

**GALERİLERDE PATLATMA İLE PARÇALANMA MEKANİZMASININ SAYISAL  
YÖNTEMLE MODELLENMESİ VE ARAZİ UYGULAMALARIYLA  
İRDELENMESİ**

**2013  
DOKTORA TEZİ**

**ÖZGÜR YILMAZ**



**GALERİLERDE PATLATMA İLE PARÇALANMA MEKANİZMASININ SAYISAL  
YÖNTEMLE MODELLENMESİ VE ARAZİ UYGULAMALARIYLA  
İRDELENMESİ**

**Özgür YILMAZ**

**Bülent Ecevit Üniversitesi  
Fen Bilimleri Enstitüsü  
Maden Mühendisliği Anabilim Dalında  
Doktora Tezi  
Olarak Hazırlanmıştır**

**ZONGULDAK  
Eylül 2013**



**KABUL:**

Özgür YILMAZ tarafından hazırlanan “GALERİLERDE PATLATMA İLE PARÇALANMA MEKANİZMASININ SAYISAL YÖNTEMLE MODELLENMESİ VE ARAZİ UYGULAMALARIYLA İRDELENMESİ” başlıklı bu çalışma jürimiz tarafından değerlendirilerek, Bülent Ecevit Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalında Doktora Tezi olarak oybirliğiyle kabul edilmiştir. 06/09/2013

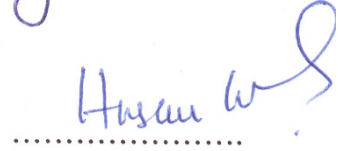
Başkan : Doç. Dr. H. Aydın BİLGİN (ODTÜ)



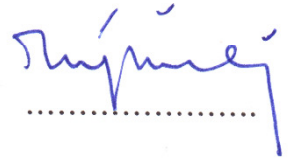
Üye : Prof. Dr. Yadigar V. MÜFTÜOĞLU (BEÜ)



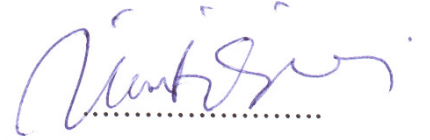
Üye : Prof. Dr. Hasan GERÇEK (BEÜ)



Üye : Doç. Dr. Tuğrul ÜNLÜ (BEÜ)




Üye : Doç. Dr. Ümit ÖZER (İÜ)



---

**ONAY:**

Yukarıdaki imzaların, adı geçen öğretim üyelerine ait olduğunu onaylarım. ....../....../2013



Prof. Dr. Şadi ŞEN

Fen Bilimleri Enstitüsü Müdürü



*“Bu tezdeki tüm bilgilerin akademik kurallara ve etik ilkelere uygun olarak elde edildiğini ve sunulduğunu; ayrıca bu kuralların ve ilkelerin gerektirdiği şekilde, bu çalışmadan kaynaklanmayan bütün atıfları yaptığımı beyan ederim.”*



Özgür YILMAZ



## **ÖZET**

**Doktora Tezi**

### **GALERİLERDE PATLATMA İLE PARÇALANMA MEKANİZMASININ SAYISAL YÖNTEMLE MODELLENMESİ VE ARAZİ UYGULAMALARIYLA İRDELENMESİ**

**Özgür YILMAZ**

**Bülent Ecevit Üniversitesi**

**Fen Bilimleri Enstitüsü**

**Maden Mühendisliği Anabilim Dalı**

**Tez Danışmanı: Doç. Dr. Tuğrul ÜNLÜ**

**Eylül 2013, 405 sayfa**

Bu tez çalışmasını iki ana kısma ayırmak mümkündür. İlk kısımda, patlatma yüküne maruz bir kaya kütlelerinin parçalanma mekanizması üç-boyutlu sonlu farklar sayısal çözümleme yöntemi kullanılarak incelenmiştir. Bu amaçla, farklı patlayıcı ve kayaç türleri göz önünde bulundurulmuştur. Çözümlemelerde, kaya kütlelerinin dayanımının nitelendirilmesi için Mohr-Coulomb yenilme ölçütü kullanılmıştır. Patlatma deliği iç yüzeyine etkiyen basınç, en yüksek değerine kısa bir zamanda ulaşan ve daha sonra kısmen uzun bir sürede sönmölenen üstel bir gerilme fonksiyonuyla modellenmiştir. Sayısal çözümlemelerde, gerinim hızının kaya malzemesinin mekanik özellikleri üzerindeki etkileri de ayrıca göz önünde bulundurulmuş ve kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımının tahminine yönelik yeni bir eşitlik önerilmiştir. Sonuç olarak, bu çalışmada gerçekleştirilen üç-boyutlu dinamik çözümlemeler ve bu çözümlemelerin sonuçlarıyla ilgili karşılaştırmalar değerlendirildiğinde, bu çalışmada önerilen sayısal çözümleme yöntemi kullanılarak galerilerde patlatma ile parçalanma mekanizmasının başarılı bir şekilde modellenebileceği söylenebilir.

## ÖZET (devam ediyor)

İkinci kısım ise yapılan arazi çalışmalarından oluşmaktadır. Yapılan patlatma işlerinde, izin verilebilir tipte patlayıcı madde ve grizu emniyetli elektrikli kapsüller kullanılmıştır. Her bir atımda, gecikme başına düşen maksimum patlayıcı madde miktarı ve ölçüm noktasına olan uzaklığı içeren ölçekli mesafe değiştirgesi dikkatlice kaydedilmiş ve yer sarsıntısının farklı bileşenleri ölçülmüştür. Bu verileri kullanarak, öncelikle, delme patlatma yöntemi kullanılarak açılan bir yeraltı galerisi için, çalışma yapılan bölgeye özgü saha sabitleri birçok değişik yaklaşım göz önünde bulundurularak belirlenmiş ve yer sarsıntısı tahmini için yeni bağıntılar önerilmiştir. Daha sonra, yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızı, doğrusal şarj yoğunluğu, ölçüm noktası ve patlatma kaynağı arasındaki mesafe ve gözlenen hasar boyutu arasındaki ilişki kullanarak, kaya parçalanması için sınır en yüksek parçacık hızı değeri belirlenmiş ve patlatma deliği çevresindeki ufalanma bölgesi boyutunun tahminine yönelik yeni bir bağıntı türetilmiştir. Ayrıca, TTT Üzümez Müessesesi'nde seçilen bir yeraltı galerisinde yapılan delme patlatma çalışmaları incelenerek, kullanılan orta çekme türü ve etkinliği irdelenmiş ve basit sayılabilecek yeni bir orta çekme düzeni önerilerek başarıyla uygulanmıştır. Son olarak, paralel orta çekme yöntemi sayısal çözümleme yöntemi kullanılarak irdelenmiş ve çalışmanın genel sonuçlar detaylı olarak tartışılmıştır.

**Anahtar Kelimeler:** Patlatma, Orta çekme, Yer sarsıntısı, Sayısal çözümleme, En yüksek parçacık hızı, Holmberg-Persson yaklaşımı

**Bilim Kodu:** 607.01.02

## **ABSTRACT**

**Ph.D. Thesis**

# **NUMERICAL MODELLING AND FIELD INVESTIGATIONS OF ROCK BREAKAGE MECHANISM BY BLASTING IN UNDERGROUND GALLERIES**

**Özgür YILMAZ**

**Bulent Ecevit University  
Graduate School of Natural and Applied Sciences  
Department of Mining Engineering**

**Thesis Advisor: Assoc. Prof. Tuğrul ÜNLÜ**

**September 2013, 405 pages**

This study is divided into two main sections. In the first section, the breakage mechanism of rock mass subjected to blasting load is investigated using three-dimensional finite difference numerical analysis method. For this purpose, different explosive-rock mass combinations have been taken into consideration. In the analyses, Mohr-Coulomb failure criterion has been used for the characterization of the rock mass strength. Stresses acting on the blasthole boundary have been simulated by an exponential function which reaches its maximum within a short time and then falls to zero value in a considerable period. In the numerical analyses, the strain rate effect on the mechanical properties of rock material has also been taken into account and a new equation has been suggested for the estimation of the dynamic unconfined compressive strength of intact rock material. The last part of this section, results of the three-dimensional dynamic analyses were evaluated. It has been shown that the breakage mechanism by blasting at underground galleries can successfully be modelled by the numerical method proposed in this study.

## **ABSTRACT (continued)**

The second part of the study consists of the field works. In the blasting operations, permissible type explosive and methane safe type detonators were used. At each blast round, scaled distance parameter that consists of the maximum amount of explosive per delay and the distance from measuring point to blasting source was carefully recorded and different components of the ground vibration were measured. By the aid of ground vibration data, firstly, site-specific constants were determined according to different approaches proposed for galleries excavated by drilling and blasting method and new equations have been suggested for the prediction of ground vibration. Then, limit of peak particle velocity for rock breakage was determined by using the relationship among the peak particle velocity of the ground vibration, linear charge concentration, distance between the measuring and source points and the extent of the observed damaged zone. A new formula has been derived for the estimation of crushed zone around a blasthole. Moreover, the effectiveness of blasting practices currently employed in development galleries at TTK, Uzulmez district has been investigated and a new simple cut design was also suggested. Finally, large-hole-cut method has been investigated by using numerical analyses and the overall results of this study have been discussed in detail.

**Keywords:** Blasting, Cut, Ground vibration, Numerical analysis, Peak particle velocity, Holmberg-Persson approach

**Science Code: 607.01.02**

## TEŞEKKÜR

Yazar, tez konusunun belirlenmesi ve yürütülmesindeki değerli görüş ve katkılarından dolayı tez yöneticisi Doç. Dr. Tuğrul ÜNLÜ'ye (BEÜ) ve tez izleme komitesi üyeleri Prof. Dr. Hasan GERÇEK (BEÜ) ve Doç. Dr. H. Aydın BİLGİN'e (ODTÜ); tez jürisi olarak katkılarından dolayı Prof. Dr. Yadigar V. MÜFTÜOĞLU (BEÜ) ve Doç. Dr. Ümit ÖZER'e (İÜ); tez çalışmaları süresince maddi destek sağlayan BEÜ Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi'ne; arazide patlatma çalışmalarının yapılabilmesine olanak sağladığı için TTK Üzülmez Müessesesi'ne; arazi çalışmaları sırasındaki yardımlarından ve göstermiş olduğu ilgi ve alakadan dolayı Hazırlıklar Baş Mühendisi Birol KARAÇAM'a (TTK); yapılan patlatma çalışmalardaki yardım ve katkılarından dolayı Maden Teknikeri Turan ZARARCI (TTK) ve Arş. Gör. Ekin KÖKEN'e (BEÜ), istatistik çalışmalardaki değerli katkılarından dolayı Yrd. Doç. Dr. Hamit AYDIN'a (BEÜ) ve yaşamı boyunca maddi ve manevi her konudaki desteklerinden dolayı ailesine, yoğun çalışma dönemlerinde gösterdiği anlayış, sağladığı huzurlu çalışma ortamı ve manevi desteği için sevgili eşi Pınar YILMAZ'a sonsuz teşekkür borçludur.



