimleri: a) basit kuvvet çifti, b) P dalgası, c) S dalgası.

Deprem Mekanizması ve 'Elastic Rebound' Kuramı



Şekil 5: Tip II Teorik ısınn biçimleri: a) basit kuvvet çifti, b) momentsiz iki çift kuvvet, c) P dalgası, d) S dalgası.

Deprem odağını saran homojen - elastik küre üzerinde Tip - II sisteminin egemen olduğunu varsayarsak; odak küresi, deformasyona uğrayarak elipsoid şeklini alır. Odak küresini dört kadrana bölersek; bunların ikisinde sıkıştırıcı (compressive) gerilmelerin, diğer ikisinde ise çekici (Tensile) gerilmelerin egemen olduğunu görürüz (Şekil 6). Kürenin en az deformasyo-



Şekil 6: Tip II kuvvet sistemi altında odak küresinin deformasyonu.
(Canitez, 1969'den)

na uğrayan noktaları, birbirine dik iki düzlem (A ve B) üzerinde yer alırlar. Etkin gerilmelerin küreyi oluşturan malzemenin makaslama dayanımını aşması halinde, bu düzlemlerden biri boyunca kırılma ve kayma başlar; ve

bu düzlem 'fay düzlemi' olarak adlandırılır. Bu düzleme odakta dik olan diğer düzleme ise 'yardımcı düzlem' denir. Eğer sözkonusu gerilmeler, daha önce oluşmuş bir fay düzlemleri üzerinde etkin oluyorsa; faylanma hareketi, bu düzlemler boyunca sürtünme kuvveti yenildiği anda gerçekleşir. 1 ve 3 no.'lu kadrarlarda P dalgasının ilk hareket yönü, odaktan dışa doğru yani sıkıştırıcı (Compressional), 2 ve 4 no.'lu kadrarlarda ise odağa doğru yani çekici (Tensional)'dir. Kadrarları ayıran düzlemler, düğüm düzlemleri (nodal planes) olarak tanımlanır ve bu düzlemler boyunca herhangi bir hareket sözkonusu değildir (Kocaefe ve Ataman, 1976).

Odak küresi içindeki asal gerilme (principal stress) eksenleri ise, düğüm düzlemleri ile, kuramsal olarak, 45°'lik açı yapacak şekilde yönlenirler. Düğüm düzlemlerinin ara kesiti, asal gerilme eksenlerine dik olup, 'orta gerilme' (intermediate stress) eksenini olarak adlandırılır. En büyük asal gerilim eksenini σ_1 , en küçük asal gerilim eksenini σ_3 , orta asal gerilim eksenini ise σ_2 ile gösterilir. Faylanma türleri, bu üç eksenin değişik konumlarına göre oluşurlar (Şekil 7).

Faylanma türünün saptanmasında yararlanılan en önemli parametre, hareket vektörünün yatayla yapmış olduğu 'kayma açısı' (sliding angle) (φ)'dir ve

$$\varphi = \frac{\pi}{4} - \frac{\Delta}{2}$$

ilişkisi ile tanımlanır. Burada Δ , faylanmanın içinde olduğu malzemenin (kayanın) 'iç sürtünme açısı' (internal friction angle)'dir. Laboratuvar deneyleri ile saptanabilen Δ açısı 30° ile 55° arasında değişir (30° φ 55°). φ açısı ise, sahada 17° ile 30° arasında değişir (17° φ 30°).

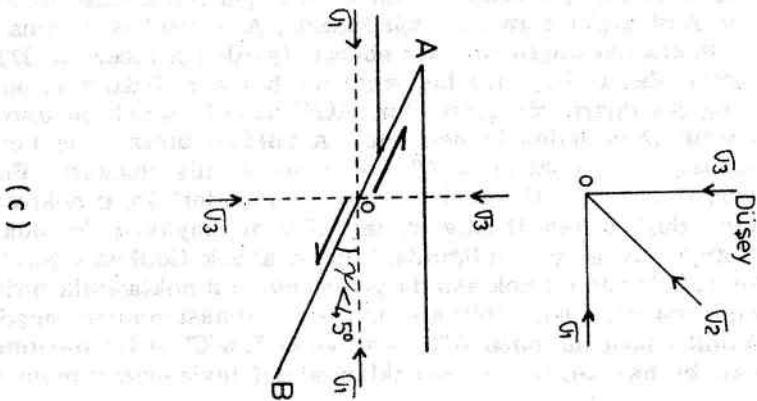
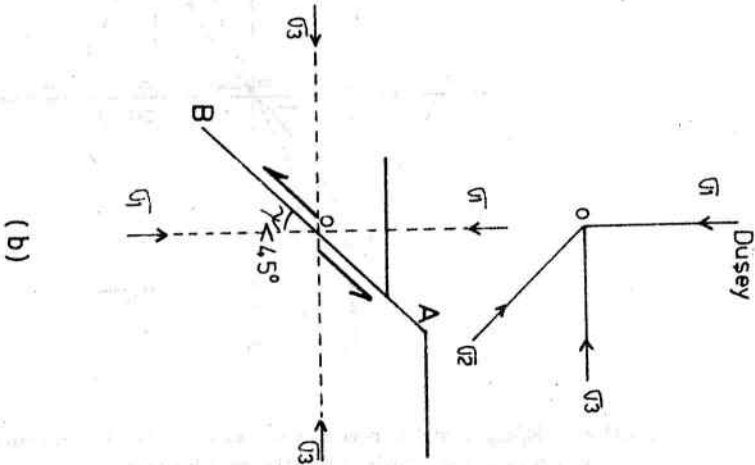
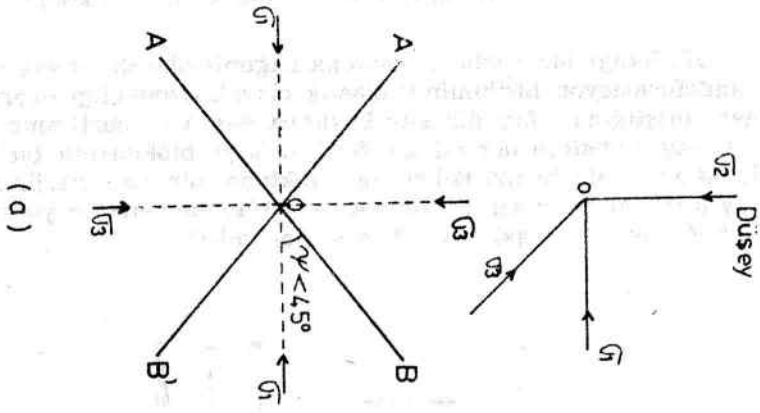
$\varphi > 30^\circ$ için, doğrultu atımlı faylanmalar,

25° φ 30° için, normal atımlı faylanmalar,

20° φ 25° için, ters faylanmalar gözlenir.

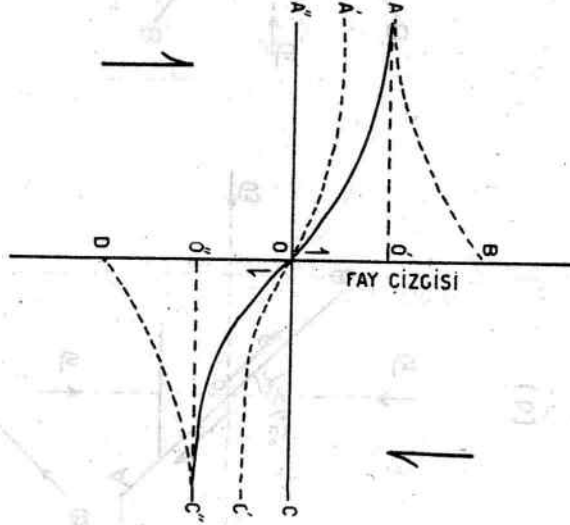
4 ELASTİK 'REBOUND' KURAMI

Bilindiği gibi, kabuksal hareketlerin çoğu, hızları açısından, yavaş olan hareketlerdir. Oysa, faylar boyunca oluşan yerdeğişimler ise, fay zonundaki kaya kütleleri içinde zamana bağımlı olarak oluşan ve 'krip' olarak tanımlanan yavaş hareketler sonucunda, fay zonunun herhangi bir noktasında biriken deformasyon enerjisinin boşalması ile oluşan ani olaylardır; ani yerdeğişimlerdir. O halde, deprem olayını öz olarak tanımlamak gerekirse, yavaş kabuksal hareketler sonucunda, fay kırıkları boyunca oluşan, ani yerdeğişimler denilebilir. Bu ani yerdeğişimler ise, bir noktada biriken birimdeformasyon enerjisinin açığa çıkması, boşalması, diğer bir deyişle, mekanik enerjiye dönüşümü, olarak tanımlanır.



Şekil 7: Faylanma türleri ile asal gerilim eksenlerinin konumları arasındaki ilişkiler.

Herhangi bir noktada, zamana bağımlı olarak, yavaş yavaş oluşan birimdeformasyon birikiminin elastik olarak depoladığı enerji, kritik bir değere eriştiğinde, fay düzlemi boyunca var olan sürtünme kuvvetini yenerek, fay çizgisinin her iki tarafındaki kaya bloklarının birbirine göreli hareketlerini oluşturur. Belirli bir noktada biriken enerjinin boşalması ile fay düzlemi boyunca oluşan hareket (fay bloklarının yerdeğişimi) arasındaki söz konusu ilişki Şekil 8'de gösterilmiştir.



Şekil 8: Elastik «rebound» kuramına göre, bir fay boyunca oluşan deprem hareketinin şematik açıklaması.