## İÇİNDEKİLER

	<u>Sayfa</u>
KABUL .....	ii
ÖZET .....	iii
ABSTRACT .....	v
TEŞEKKÜR .....	vii
İÇİNDEKİLER.....	ix
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	xv
ÇİZELGELER DİZİNİ .....	xxvii
EK AÇIKLAMALAR DİZİNİ.....	xxxi
SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ.....	xxxiii
BÖLÜM 1 GİRİŞ .....	1
1.1 KONUNUN ÖNEMİ.....	1
1.2 TEZİN AMACI .....	3
1.3 TEZİN KAPSAMI.....	4
BÖLÜM 2 SİLİNDİRİK BİR DELİK İÇERİSİNE ETKİYEN PATLATMA BASINCININ HESAPLANMASI.....	7
2.1 DELİK BASINCININ HESAPLANMASI.....	8
2.2 DELİK BASINCININ ZAMANA BAĞLI DEĞİŞİM ÖZELLİĞİ .....	13
BÖLÜM 3 GERİNİM HIZININ DAYANIM ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ.....	21
3.1 GERİNİM HIZININ BETON VE BETON BENZERİ MALZEMELERİN DAYANIMI ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ .....	23

## İÇİNDEKİLER (devam ediyor)

	<u>Sayfa</u>
3.2 GERİNİM HIZININ KAYA MALZEMESİN DAYANIMI ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ.....	36
3.3 GENEL DEĞERLENDİRME VE TEZ ÇALIŞMASINDA İZLENEN YAKLAŞIM.....	52
<b>BÖLÜM 4 PATLAYICI MADDELERLE KAYA PARÇALANMA MEKANİZMASI .....</b>	<b>55</b>
4.1 BASINÇ DALGALARININ ETKİSİ .....	56
4.2 GAZ BASINCI ETKİSİ .....	61
4.3 PATLATMA DELİĞİ ÇEVRESİNDE OLUŞAN HASAR BÖLGELERİNİN HESAPLANMASI .....	64
4.3.1 Ufalanma Bölgesi Büyüklüğü.....	65
4.3.2 Çatlak bölgesi Büyüklüğü.....	67
4.3.3 Elastik Titreşim Bölgesi (Sismik Bölge) .....	68
<b>BÖLÜM 5 DİNAMİK ÇÖZÜMLEMELER.....</b>	<b>69</b>
5.1 SAYISAL ÇÖZÜMLEMELERDE İZLENİLEN YAKLAŞIM .....	71
5.1.1 Dinamik Yükleme.....	72
5.1.2 Sınır Koşulları ve Mekanik Sönümlenme.....	73
5.1.3 Model Boyunca Dalga Geçişi .....	74
5.1.4 Dinamik Mekanik Özellikler .....	74
5.2 YÜKLEME HIZININ PATLATMA ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ.....	79
5.2.1 Problem Geometrisi ve Seçilen Diğer Değiştirgeler.....	81
5.2.2 Sayısal Gerilme Analizleri.....	86
5.2.3 Çözümleme Sonuçları.....	89
5.3 BİRİNCİL GERİLMELERİNİN PATLATMA ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ.....	107
5.3.1 Problem Geometrisi ve Birincil Gerilme Durumu.....	108
5.3.2 Sayısal Gerilme Çözümlenmeleri ve Elde Edilen Sonuçlar .....	110
5.4 SERBEST YÜZEYİN PATLATMA ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ .....	115

## İÇİNDEKİLER (devam ediyor)

	<u>Sayfa</u>
5.4.1 Sayısal Gerilme Çözümlenmeleri .....	117
5.4.2 Sayısal Gerilme Çözümlenmesi Sonuçları .....	128
5.5 ELDE EDİLEN HASAR BÖLGELERİNİN GÖRGÜL YÖNTEMLERLE KARŞILAŞTIRMASI.....	129
<b>BÖLÜM 6 PATLATMA KAYNAKLI YER SARSINTILARI .....</b>	<b>131</b>
6.1 PATLATMA KAYNAKLI YER SARSINTILARININ ÖZELLİKLERİ.....	135
6.2 SARSINTI ÖZELLİKLERİNİ ETKİLEYEN DEĞİŞKENLER .....	140
6.2.1 Kontrol Edilemeyen Değişirgeler .....	140
6.2.2 Kontrol edilebilen Değişirgeler .....	142
6.2.2.1 Gecikme Başına Şarj Miktarı.....	142
6.2.2.2 Patlatma Noktasından Olan Mesafe .....	143
6.2.2.3 Özgül Şarj .....	144
6.2.2.4 Patlayıcı Türleri.....	144
6.2.2.5 Gecikme Aralığı .....	145
6.2.2.6 Patlatmaların Geometrik Değişirgeleri .....	147
6.2.2.7 Frekansın Etkisi.....	148
6.3 YER SARSINTISININ ÖLÇÜLMESİ.....	149
6.4 YER SARSINTISININ YOL AÇTIĞI HASAR ÖLÇÜTLERİ.....	151
6.5 YER SARSINTISI SEVİYELERİNİN TAHMİNİNDE KULLANILAN YAKLAŞIMLAR .....	163
6.6 KONUYLA İLGİLİ YAPILAN ARAZİ ÇALIŞMALARI.....	167
6.6.1 Arazi Çalışmalarında Kullanılan Sismik Ölçüm Cihazının Tanıtımı ve Kurulumu.....	170
6.6.2 İstatistiksel Çalışmalarla Sahaya Özgü Arazi Sabitlerinin Belirlenmesi.....	177
6.6.2.1 Basit Regresyon Modelleri.....	179
6.6.2.2 Çoklu Regresyon Modelleri .....	187
6.6.3 En Yüksek Parçacık Hızı (PPV) Tahmin Sonuçları .....	194
<b>BÖLÜM 7 PATLATMA KAYNAKLI HASAR BOYUTUNUN BELİRLENMESİ.....</b>	<b>197</b>

## İÇİNDEKİLER (devam ediyor)

	<u>Sayfa</u>
7.1 EN YÜKSEK PARÇACIK HIZI HASAR İLİŞKİSİ.....	206
7.2 KRİTİK EN YÜKSEK PARÇACIK HIZININ BELİRLENMESİ.....	212
7.3 DEĞİŞTİRİLMİŞ HOLMBERG -PERSSON YAKLAŞIMINA GÖRE PATLATMA TASARIMIN OLUŞTURULMASI.....	216
7.3.1 Sahaya Özgü Sınır PPV Değerinin Belirlenmesi.....	222
7.3.2 Elde Edilen Sonuçlar ve Yorumlar .....	230
BÖLÜM 8 DELME PATLATMA İLE TÜNEL KAZISI .....	235
8.1 ORTA ÇEKME DELİKLERİ .....	246
8.1.1 Paralel Delikli Orta Çekme Tasarımları .....	248
8.1.2 Açılı Delikli Orta Çekme Tasarımları .....	268
8.2 TARAMA DELİKLERİ.....	274
8.3 ÇEVRE DELİKLERİ .....	275
8.3.1 Ön Kesme .....	278
8.3.2 Son Kesme .....	280
8.4 TABAN DELİKLERİ.....	282
8.5 ATEŞLEME .....	282
BÖLÜM 9 ARAZİ UYGULAMALARIYLA GALERİLERDE PATLATMA İLE PARÇALANMA MEKANİZMASININ İRDELENMESİ.....	285
9.1 GRIZU GÜVENLİ PATLAYICI MADDELER VE ATEŞLEME SİSTEMLERİ.....	285
9.1.1 Grizu Güvenli Patlayıcı Maddeler ve Özellikleri.....	287
9.1.2 Grizu Güvenli Ateşleme Sistemleri .....	288
9.2 TTK ÜZÜLMEZ MÜESSESESİ'NDEKİ MEVCUT UYGULAMA GÖZLEM SONUÇLARININ DEĞERLENDİRİLMESİ.....	290
9.2.1 Delik Delme Makinalarının Performansı .....	290
9.2.2 İşletmede Mevcut Delik Düzenleri .....	294
9.2.4 Delik Boyları ve Açılıları .....	298

## İÇİNDEKİLER (devam ediyor)

	<u>Sayfa</u>
9.2.5 Kullanılan Sıkılama Malzemesi .....	299
9.2.6 Patlatma Şekli ve Sırası.....	302
9.2.7 Kullanılan Patlayıcı Madde Cins ve Miktarı.....	306
9.2.8 Genel Değerlendirme .....	306
9.3 V ORTA ÇEKME PATLATMA TASARIMI DENEMELERİ.....	307
9.4 PARALEL ORTA ÇEKME PATLATMA TASARIMI DENEMELERİ.....	326
9.5 SONUÇLAR.....	326
BÖLÜM 10 SAYISAL ÇÖZÜMLEME YÖNTEMİYLE PARALEL ORTA ÇEKME DÜZENİNİN İRDELENMESİ .....	 331
10.1 PROBLEM GEOMETRİSİ VE SEÇİLEN DEĞİŞTİRGELER .....	331
10.2 SAYISAL GERİLME ÇÖZÜMLEMELERİ .....	333
10.3 GENEL DEĞERLENDİRME .....	358
BÖLÜM 11 SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	361
10.1 SONUÇLAR.....	361
10.2 ÖNERİLER .....	366
KAYNAKLAR.....	369
BİBLİYOGRAFYA .....	385
ÖZGEÇMİŞ .....	405



## ŞEKİLLER DİZİNİ

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
2.1 Bir delik içerisindeki patlayıcının infilak süreci.....	10
2.2 Eşitlik 2.8 ile hesaplanan Kavrama oranının delik basıncına olan etkisi.....	12
2.3 Delik duvarına etki eden dinamik basıncın ideal ve ideal olmayan infilak için gösterimi .....	14
2.4 Sayısal çözümlerinde kullanılan tipik bir şok dalgası fonksiyonu.....	20
3.1 Dinamik problemlerin ve deney yöntemlerinin sınıflandırılması.....	22
3.2 Gerinim hızının betonun basınç dayanımı üzerindeki etkisi .....	25
3.3 Gerinim hızının betonun çekme dayanımı üzerindeki etkisi .....	27
3.4 SHPB deney düzeneğinin şematik gösterimi.....	28
3.5 SHPB deneyi için bilgi analizi; (a) ölçülen gerinim sinyalleri, (b) hesaplanan gerilme ve gerinim hızı, (c) hesaplanan gerinim ve (d) gerilme-gerinim ilişkisi .....	29
3.6 Beton için gerinim hızı ve çekme dayanımı ilişkisi.....	31
3.7 Betonun basınç dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi (statik dayanıma göre normalleştirilmiş).....	32
3.8 SHBP deneyinden ölçülen dinamik artış faktörünün tahmin edilen değer ile karşılaştırılması .....	33
3.9 Basınç dayanımı için dinamik artış faktörü önerilerinin .....	34
3.10 Betonun çekme dayanımının gerinim hızına göre değişimi .....	34
3.11 Homojen harç malzemesi için örnek yarıçapı boyunca farklı gerinim oranlarında elde edilen gerilme dağılımları .....	35
3.12 Farklı sayısal çözümlerinde elde edilen dayanım artışı (DIF) sonuçları.....	36
3.13 Granitin tek eksenli basınç dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi.....	39
3.14 Granitin tek eksenli basınç dayanımının farklı yanal basınç seviyelerinde gerinim hızına bağlı olarak değişimi .....	40
3.15 Farklı gerinim hızlarında granitin gerilme-gerinim ilişkisi.....	40
3.16 Granitin tek eksenli çekme ( $\sigma_t$ ) ve sınırlandırılmış kesme ( $\tau_c$ ) dayanımının yükleme hızına bağlı değişimi .....	41

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
3.17 Indiana kireçtaşının basınç dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi.....	42
3.18 Çekme dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi a) granit ve b) tuf .....	43
3.19 Farklı homojenlik değerleri için dinamik çekme dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi.....	44
3.20 Orta seviyedeki gerinim hızlarında granitin basınç dayanımı-gerinim oranı ilişkisi.....	46
3.21 Beton ve arjilitin basınç dayanımı-gerinim hızı ilişkisinin.....	47
3.22 Beton ve arjilitin çekme dayanımı-gerinim hızı ilişkisinin karşılaştırılması.....	47
3.23 Kubota vd.'nin (2008) dinamik çatlak deneyi için önerdikleri deney aparatı .....	48
3.24 Kumtaşı için dinamik çekme dayanımı ve gerinim hızı arasındaki ilişki.....	48
3.25 Sabit darbe yükü altında farklı ön yüklerdeki gerilme-gerinim ilişkisi .....	50
3.26 Sabit ön yük altında farklı darbe yüklerdeki gerilme-gerinim ilişkisi.....	51
3.27 -17 derecede ve 1445(1), 1028 (2), 622 (3), 284 (4) 0.01 (5) ve 0.001 s-1 (6) gerinim oranlarında donmuş kilin gerilme-gerinim grafiği.....	52
3.28 Bu çalışmada önerilen kayanın basınç dayanımının dinamik artış faktörü yaklaşımının diğer çalışmalarda karşılaştırılması.....	54
4.1 İnfilak sonrası oluşan şok dalgalarının kaya kütlesi içerisindeki yayılımı .....	57
4.2 Patlatma deliği merkezinden R uzaklıkta oluşan basınç dalgasının ışınsal (radyal) ve teğetsel gerilme bileşenlerinin zamana bağlı değişimi ( $a_0 =$ özgün delik yarıçapı).....	58
4.3 Delikte infilak eden patlayıcı maddelerin kaya kütlesinde oluş sırasına göre yol açtığı olaylar ( $a_0$ ve $a$ sırasıyla başlangıç ve genişleyen delik yarıçapı, $\sigma_r$ ve $\sigma_\theta$ sırasıyla radyal ve teğetsel gerilme bileşeni ve $P_b$ delik basıncı) .....	59
4.4 Basınç niteliğindeki bir dalganın serbest yüzeyden çekme niteliğinde yansması .....	60
4.5 Şok dalgalarının farklı geometrideki serbest yüzeylerden geri yansması .....	60
4.6 Gazların çatlaklara yayılması.....	61
4.7 Patlatma deliğinin zamana bağlı olarak genişlemesi .....	62
4.8 Kiriş etkisiyle kayacın bükülerek kırılmasının şematik gösterimi.....	63
4.9 Patlatma sonrasında delik civarında oluşan kırılma bölgeleri .....	64
5.1 Delik cidarına infilak hızında uygulanan basınç-zaman kaydı.....	72

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
5.2 Yüksek (solda) ve düşük (sağda) yükleme hızlarının basınç-zaman grafiği (üste) ve patlama deliği çevresinde oluşturacakları muhtemel yenilme bölgeleri (altta) nitelikleri .....	80
5.3 Sayısal çözümler için oluşturulan üç-boyutlu sonlu farklar modeli (üste) ve model içindeki patlama deliğinin detaylı gösterimi (altta) .....	82
5.4 Detaylı bir gösterim için model ön görünüşünün ¼'lük kısmı ve sonlu farklar örgü ağının yakından görünümü .....	83
5.5 Çözümlerde kullanılan üç-boyutlu model geometrisi ve sınır koşulları .....	83
5.6 Üç boyutlu modelde oluşturulan delik içi detayı .....	84
5.7 ANFO ( $P_d=1.6$ GPa) ve emülsiyon ( $P_d=4.9$ GPa) tipi patlayıcılar için sayısal çözümlerde kullanılan farklı yükseliş sürelerine sahip patlayıcı şok dalgası fonksiyonlarının basınç-zaman eğrileri.....	87
5.8 Sayısal gerilme çözümleriyle elde edilen sonuçların sunulmasında izlenen yaklaşım .....	88
5.9 Farklı yükseliş sürelerinde granit cinsi kayada ANFO tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 500 $\mu$ s sonraki durumları.....	90
5.10 Farklı yükseliş sürelerinde kumtaşı cinsi kayada ANFO tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 500 $\mu$ s sonraki durumları.....	94
5.11 10 ve 1000 $\mu$ s yükseliş sürelerinde granit cinsi kayada ANFO tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 1000 $\mu$ s sonraki durumları .....	97
5.12 10 ve 1000 $\mu$ s yükseliş sürelerinde kumtaşı cinsi kayada ANFO tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 1000 $\mu$ s sonraki durumları .....	98
5.13 Farklı yükseliş sürelerinde granit cinsi kayada emülsiyon tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 500 $\mu$ s sonraki durumları .....	99

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
5.14 Farklı yükseliş sürelerinde kumtaşı cinsi kayada emülsiyon tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından farklı süreler sonraki durumları.....	102
5.15 10 ve 1000 µs yükseliş sürelerinde granit cinsi kayada emülsiyon tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 1000 µs sonraki durumları .....	105
5.16 10 ve 1000 µs yükseliş sürelerinde kumtaşı cinsi kayada emülsiyon tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından farklı süreler sonraki durumları .....	106
5.17 Yüksek gerilmeler nedeniyle oluşan anizotropik çatlak ilerlemesi .....	107
5.18 Asal birincil gerilme bileşenlerinin tanımlanması .....	109
5.19 Çalışmada kullanılan model geometrisi ve seçilen koordinat eksenleri .....	110
5.20 Granit türü kayada anizotropik birincil gerilmelerin patlatma kaynaklı hasar bölgeleri üzerindeki etkileri ( $t=0.5$ ms, $t_r=150$ µs ve $P_b=1.6$ GPa).....	111
5.21 Kumtaşı türü kayada anizotropik birincil gerilmelerin patlatma kaynaklı hasar bölgeleri üzerindeki etkileri ( $t=0.5$ ms, $t_r=150$ µs ve $P_b=1.6$ GPa).....	112
5.22 v-h düzleminde patlatma deliğinin uzun ekseninin orta noktasından geçen bir kesit üzerinde granit ve kumtaşı cinsi kayalar için infilak başlangıcından 0.5 ms sonra elde edilen yerdeğiştirme konturları ( $t_r = 100$ µs ve $P_b= 1.6$ GPa).....	114
5.23 Tek eksenli çekme ve basınç deneylerinde oluşan tipik çekme yenilmeleri ve yerdeğiştirme vektörlerinin şematik (a.) ve Flac3D’de (b.) elastik çözümlemeyle elde edilmiş gösterimi.....	115
5.24 Serbest yüzeyin etkilerini araştırmak için kullanılan model geometrisinin şematik gösterimi .....	117
5.25 Sayısal çözümlemede kullanılan sonlu farklar ağ modelinin üç-boyutlu ve önden görünümü .....	118
5.26 Sonuçların sunulmasında izlenen yaklaşım .....	119
5.27 Granit türü kayada farklı yükleme oranlarında gözlemlenen yenilme bölgelerinin zamana bağlı değişimi ( $L= 50$ cm).....	120