Burada, AOC'nin fayı dik olarak kateden doğru bir çizgi olduğu varsayılırsa; fay çevresindeki makaslama gerilmelerinin etkisi altında bölgesel bir yerdeğişim hareketi başladığında, A noktası A' noktasına, C noktası ise C' noktasına doğru hareket edecek (yerdeğiştirecek) tir. Deformasyonun bu evresinde fay boyunca herhangi bir hareket söz konusu olmadığından, başlangıçta doğru bir çizgi olan AOC, O'OC' eğrisi boyunca bükülmüş olacaktır. Depremden hemen önce, A noktası biraz daha ilerlemiş olarak O" noktasına, C noktası da C" noktasına gelmiş olacaktır. Bu noktaların yerdeğişimlerini oluşturan makaslama kuvvetlerinin, O noktasında oluşturdukları (depo ettikleri) kuvvet, fay düzlemi boyunca iki blok arasındaki sürtünme kuvvetini yendiğinde, bilinen klasik Coulomb yenilme ölçütüne göre, fay düzlemi O noktasında yenilecek ve O noktasında birikmiş olan birimdeformasyon enerjisinin ani olarak boşalması sonucu meydana gelecek mekanik enerji ile, önce A'O, A'O' ve OC'', O'C', O"C'' durumuna gelecek; ancak, bu hareket ile kazanacakları atalet (eylemsizlik momenti ile O', B'ye O''

ise D'ye doğru hareketlerini sürdüreceklerdir. Burada deprem olarak tanımlanan olay ise, 0 noktasının B ve D noktalarına doğru olan ani yerdeğişimidir (Kasapoğlu, 1976).

KAYNAKLAR

- Canitez, N., Türkiye ve civarında deprem odak hareketleri ve gerilme dağılımları: İstanbul Teknik Üniversitesi Yayını, 114 s., (1969).
- Honda, H., Earthquake mechanism and seismic waves geophysical notes: Geophysical Inst. Faculty of Science, Tokyo Univ., Vol. 15, 97 s., (1962).
- Kasapoğlu, K. E., Fay mekanizmasının saptanması ve olası depremlerin öngörülmesinde analitik yöntemlerden yararlanma: Yerbilimleri, 2, 1, 93-100, (1976).
- Kocaefe, S. ve Ataman, G., Anadolu'daki tektonik olaylar - I. Antalya - Fethiye - Denizli üçgeni içinde yer alan bölgenin incelenmesi: Yerbilimleri, 2, 1, 55-70, (1976).
- Stevens, A. E., S-wave focal mechanism studies of the Hindu-Kush earthquake of July 6, 1962 : The Canadian Journal of Earth Sciences, 3, 3, 367-387, (1966).

(*) Doç. Dr., Öğretim Üyesi, Hacettepe Üniversitesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Beytepe - ANKARA.



HAMAMCIOĞLU MÜESSESELERİ TİCARET T.A.Ş.

MERKEZ: Büyükdere Cad. 13/A Şişli-İSTANBUL, Tel.: 46 31 43 - 46 31 44 - 47'24 89,
Teleks: 22 210 hmhc tr, Telgraf: HAMAMCIOĞLU - İstanbul

SERVİS ve YEDEK PARÇA: Büyükdere Cad. 13/A Şişli-İSTANBUL, Tel.: 46 31 43 - 46 31 44
Teleks: 22 210 hmhc tr, Telgraf: HAMAMCIOĞLU - İstanbul

ANKARA BÜROSU: Cinnah Cad. 110/1 Çankaya, Tel.: 38 85 00 - 38 85 01
Teleks: 42 439 hmcc tr, Telgraf: HAMAMCIOĞLU - Ankara

İZMİR BÜROSU: Talatpaşa Bul. 6, Kat 1 Alsancak, Tel.: 21 41 32 - 21 41 33
Teleks: 52 644 hmiz tr, Telgraf: HAMAMCIOĞLU - İzmir

MÜESSESELERİMİZİN TÜRKİYE GENEL DİSTRİBÜTÖRLÜĞÜNÜ DERUHTE ETTİKLERİ YABANCI FİRMALARDAN BAZILARI VE İMALATLARI

بعضاً من المؤسسات الأجنبية التي تقوم شركتنا بتمثيلها في تركيا

SOME LINES OF PRODUCTS OF OUR REPRESENTATIONS

® INGERSOLL-RAND

INGERSOLL RAND

Construction and mining equipment from handheld tools to rock drilling rigs for blasting and waterwell, portable air compressors, vibratory compactors ; reciprocating centrifugal and screw type air and gas compressors ; industrial, chemical and process pumps ; air power tools and hoists ; air starters

Maintenance, Service and Spare Parts.

Maden ve inşaat makinaları, el tabancalarından palatma ve sukuyusuna kadar kaya delme için seyyar hava kompresörleri, vibrasyonlu silindirler ; pistonlu, santrifüj ve vida tipi hava ve gaz kompresörleri ; endüstriyel, kimyasal ve proses pompaları ; havalı el aletleri ve ceraskallar ; havalı starterler.

Bakım, Servis, Yedek Parça.