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
5.28 Kumtaşı türü kayada farklı yüklenme oranlarında gözlemlenen yenilme bölgelerinin zamana bağlı değişimi (L= 50 cm).....	122
5.29 Granit türü kayada farklı yüklenme oranlarında gözlemlenen yenilme bölgelerinin zamana bağlı değişimi (L= 80 cm).....	124
5.30 Kumtaşı türü kayada farklı yüklenme oranlarında gözlemlenen yenilme bölgelerinin zamana bağlı değişimi (L= 80 cm).....	126
5.31 Sayısal çözümlenmelerle elde edilen sonuçların görgül yaklaşımlarla elde edilen sonuçların karşılaştırılması .....	130
6.1 P dalgasının bir ortam içerisinde oluşturduğu parçacık hareketi .....	136
6.2 S dalgasının bir ortam içerisinde oluşturduğu parçacık hareketi .....	137
6.3 Love ve Rayleigh dalgalarının bir ortam içerisinde oluşturduğu parçacık hareketi .....	139
6.4 Özgül şarj miktarının titreşim şiddetine olan etkisi .....	144
6.5 Gecikme aralığının maksimum yer sarsıntısına olan etkisi .....	146
6.6 USBM'in önerdiği emniyetli titreşim seviyeleri .....	155
6.7 USBM RI8507 alternatif patlatma hasar ölçütü .....	156
6.8 Alman standartları hasar ölçütü .....	157
6.9 OSMRE patlatma hasar ölçütü .....	161
6.10 USBM RI8507 (A), OSMRE (B) ve DIN 4150 (C) sarsıntı hasar ölçütleri.....	162
6.11 Silindirik ve küresel şarj geometrileri.....	164
6.12 Arazi çalışmalarının yapıldığı galeriden bir görünüm.....	168
6.13 Sarsıntı ölçümlerinde kullanılan Instantel marka MiniMate Plus™ model jeofon .....	170
6.14 Düşey ve enine jeofonun duvara monte olarak yapılan ölçümler için yer değiştirilmesi.....	172
6.15 Sarsıntı ölçer cihazın galeri yan duvarına yerleştirilmesi.....	173
6.16 Jeofonun kayaca cıvata ile sabitlenmesi .....	174
6.17 Galeri yan duvarına monte edilmiş ahşap takoz ve metal saplama .....	174
6.18 En yüksek parçacık hızının belirlenmesi .....	175
6.19 Yer sarsıntısının frekans değerinin hesaplanması.....	176
6.20 Görgül saha değiştirgelerini gösteren ölçekli mesafe maksimum parçacık hızı ilişkisi.....	181
6.21 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi.....	182

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
6.22 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi.....	182
6.23 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi.....	183
6.24 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi.....	183
6.25 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi.....	186
6.26 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi (bu çalışmada önerilen).....	187
7.1 Basitleştirilmiş şarj geometrisinin şematik gösterimi.....	199
7.2 Şarj yoğunluğunun bir işlevi olarak en yüksek parçacık hızı-mesafe eğrileri (şarj uzunluğu = 3 m, gözlem ekseni şarj kolonu orta noktası boyunca).....	201
7.3 En yüksek parçacık hızı-mesafe eğrilerine deneyimle elde edilen noktanın konumlandırılması .....	202
7.4 NIOSH-değiştirilmiş Holmberg-Persson eğrileri (Şekil 7.2'deki aynı koşullar için) .....	205
7.5 Şekil 7.4'deki en yüksek parçacık hızı-mesafe eğrilerine deneyimle elde edilen noktanın konumlandırılması .....	206
7.6 Holmberg-Persson (1978) yaklaşımına göre kaya hasar limiti aralığında kalan farklı şarj yoğunlukları için en yüksek parçacık hızı-mesafe eğrileri.....	208
7.7 Holmberg-Persson (1978) yaklaşımına göre farklı patlayıcılar için çatlak genişliği limitleri.....	209
7.8 PPV değerine göre hasar eşik değerleri .....	210
7.9 Tahmin edilen titreşim seviyesi ve belirlenen hasar arasındaki ilişki .....	212
7.10 Delik duvarından olan mesafeye bağlı olarak patlama basıncının düşüşü .....	215
7.11 Farklı deliklerden gelen sismik dalgaların jeofona ulaşma mesafelerinin şematik olarak gösterilmesi .....	218
7.12 Çalışılan sahaya özgü Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrileri .....	222
7.13 Grizutink için sahaya özgü Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrisi.....	223
7.14 Seçilen bir atım (20.05.2013) sonrası ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi.....	224
7.15 Seçilen bir atım (22.05.2013) sonrası ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi.....	224
7.16 Seçilen bir atım (28.05.2013) sonrası ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi.....	225
7.17 20.05.2013 tarihli atıma ait patlatma sonrası oluşan kazı boşluğunun ve ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi .....	226

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
7.18 22.05.2013 tarihli atıma ait patlatma sonrası oluşan kazı boşluğunun ve ufalanma bölgesi boyutunun ve belirlenmesi .....	226
7.19 28.05.2013 tarihli atıma ait patlatma sonrası oluşan kazı boşluğunun ve ufalanma bölgesi boyutunun ve belirlenmesi .....	227
7.20 Grizutin klorür için sahaya özgü Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrisi.....	228
7.21 Parçalanma başlangıcı alt ve üst sınırıyla birlikte grizutin klorürün için Holmberg– Persson tasarım eğrisi .....	230
7.22 Farklı doğrusal şarj yoğunlukları için Holmberg–Persson tasarım eğrileri ve sahaya özgü ufalanma bölgesi sınır değerleri .....	231
7.23 Iverson vd. (2008) tarafından değiştirilmiş Holmberg–Persson yaklaşımındaki ortalama yolculuk mesafesi $\bar{R}$ 'yi kullanarak elde edilen farklı tahmin eşitlikleri tasarım eğrileri .....	233
7.24 Klasik Holmberg–Persson yaklaşımı kullanarak elde edilen farklı tahmin eşitlikleri tasarım eğrileri .....	234
8.1 Tipik bir delme patlatma döngüsü .....	237
8.2 Değişik türdeki kısmı ve çok kademeli kazı yöntemleri.....	238
8.3 Farklı arazi koşullarına göre tünel kesit alanı ve delik sayısı arasındaki ilişki.....	242
8.4 Farklı arazi koşullarına göre tünel kesit alanı ve özgül şarj arasındaki ilişki .....	243
8.5 Farklı delik çaplarına göre tünel kesit alanı ve özgül şarj arasındaki ilişki .....	244
8.6 Farklı delik çaplarına göre tünel kesit alanı ve delik sayısı arasındaki ilişki (son kesme delikleri dahil değildir) .....	245
8.7 Paralel (a) ve eğimli (b) delikli orta düzenleri için delik türleri .....	246
8.8 Tünel arınındaki farklı delik türleri için gereken özgül şarj miktarları .....	246
8.9 Yük mesafesinin bükülerek boş delik içerisine doğru kırılması.....	249
8.10 Paralel orta çekmenin farklı konumları .....	250
8.11 Çeşitli türdeki aynı çapta deliklerden oluşan paralel orta çekme tasarımları .....	251
8.12 Dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme .....	252
8.13 Dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme için delik uzunluğunun boş deliğin çapına bağlı değişimi .....	253
8.14 Delinen delik uzunluğunu yüzdesi olarak ifade edilen ilerleme miktarı ve farklı boş delik çapları arasındaki ilişki.....	253

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
8.15 Dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme tasarımı da orta çekmenin ilk kısmında bir veya birden çok büyük çaplı boş delik kullanılması (ateşleme sıralarıyla birlikte).....	254
8.16 Boş delik çapı 230 mm olan altı ve sekiz patlatma delikli altıgen şeklide bir paralel orta çekmede için boşluk oranının optimize edilmesi (delik boyları aynı kabul edilmiştir) .....	255
8.17 Değişen boş delik çapına göre farklı mesafelerde patlatma sonuçları.....	256
8.18 Farklı boş delik çapları için gereken minimum şarj yoğunluğu ve maksimum delikler arası mesafe .....	257
8.19 Farklı açıklık genişlikleri için gereken minimum şarj yoğunluğu ve maksimum yük mesafesi arasındaki ilişki .....	259
8.20 38 mm patlatma deliği için dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme tasarımı (Olofsson 1988) .....	260
8.21 Yük mesafesine göre paralel orta çekme tasarımı .....	261
8.22 45 mm delik çapı için büyük delikli paralel orta çekme tasarımı, numaralar milisaniye ateşleyici aralıklarını gösterir.....	262
8.23 NTNU modelinde paralel orta çekme için gereken boş delik alanı.....	263
8.24 NTNU modelinde ilk oluşan olan açıklığın patlama deliğine dik genişliğinin bir işlevi olarak yük mesafesinin hesaplanması.....	264
8.25 45 mm patlama deliğinde gereken ANFO şarjı miktarı ve delik uzunluğu için düzeltme faktörü .....	264
8.26 64 mm patlama deliğinde gereken ANFO şarjı miktarı ve delik uzunluğu için düzeltme faktörü .....	265
8.27 Coromant (çapraz) orta çekme düzeni ve gecikme aralıkları .....	266
8.28 Fagersta orta çekme delik düzeni ve gecikme aralıkları.....	266
8.29 Değişik büyük delikli paralel orta çekme delik düzenleri .....	267
8.30 Değişik paralel orta çekme delik düzenleri.....	267
8.31 V orta çekme delik düzeni ve gecikme süreleri .....	269
8.32 Delici ekipmanın tünel arınında eğimli delik delecik şekilde konumlandırılması .....	270
8.33 Tipik bir yelpaze orta çekme dizilimi .....	271

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
8.34 Dar tünellerde yelpaze orta çekme deliklerinin delinmesi ve gecikme süreleri .....	272
8.35 Ani orta çekme deliklerinin plan görünüşleri .....	273
8.36 Çevre deliklerinin dışa eğimli olarak delinmeleri.....	276
8.37 Çevre deliklerinin yanlış ve doğru delinmesiyle oluşan aşır kazı miktarları.....	277
8.38 Ön kesme teorisi .....	279
8.39 Çevre ve komşu deliklerin kaya kütesine çevre deliklerinden daha fazla hasar vermesi durumu .....	281
8.40 Çevre ve komşu deliklerin birbirleriyle uyumlu olarak patlatılması .....	281
8.41 Tünel patlatmaları için ateşleme sırası.....	283
9.1 Grizutin klorür dinamitin genel görünümü .....	288
9.2 Bakır kovanlı grizu güvenli elektrikli kapsüller .....	289
9.3 TTK MAZ tipi martoperforatör .....	291
9.4 Deliklerin delinmesinde kullanılan sehpalı delici makine (üste) ve deliklerin sehpalı delici ile delinmesi sırasında ocaktaki vardiya işçileri (altta) .....	292
9.5 Orta çekme bölgesi alanının 1.68 m <sup>2</sup> olduğu bir delik şablonu (13 Mart atımı) .....	295
9.6 Orta çekme bölgesi alanının 1.92 m <sup>2</sup> olduğu bir delik şablonu (21 Mart atımı) .....	295
9.7 Orta çekme bölgesi alanının 1.44 m <sup>2</sup> olduğu bir delik şablonu (25 Nisan atımı).....	296
9.8 Orta çekme bölgesinin galeri tabanından başladığı bir delik şablonu (5 Nisan atımı) .....	297
9.9 Orta çekme bölgesinin galeri tabanından başladığı bir delik şablonu (11 Nisan atımı) .....	297
9.10 Delik şablonu verilmiş olan 5 Nisan atımı sonrası galeri arınının görünümü .....	298
9.11 Patlatma sonrası oluşan büyük kaya parçalarının patlatılması (patar atımı) .....	299
9.12 Atımdan yaklaşık 5 dk sonra galeri arınında gözlenen gaz ve toz bulutu (21 Mart atımı).....	301
9.13 Plastik sulu sıkılama kartuşları .....	302
9.14 Gecikme kapsüllerindeki yetersizlik nedeniyle orta çekme ve diğer yardımcı delikleri birlikte patlatıldığı bir delik şablonu (15 Mart atımı).....	303
9.15 Delik düzeni verilmiş olan 15 Mart atımı sonrası galeri arını görünümü.....	304
9.16 Patlayıcı maddeyle doldurulan deliklerin ateşleyici tarafında seri olarak bağlanması ..	305
9.17 Bir patlatma deliğinin şematik gösterimi (delik uzunluğu 1.6 m) .....	306

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
9.18 B10 kesitli galeride yapılacak patlatmalar için çift V'li delik şablonu plan görünüşü.....	308
9.19 Zayıf kumtaşında, B10 kesitte açılacak galeride delik konumları.....	309
9.20 Sağlam kumtaşında, B10 kesitte açılacak galeride delik konumları .....	310
9.21 İşletmede kullanılan normal tarama ve çevre delikleriyle birlikte Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından zayıf kumtaşı için önerilen çift V orta çekme delik düzeni .....	314
9.22 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri .....	315
9.23 Patlatma sonrası arının durumu .....	315
9.24 Çift V'li orta çekme sisteminin başka bir arında denenmesi .....	316
9.25 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri .....	317
9.26 Patlatma sonrası arının durumu .....	317
9.27 Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından sert kumtaşları için önerilen çift V'li orta çekme sistemi .....	318
9.28 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri .....	319
9.29 Patlatma sonrası arının durumu .....	319
9.30 Tavan ve taban genişletme delikleriyle birlikte çift V'li orta çekme sistemi delik şablonu .....	320
9.31 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri .....	321
9.32 Patlatma sonrası arının durumu .....	321
9.33 Galeri şekline göre yana doğru genişletilmiş çift V'li orta çekme sistemi delik Şablonu .....	322
9.34 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri .....	323
9.35 Patlatma sonrası arının durumu .....	323
9.36 Burgu boyları tamamen kullanılarak işletme için yeniden hazırlanmış 2 m ilerlemeli delik şablonu.....	324
9.37 Burgu boyları tamamen kullanılarak hazırlanan delik şablonun kesit görünüşü.....	324
9.38 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri .....	325
9.39 Patlatma sonrası arının durumu .....	325
10.1 Çözümlemelerde kullanılan problem geometrisinin şematik gösterimi (ölçeksiz) .....	332

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
10.2 Çözümlemelerde kullanılan sonlu farklar ağının delikler çevresinde yoğunlaştırılmış hali. ....	333
10.3 Boş delik çapı 76 mm için granit türü kayaçta infilak başlangıcından 500 µs sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.....	335
10.4 Boş delik çapı 102 mm için granit türü kayaçta infilak başlangıcından 500 µs sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.....	336
10.5 Boş delik çapı 152 mm için granit türü kayaçta infilak başlangıcından 500 µs sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.....	337
10.6 Boş delik çapı 203 mm için granit türü kayaçta infilak başlangıcından 500 µs sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.....	338
10.7 Boş delik çapı 76 mm için kumtaşı türü kayaçta infilak başlangıcından 500 µs sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.....	339
10.8 Boş delik çapı 102 mm için kumtaşı türü kayaçta infilak başlangıcından 500 µs sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.....	340
10.9 Boş delik çapı 152 mm için kumtaşı türü kayaçta infilak başlangıcından 500 µs sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.....	341
10.10 Boş delik çapı 203 mm için kumtaşı türü kayaçta infilak başlangıcından 500 µs sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.....	342
10.11 Boş delik çapı 76 mm için granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayaçta elde edilen maksimum yerdeğiştirme konturları (1:1). ....	343
10.12 Boş delik çapı 102 mm için granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayaçta elde edilen maksimum yerdeğiştirme konturları (1:1). ....	344
10.13 Boş delik çapı 152 mm için granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayaçta elde edilen maksimum yerdeğiştirme konturları (1:1). ....	345
10.14 Boş delik çapı 203 mm için granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayaçta elde edilen maksimum yerdeğiştirme konturları (1:1). ....	346
10.15 Boş delik çapı 76 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayaçlarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarları.....	349
10.16 Boş delik çapı 102 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayaçlarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarları.....	349

## ŞEKİLLER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
10.17 Boş delik çapı 152 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarları.....	350
10.18 Boş delik çapı 203 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarları.....	350
10.19 Farklı boş delik çapları için granit (solda) ve kumtaşı (sağda) cinsi kayalarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarlarının yarı-logaritmik ölçekte gösterimi. ....	352
10.20 Boş delik çapı 76 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerleri.....	354
10.21 Boş delik çapı 102 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerleri.....	354
10.22 Boş delik çapı 152 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerleri.....	355
10.23 Boş delik çapı 203 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerleri.....	355
10.24 Farklı boş delik çapları için granit (solda) ve kumtaşı (sağda) cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerlerinin yarı-logaritmik ölçekte gösterimi.....	356
10.25 Granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayalarda model duvarında ölçülen en yüksek parçacık hızı değerlerinin farklı kombinasyonlar için gösterimi.....	357
A.1 Değişik deneyler için hazırlanmış karot örneklerinden bir görünümü .....	395
A.2 Tek eksenli basınç dayanımı yük-deformasyon eğrisi.....	397
A.3 Tek eksenli basınç dayanımının belirlenmesinde kullanılan deney düzeneği (A) ve deney sonrasında oluşan yenilmiş kaya örnekleri (B) .....	398
A.4 Dolaylı çekme dayanımı yük-deformasyon eğrisi .....	399
A.5 Dolaylı çekme dayanımının belirlenmesinde kullanılan deney düzeneği (A) ve deney sonrasında oluşan yenilmiş kaya örnekleri (B) .....	400
A.6 Statik elastik sabitlerin belirlenmesinde kullanılan deney düzeneği. ....	402
A.7 Eksenel gerilme-eksenel ve çapsal birim deformasyon eğrisi .....	403

## ÇİZELGELER DİZİNİ

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
2.1	Çözümlemelerde kullanılan patlayıcı özellikleri ve hesaplanan delik basınçları.....13
2.2	Kullanılmakta olan patlayıcı şok dalgası (basınç) fonksiyonları.....16
4.1	Patlama teorileri ve bu teorilere ait parçalanma mekanizmaları.....56
5.1	Çalışmalarda kullanılan kaya malzemelerinin tipik sayılabilecek statik mekanik özellikleri .....75
5.2	Kaya malzemesinin dinamik mekanik özellikleri.....77
5.3	GSI değeri 85 olan kaya kütesinin dinamik mekanik özellikleri.....77
5.4	Sayısal çözümlemelerde kullanılan şok dalgası fonksiyonlarının özellikleri .....86
5.5	Asal gerilme bileşenleri için atanan gerilme katsayıları .....110
6.1	Hava soku seviyelerinin çevresel etkileri değerleri .....133
6.2	Yapılaşma durumuna göre yer değiştirme sınır değerleri.....148
6.3	Patlama sonucu oluşan yer sarsıntılarının genel değerleri.....150
6.4	Parçacık hızı hasar düzeyleri .....152
6.5	Yapıların altındaki malzeme türüne göre parçacık hızı hasar düzeyleri.....153
6.6	Parçacık hızı hasar düzeyleri .....153
6.7	Parçacık hızına bağlı hasar değerlendirmesi .....154
6.8	Alman standartlarına göre yapı tipi, hız-frekans ilişkisi.....157
6.9	Fransız standartlarına göre yapı tipi, hız-frekans ilişkisi.....157
6.10	Patlatma noktasından olan uzaklığa bağlı olarak izin verilen en büyük parçacık hızı ve ölçekli mesafe sınır değerleri .....159
6.11	Ülkemizde patlatma kaynaklı titreşimlerin izin verilen en yüksek değerleri .....162
6.12	Arazi çalışmalarının yapıldığı kaya biriminin mekanik ve fiziksel özellikleri.....169
6.13	Delme patlatma çalışmalarında kullanılan grizu güvenli dinamitin teknik özellikleri .....169
6.14	Instantel marka MiniMate Plus™ model sismografin genel teknik özellikleri .....171
6.15	Arazi çalışmalarında yapılan yer sarsıntı ölçümlerine ait sonuçlar .....177
6.16	PPV tahmini için literatürde önerilen yaklaşımlar.....179

## ÇİZELGELER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
6.17 Göz önünde bulundurulan 1.Grup tahmin yöntemleri için t-testi sonuçları .....	184
6.18 Göz önünde bulundurulan 1.Grup tahmin yöntemleri için F-testi sonuçları .....	185
6.19 Bu çalışmadan önerilen tahmin yöntemi için t-testi sonuçları.....	186
6.20 Bu çalışmadan önerilen tahmin yöntemi için F-testi sonuçları.....	187
6.21 Göz önünde bulundurulan 2.Grup tahmin yöntemleri için t-testi sonuçları .....	190
6.22 Göz önünde bulundurulan 2.Grup tahmin yöntemleri için F-testi sonuçları .....	191
6.23 Bu çalışmada önerilen çoklu regresyon modelleri.....	192
6.24 Bu çalışmadan önerilen tahmin yöntemleri için t-testi sonuçları .....	192
6.25 Bu çalışmadan önerilen tahmin yöntemleri için F-testi sonuçları .....	193
6.26 Göz önünde bulundurulan 1.Grup PPV tahmin eşitlikleri sonuçları ve belirleme katsayıları.....	194
6.27 Göz önünde bulundurulan 2.Grup PPV tahmin eşitlikleri sonuçları ve belirleme katsayıları.....	195
7.1 PPV-Hasar ilişkisi.....	207
7.2 Tüneller için PPV-Hasar ilişkisi .....	207
7.3 En yüksek parçacık hızının sağlam kayaçtaki tipik etkileri.....	211
7.4 Değiştirilmiş Holmberg–Persson modeli için t-testi sonuçları .....	218
7.5 Değiştirilmiş Holmberg–Persson modeli için F-testi sonuçları .....	219
7.6 Farklı araştırmacıların elde ettikleri Holmberg–Persson yaklaşımı katsayıları.....	220
7.7 Delme patlatma çalışmalarında kullanılan grizu güvenli dinamitin ayrıntılı teknik özellikleri .....	220
8.1 Tünel kesit alınma bağlı olarak arındaki delik sayıları .....	242
8.2 Tarama deliklerinin hesabı.....	275
8.3 Çevre deliklerinin hesabı .....	277
9.1 MKEK dinamitleri teknik değerleri (Barutsan ürün kataloğu).....	287
9.2 Bakır kovalı elektrikli kapsüllerin özellikleri .....	289
9.3 MAZ tipi martoperforatörlerin bazı teknik özellikleri.....	291
9.4 Zayıf kumtaşında B10 kesitli galeride V orta çekmeli patlama özeti.....	311
9.5 Sağlam kumtaşında B10 kesitli galeride V orta çekmeli patlama özeti .....	312
10.1 Patlatma etkinliği açısından granit ve kumtaşı türü kayaç için merkezlar arası mesafe ve boş delik arasındaki ilişki. ....	358

## ÇİZELGELER DİZİNİ (devam ediyor)

<u>No</u>	<u>Sayfa</u>
A.1 Kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı için önerilen sınıflandırma.....	397
A.2 Arazi çalışmalarının yapıldığı kaya biriminin mekanik ve fiziksel özellikleri .....	403



## EK AÇIKLAMALAR DİZİNİ

	<u>Sayfa</u>
EK A Kaya Mekaniği Laboratuvar Deneyleri.....	393



## SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ

- A : Malzeme sabiti
- a : Boş delik ve patlama deliği merkezleri arasındaki mesafe (m)
- $a$  : t-testi değerlerine karşılık gelen anlamlılık düzeyi
- $a_0$  : Özgün delik yarıçapı
- $a_1$  : JWL durum denklemi sabiti
- $a_2$  : JWL durum denklemi sabiti
- $a_3$  : JWL durum denklemi sabiti
- $A_c$  : Karot kesit alanı ( $\text{mm}^2$ )
- $A_T$  : Tünel kesit alanı ( $\text{m}^2$ )
- B : Yük mesafesi (m)
- b : Delikteki sıkışma faktörü
- $B_d$  : Dilim kalınlığı (m)
- $B_n$  : Delikler arası maksimum yük mesafesi (m)
- C : Boyuna elastik dalga (ses) hızı (m/s)
- c : Kaya sabiti
- $c_e$  : Patlayıcı ile doldurulmuş delik yüzdesi
- $c_i$  : Kaya malzemesinin kohezyonu (Pa)
- $c_m$  : Kaya kütesinin kohezyonu (Pa)
- $(c_m)_{\text{dyn}}$  : Kaya kütesinin dinamik kohezyonu (Pa)
- $C_p$  : P (basınç) dalgası yayılma hızı (m/s)
- $C_R$  : Rayleigh dalgası yayılma hızı (m/s)
- $C_s$  : S (kesme) dalgası yayılma hızı (m/s)
- $c_s$  : Çalışılan kesit şekline bağlı bir katsayı
- D : Patlatma hasarı ve gerilme rahatlaması etkisini hesaba katan bir faktör
- $D_0$  : Boş delik çapı (m)
- $d_c$  : Kartuş çapı (m)

## SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam ediyor)

- $d_h$  : Patlatma deliği çapı (m)
- $D_n$  : Mevcut delici ucun açabildiği boş deliklerin çapı (m)
- $E$  : Deliklerin aralık mesafe (m)
- $E_d$  : Delik sapması hata payı (m)
- $E_i$  : Kaya malzemesinin deformasyon (statik) modülü (Pa)
- $(E_i)_{dyn}$  : Kaya malzemesinin dinamik deformasyon modülü (Pa)
- $E_{rm}$  : Kaya kütlelerinin deformasyon (statik) modülü (Pa)
- $(E_{rm})_{dyn}$  : Kaya kütlelerinin dinamik deformasyon modülü (Pa)
- $e^{aR}$  : Elastik olmayan seyrelme faktörü
- $e^{a(R/W)}$  : Elastik olmayan sönme faktörü
- $F$  : Kuvvet (N)
- $f$  : Birleşen deliklerdeki iç açılış değerine göre yük aralığı düzeltme katsayısı
- $f$  : Titreşim sıklığı (dönü/s veya Hz)
- $f_{cd}$  : Betonun dinamik tek eksenli basınç dayanımı (Pa)
- $f_{cs}$  : Betonun statik tek eksenli basınç dayanımı (Pa)
- $f_{ts}$  : Betonun statik tek eksenli çekme dayanımı (Pa)
- $f_{td}$  : Betonun dinamik tek eksenli çekme dayanımı (Pa)
- $G$  : Kesme (rijitlik) modülü (Pa)
- $g$  : İvme ( $m/s^2$ )
- $H$  : Delik uzunluğu (m)
- $h$  : Derinlik (m)
- $H_b$  : Basamak yüksekliği (m)
- $h_d$  : Dip şarj uzunluğu (m)
- $h_k$  : Kolon şarj uzunluğu (m)
- $h_s$  : Sıkılama uzunluğu (m)
- $K'$  : Bulk (sıkıştırılmazlık) modülü (Pa)
- $K$  : Kaya yapısına bağlı arazi veya malzeme sabiti
- $K_r$  : Kaya katılığı (Pa)
- $L$  : Şarj boyu (m)
- $l$  : Kaya örneğinin uygulanan yük altındaki boyu (m)
- $l_0$  : Kaya örneğinin ilk boyu (m)
- $L_ç$  : Çalışma uzunluğu (m)

## SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam ediyor)

- $L_p$  : Aksenal (boyuna) düzlemdeki parçacık hızı (m/s)
- $m$  : Homojenlik derecesini gösteren bir sabit
- $m_b$  : Hoek-Brown yenilme ölçütü sabiti
- $N$  : Bir tünelde açılması gereken delik sayısı
- $n$  : Kayacın yapısal ve elastik özelliklerine bağlı deneysel sabit
- $N_b$  : Orta çekme ve tarama delikleri toplamı
- $N_p$  : Çevre delikleri sayısı
- $P$  : Basınç (Pa)
- $P_b$  : Delik duvarına etki eden delik basınç (Pa)
- $P'_b$  : Delik doldurma oranına bağlı delik basıncı (Pa)
- $P_d$  : İnfilak basıncı (Pa)
- $P_e$  : Patlama basıncı (Pa)
- $P_{eq}$  : Ufalanma bölgesindeki basınç (Pa)
- $P_h$  : Yatay birincil gerilme (Pa)
- $PPV$  : Yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızı (peak partical velocity) (m/s)
- $PPV_c$  : Ufalanma bölgesi sonundaki en yüksek parçacık hızı (m/s)
- $PPV_{max}$  : İzin verilebilir en yüksek PPV değeri (m/s)
- $PPV_k$  : Kritik (eşik) en yüksek parçacık hızı (m/s)
- $P_t$  : Delik basıncının zaman bağlı değişimi (Pa)
- $P_v$  : Düşey birincil gerilme (Pa)
- $PVS$  : Bileşke parçacık hızı (peak vector sum) (mm/s)
- $P_z$  : Aksenal birincil gerilme (Pa)
- $Q$  : Patlayıcının patlama ısısidir (kJ/kg)
- $q$  : Doğrusal şarj yoğunluğu (kg/m)
- $q_A$  : ANFO'ya göre eşdeğer delik doldurma yoğunluğu (kg/m)
- $q_0$  : Çevre deliklerindeki patlayıcı tüketimi (kg)
- $q_d$  : Dip şarj yoğunluğu (kg/m)
- $Q_{ef}$  : Patlayıcı maddenin efektif enerjisi (Nmm/g)
- $q_k$  : Kolon şarj yoğunluğu (kg/m)
- $R$  : Patlama noktasından olan uzaklık (m)
- $\bar{R}$  : Gözlem konumunda ortalama hareket mesafesi (m)
- $r_0$  : Patlatma deliğinin yarıçapı (m)

## SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam ediyor)

$R_1$	: JWL durum denklemi sabit
$R_2$	: JWL durum denklemi sabiti
$R^2$	: Belirleme katsayısı
$r_c$	: Ufalanma bölgesinin yarıçapı (m)
$r_{cu}$	: Kavrama oranı
$R_d$	: Patlatma hasar bölgesinin yarıçapı (m)
$r_{cr}$	: Çatlak bölgesinin yarıçapı (m)
$S$	: Patlayıcı maddenin göreceli kuvveti
$s$	: Hoek-Brown yenilme ölçütü sabiti
$S_{ANFO}$	: Patlayıcı maddenin ANFO'ya göre kuvveti
$S_d$	: Delikler arası mesafe (m)
$S_f$	: Katılık faktörüdür.
$T$	: Titreşim periyodu ( $\mu s/d\ddot{o}ng\ddot{u}$ )
$t$	: Zaman (s)
$t$	: Kalınlık (mm)
$t_e$	: Etkili gecikme aralığı (s)
$t_n$	: Standart gecikme aralığı (s)
$T_p$	: Enine (transverse) düzlemdeki parçacık hızı (m/s)
$t_r$	: En yüksek basınca yükseliş süresi (rise time)
$V$	: Hacim ( $m^3$ )
$v$	: Parçacık hızı (m/s)
$V_d$	: İnfilak hızı (m/s)
$V_p$	: Düşey düzlemdeki parçacık hızı (m/s)
$W$	: Gecikme başına maksimum şarj miktarı (kg)
$W_b$	: Boşluk genişliği (m)
$W_T$	: Toplam patlayıcı tüketimidir ( $kg/m^3$ ).
$W_n$	: Orta çekme kısımlarının kenar uzunluğu (m)
$z_i$	: Patlayıcı kolonunun başlangıç konumu
$z_f$	: Patlayıcı kolonunun bitiş konumu
$\alpha$	: Kayacın yapısal ve elastik özelliklerine bağlı deneysel sabit
$\alpha_e$	: Delme esnasında maksimum sapma (m/m)
$\alpha_v$	: V orta çekme tepe açısı ( $^{\circ}$ )

## SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam ediyor)

- $\beta$  : Sönümlenme faktörü (1/s)
- $\beta$  : Arazi yapısına bağlı görgül bir sabit.
- $\beta_e$  : Delik ağzı yeri maksimum sapmasıdır (m)
- $\gamma$  : Özgül ısı oranı
- $\gamma_w$  : Birim ağırlığı (kN/m<sup>3</sup>)
- $\Delta l$  : Dinamik modelde oluşturulacak en büyük eleman boyutu (m)
- $\varepsilon$  : Birim deformasyon (Gerinim)
- $\varepsilon_x$  : x-doğrultusundaki birim deformasyon bileşeni
- $\varepsilon_y$  : y-doğrultusundaki birim deformasyon bileşeni
- $\varepsilon_z$  : z-doğrultusundaki birim deformasyon bileşeni
- $\acute{\varepsilon}$  : Gerinim oranı veya birim deformasyon oranı (1/S)
- $\varepsilon_p$  : En yüksek birim deformasyon
- $\theta$  : Basınç azaltma faktörü
- $\lambda$  : Patlayıcının (genişleyen gazların) adyabatik genişleme sabiti
- $\lambda'$  : En yüksek frekansla ilintili dalga boyudur
- $v$  : Deformasyon hızı (m/s).
- $\rho_e$  : Patlayıcı madde yoğunluğu (kg/m<sup>3</sup>)
- $\rho_r$  : Kaya malzemesinin yoğunluğu (kg/m<sup>3</sup>)
- $\sigma$  : Gerilme
- $\sigma_x$  : x-doğrultusundaki gerilme
- $\sigma_1$  : En büyük asal etkin gerilme (Pa)
- $(\sigma_1)_{dyn}$  : En büyük dinamik asal gerilme (Pa)
- $\sigma_3$  : En küçük asal etkin gerilme (Pa)
- $(\sigma_3)_{dyn}$  : En küçük dinamik asal gerilme (Pa)
- $\sigma_{ci}$  : Kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı (Pa)
- $(\sigma_{ci})_{dyn}$  : Kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımı (Pa)
- $\sigma_{cm}$  : Kaya kütesinin tek eksenli basınç dayanımı (Pa)
- $(\sigma_{cm})_{dyn}$  : Kaya kütesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımı (Pa)
- $\sigma'_c$  : Statik yükleme hızı (m/s)
- $\sigma'_{cd}$  : Dinamik yükleme hızı (m/s)
- $\sigma_r$  : Radyal normal gerilme bileşeni (Pa)
- $\sigma_{tB}$  : Kaya malzemesinin dolaylı çekme dayanımı (Pa)

## SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam ediyor)

- $\sigma_{ti}$  : Kaya malzemesinin tek eksenli çekme dayanımı (Pa)  
 $(\sigma_{ti})_{dyn}$  : Kaya malzemesinin dinamik tek eksenli çekme dayanımı (Pa)  
 $\sigma_{tm}$  : Kaya kütlelerinin tek eksenli çekme dayanımı (Pa)  
 $(\sigma_{tm})_{dyn}$  : Kaya kütlelerinin dinamik tek eksenli çekme dayanımı (Pa)  
 $\sigma_{\theta}$  : Teğetsel normal gerilme bileşeni (Pa)  
 $\zeta$  : Süreksizlik sıklığı (1/m)  
 $\nu$  : Poisson oranı  
 $\nu_{dyn}$  : Dinamik Poisson oranı  
 $\varphi_i$  : Kaya malzemesinin içsel sürtünme açısı ( $^{\circ}$ )  
 $(\varphi_m)_{dyn}$  : Kaya kütlelerinin dinamik içsel sürtünme açısı ( $^{\circ}$ )  
 $\phi$  : Ateşlenen delikler ve ölçüm cihazının pozisyonu arasındaki açı ( $^{\circ}$ )  
 $\omega$  : Açısız hız (rad/s)  
 $\omega_j$  : JWL durum denklemi sabiti  
 $\alpha$  : Hoek-Brown yenilme ölçütü sabiti  
 $\emptyset$  : Çap (m)

## KISALTMALAR

- ABD : Amerika Birleşik Devletleri  
ANFO : Amonyum Nitrat Fuel Oil  
AS : Avustralya Standartları (Australian Standards)  
BKW : Becker-Kistiakowsky-Wilson durum denklemi  
CEB : Avrupa-Uluslararası Beton Kurulu (Comite Euro-International du Beton)  
DIF : Dinamik Artış Faktörü (Dynamic Increase Factor)  
DIN : Alman Enstitü Normu (Deutsches Institut für Normung)  
EoS : Hal Denklemi (Equation of State)  
ER : Enerji oranı  
GSI : Jeolojik Dayanım İndeksi (Geological Strength Index)  
ISEE : Uluslararası Patlatma Mühendisleri Derneği (International Society of Explosives Engineers)  
ISI : Hindistan Standartları Enstitüsü (Indian Standard Institute)

## SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam ediyor)

- ISRM : Uluslar Arası Kaya Mekaniği Derneği (International Society of Rock Mechanics)
- ITZ : Yüzeyle Arası İşlem Bölgesi (Interfacial Transaction Zone)
- JCZ : Jacobs-Cowperthwaite-Zwisler durum denklemi
- JWL : Jones-Wilkins-Lee durum denklemi
- MAZ : Merkez Atölyesi Zonguldak
- MKEK : Makine ve Kimya Endüstrisi Kurumu
- MSHA : ABD, Madencilik İş Güvenliği İdaresi (Mine Safety & Health Administration)
- OSMRE: Açık Ocak Madenciliği Reklamasyon ve Uygulama Ofisi (Office of Surface Mining Reclamation and Enforcement)
- PSSK : Plastik Sulu Sıkılama Kartuşu
- SD : Ölçekli Mesafe (Scaled Distance)
- SHPB : Ayrık Hopkinson Basınç Barı (Split Hopkinson Pressure Bar)
- TTK : Türkiye Taşkömürü Kurumu
- US : Birleşik Devletler (United States)
- USBM : Birleşik Devletler Madencilik Bürosu (United States Bureau of Mines)
- VoD : İnfilak Hızı (Velocity of Detonation)
- WCA : Weeks-Chandler-Andersob durum denklemi
- ZC : Sıfırı-Kesen (Zero-Crossing)



## BÖLÜM 1

### GİRİŞ

#### 1.1 KONUNUN ÖNEMİ

Genel olarak tünel veya galeri açılma işlemleri tünelcilik olarak adlandırılmaktadır. Tünelcilik, madencilik ve inşaat sektörlerinde başvurulan başlıca uygulamalardan birisidir. Delme-patlatma yöntemi; mekanik kazıya göre daha esnek oluşu nedeniyle, düşük ilk yatırım maliyeti ve çok değişik arazi şartlarında başarıyla uygulanabilirliği nedeniyle, tünelcilik çalışmalarında kullanılan en yaygın kazı yöntemlerinden birisidir. Günümüzde birçok ulaşım tüneli projesinde tünel açma makineleri kullanılmasına rağmen, çoğu yeraltı kaya kazısında delme-patlatma teknikleri hala yaygın olarak kullanılmaktadır.

Tünel patlamaları ile açık ocak madencilik çalışmalarındaki basamak patlatmaları arasındaki ana farklılık, tünel patlatmaları tek bir serbest yüzeye doğru yapılırken basamak patlatmalarının iki veya daha çok serbest yüzeye doğru yapılmasıdır. Bu nedenle, tünel patlatmalarında çevre kaya daha fazla zorlanır ve kayanın yüzeyden ayrılabilmesi ve parçalanabileceği ikinci bir serbest yüzey oluşturulması zorunluluğu vardır. Başarılı bir patlatma tasarımının birinci ve en önemli görevi bu ikincil serbest yüzeyi oluşturmaktır. Bunu başarmak için ise orta çekme olarak adlandırılan delikler delinir. Orta çekme terimi, tünel arınında açılmış olan ve ilk olarak ateşlenen bir grup patlatma deliğini ifade etmektedir. Orta çekmenin amacı tünel arınında geri kalan deliklerin rahatça genişleyebileceği ikincil bir boşluk oluşturmak ve geri kalan kayayı bu açıklığa doğru patlatmaktır. Doğru bir patlatma tasarımı ilk öncelikle orta çekme delikleri ile başlamaktadır. Çünkü bir serbest yüzey yoksa ya da oluşturulamamışsa kayaç yerini terk edemeyerek kilitlenecek, donacak veya boğulacaktır.

Patlatma tasarımının son aşaması ise istenilen tünel kesit alanı çevresinde aşırı sökülme meydana vermeden patlatmayı gerçekleştirmektir. Delme-patlatma yöntemiyle açılan bir

yeraltı açıklığında meydana gelen patlatma kaynaklı hasar bölgesinin tahmini, uzun dönem duraylılık çalışmaları açısından oldukça önem taşımaktadır. Son 50 yıldır patlayıcı madde ile kaya parçalanma mekanizmasını tanımlamak için sayısız deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Şimdiye kadar yapılan çalışmalarda, patlatma yükünün gerilme dalgası ve gaz basıncı oluşturduğu üzerinde genel bir uzlaşmaya varılmış olmasına rağmen, önerilen parçalanma teorileri arasında bir birleşme yoktur. Ortaya atılan görüş ayrılıklarına, kaya kütesinin heterojen doğasının yanı sıra aynı zamanda patlatma şok dalgalarının oldukça kısa zamanlı olmasından ve çatlak ilerlemesinin çok hızlı bir şekilde gelişmesinden kaynaklanan deneysel çalışmalarla ilgili gözlem zorlukları da neden olabilmektedir. Diğer yandan, tam veya ölçekli model deneylerle kaya patlatmasının çözümlemesi çok pahalı ve oldukça zahmetlidir. Deneysel çalışmalarda gözlemlenen bu zorluklara karşın sayısal gerilme çözümlemeleri yöntemlerinde hızlı bir ilerleme kaydedilmiştir ve güçlü bilgisayar sistemlerinin kolay ulaşılabilirliği, sayısal gerilme çözümlemelerini dinamik kaya parçalanma mekanizması üzerinde çalışmak için şimdilerde en çok kullanılan araç haline getirmiştir.

Madencilikte yer sarsıntısı, kayaçların patlatılmasından kaynaklanan sismik yer hareketleri olarak tanımlanabilir. Yüksek yer sarsıntısı seviyeleri yeni çatlaklar başlatarak veya var olan çatlakları genişletip ilerleterek katı kaya kütlelerine hasar verebilirler. Yer sarsıntısı, bu bağlamda, kaya kütesindeki gerilme veya gerinim göstergesi olarak düşünülebilir. Patlama deliğinden kısmen uzak mesafelerde yer sarsıntılarının oluşturduğu ikincil birim deformasyonların seviyesi kaya kütesinde çatlama neden olamayacak kadar düşüktür. Diğer yandan, patlama deliğinin çok yakınında, sarsıntı seviyeleri çatlakları yeteri derecede artıracaktır. Patlatma sonucu kaya kütesinde meydana gelecek hasar, patlama sırasında oluşan yer sarsıntısının kaya kütlelerine göre değişiklik gösterebilen kritik bir en yüksek parçacık hızı (PPV: peak particle velocity) değeriyle ilgilidir. Aynı kayaçta, aynı tür ve aynı miktardaki patlayıcı madde ile yapılan bir patlatmada, aynı mesafede en fazla PPV oluşturan patlatma şablonu en yüksek birim deformasyonu oluşturacağı için, en iyi parçalanmayı sağlayacağı düşünülebilir. Buradan yola çıkarak, patlatma deliğine yakın bölgede meydana gelen PPV ölçümlerini kullanarak kaya içerisindeki patlayıcı performansları karşılaştırılabilir. Bununla birlikte, önceden belirlenen bir patlatma şablonu için (aynı aralık ve yük mesafeleri için), aynı kaya tipinde, farklı patlayıcılardan eşit miktarlarla yapılan patlatmalarla, patlayıcı şarjından sabit bir mesafede ölçülmüş sarsıntı değerleri en yüksek delik birim deformasyonunu oluşturan patlayıcı maddeyi tanımlamak için kullanılabilir. Bu nedenle en yüksek parçacık hızının ölçülen

en yüksek değeri, en uygun patlayıcı seçimine olanak sağlayarak en iyi parçalama potansiyelinin bir göstergesi olarak da kullanılabilir.

Etkin bir patlatma ile hem patlatma veriminde, hem de yükleme ve nakliye gibi diğer madencilik işlemlerinde daha faydalı sonuçlar elde edilebilmektedir. Ayrıca, patlatmanın çevreye olan olumsuz etkileri de en düşük değerlere çekilebilecektir.

## 1.2 TEZİN AMACI

Bu tez çalışmasının amacını iki ana bölümde incelemek mümkündür. İlk bölüm, seçilen bir sayısal çözümleme yöntemiyle yapılan patlatma hasarı değerlendirmesinden oluşmaktadır. Bu bölümde, üç-boyutlu sonlu farklar programı (FLAC3D) kullanılarak yapılan dinamik sayısal çözümlerinde, aşırı karmaşık olmayan basit sayılabilecek bir patlatma hasarı değerlendirmesiyle, silindirik bir patlatma deliğinin başarılı bir şekilde sayısal olarak modellenmesi amaçlanmaktadır. Bu teorik çalışmada önerilen yaklaşımla, bir patlatma deliği çevresindeki hasar bölgesi çapı önceden kestirilebilecek ve gelecek çalışmalarda orta çekme düzenlerinin sayısal olarak modellenmesi mümkün olacaktır.

Tez çalışmasının ikinci bölümü ise arazi çalışmalarından oluşmaktadır. Bu çalışmalardaki amaçları sıralamak gerekirse;

1. Delme patlatma yöntemi kullanılarak açılan bir yeraltı galerisinde, patlatma işlemleri sonrası oluşan yer sarsıntısı değerlerini ölçmek ve çalışma yapılan bölgeye özgü saha sabitlerini birçok değişik yaklaşım göz önünde bulundurarak belirlemek,
2. Sarsıntı değerlerinin en yüksek parçacık hızı, doğrusal şarj yoğunluğu ve ölçüm noktası arasındaki mesafe ve gözlenen hasar boyutunu arasındaki ilişkiyi kullanarak kaya parçalanması için en yüksek parçacık hızı sınır değerini belirlemek,
3. Seçilen bir yeraltı galerisinde yapılan delme patlatma çalışmaları incelenerek kullanılan orta çekme türü ve etkinliğini irdelemek,

şeklindedir. Bulunacak bu saha sabitleri ve kritik en yüksek parçacık hızı değerleri daha sonradan kabul edilebilir çevresel hasar veren patlayıcı-delik kombinasyonlarını belirlemek için kullanılabilir. Bulunacak bu saha sabitleri ve kritik en yüksek parçacık hızı değerleri daha sonradan kabul edilebilir çevresel hasar veren patlayıcı-delik kombinasyonlarını belirlemek için kullanılabilir.

### 1.3 TEZİN KAPSAMI

“Galerilerde patlatma ile parçalanma mekanizmasının sayısal yöntemle modellenmesi ve arazi uygulamalarıyla irdelenmesi” başlıklı bu tez çalışması on bir ayrı bölümde sunulmuştur:

İlk bölümde; tez konusunun önemi, tez çalışmasının amacı ve kapsamı açıklanmıştır.

İkinci bölümde; silindirik bir patlatma deliği iç yüzeyine etki eden patlatma basıncının hesaplanmasına yönelik görgül bağıntılar ve yapılan bazı kabuller açıklanmıştır. Aynı zamanda, patlatma deliği cidarına etki eden gerçek dinamik basınç zamana bağlı olarak değiştiği için, hesaplanan bu delik basıncının zamana bağlı değişimini tanımlamak için kullanılan bağıntı açıklanmıştır.

Patlatma gibi dinamik yüklere maruz kaya yapılarının bu yükler karşısındaki tepkisini kestirebilmek için, kaya malzemesinin dinamik mekanik özelliklerin belirlenmesi oldukça önem taşımaktadır. Üçüncü bölümde; yüksek gerinim yani başka bir ifade ile birim deformasyon hızları esas alınarak yapılan yüklemelerde kaya malzemesinin dayanımının nasıl değişeceği ayrıntılı bir şekilde açıklanmıştır. Bu bağlamda, geniş bir literatür taraması yapılmış ve değişik araştırmacıların yaptıkları çalışmalar incelenerek, yüksek gerinim hızlarında, kaya malzemesinin tek eksenli dinamik basınç dayanımının kestirimi için basit bir görgül eşitlik önerilmiştir.

Dördüncü bölümde; patlayıcı ile kaya parçalanma mekanizmaları geniş ve ayrıntılı bir şekilde açıklanmış ve patlatma deliği çevresinde oluşan hasar bölgelerinin hesaplanmasına yönelik literatürde önerilen bağıntılar özetlenmiştir. Bu eşitlikler, daha sonraki bölümlerde anlatılan ve olan sayısal çözümlerden elde edilen hasar bölgeleriyle karşılaştırma yapmak için kullanılmıştır.

Beşinci bölümde; bu tez çalışmasının ana hatlarından birisini oluşturan dinamik sayısal çözümlere yer verilmiştir. Bu kapsamda, sayısal çözümlerde izlenen yaklaşım detaylı

olarak açıklanmış ve yapılan sayısal çözümlerlerin doğru sonuçlar verip vermediğini kontrol etmek için patlatmanın üzerindeki etkileri iyi bilinen birkaç olgu sayısal olarak incelenmiştir. Bu olgular; yükleme hızının patlatma üzerindeki etkileri, önceden var olan arazi gerilmelerinin patlatma üzerindeki etkileri ve serbest yüzeyin patlatma üzerindeki etkileri olarak belirlenmiştir. Bu bölümde son olarak, dördüncü bölümde anlatılan görgül bağıntılarla elde edilen hasar bölgelerinin karşılaştırmasına yer verilmiştir. Sonuç olarak, bu bölümde gerçekleştirilen üç-boyutlu dinamik çözümler ve bu çözümlerinin sonuçlarıyla ilgili karşılaştırmalar değerlendirilmiştir. Bundan sonra gerçekleştirilecek orta çekme düzenlerin sayısal olarak modelleme çalışmalarının burada önerilen yaklaşımla daha gerçekçi sonuçlar vereceği öngörüsünde bulunulmuştur.

Altıncı bölümde; öncelikle patlatma kaynaklı yer sarsıntıları ve bu sarsıntıların özellikleri ayrıntılı olarak anlatılmış ve daha sonra literatürde yer alan yer sarsıntılarının yol açtığı hasar ölçütleri tarihsel sıralama göz önüne alınarak verilmiştir. Daha sonra, literatürde verilen yer sarsıntısı seviyelerinin tahmininde kullanılan yaklaşımlar özetlenmiş ve bu yaklaşımlara göre arazide yapılan çalışmalara dayalı olarak istatistiksel çözümler yapılmıştır. Bu tez çalışması kapsamında, yer sarsıntısının tahminine yönelik yeni regresyon modelleri önerilmiş ve başarılı bir şekilde denenmiştir.

Yedinci bölümde; günümüzde çevresel patlatma tekniği olarak yaygın olarak kullanılan Holmberg-Persson yaklaşımı detaylı olarak irdelenmiş; patlatma hasarının belirlenmesi, en yüksek parçacık hızı hasar ilişkisi ve kritik en yüksek parçacık hızının belirlenmesi konuları ayrıntılı olarak tartışılmıştır. Bu bölümün sonunda, değiştirilmiş Holmberg-Persson yaklaşımına göre patlatma tasarımının oluşturulmasına yönelik çalışmalar anlatılmış ve arazide ölçülen ufalanma bölgesi boyutuyla ilişkili olarak kritik en yüksek parçacık hızının belirlenmesine yönelik çalışmalara yer verilmiştir. Sonuç olarak, bu bölümde, uygulama yapılan saha için sınır PPV değeri belirlenmiş ve uygulama yapılan sahaya özgü Holmberg-Persson tasarım eğrileri çıkartılmıştır.

Sekizinci bölümde, delme patlatma ile tünel kazısı ayrıntılı olarak açıklanmış ve tez konusunu oluşturan orta çekme türleri hakkında geniş bir literatür taraması yapılmıştır. Bu bölümde verilen yaklaşımlar sonradan arazide yapılan çalışma sonuçlarının irdelenmesinde kullanılmıştır.

“Arazi uygulamalarıyla galerilerde patlatma ile parçalanma mekanizmasının irdelenmesi” başlıklı dokuzuncu bölümde; öncelikle grizulu ve kömür tozlu ocaklarla ilgili yasal mevzuat ve grizu güvenli patlayıcı maddeler ve ateşleme sistemleri hakkında kısa bir bilgi verildikten sonra TTK Üzülmez Müessesesi’ndeki mevcut uygulama gözlem sonuçlarının değerlendirilmesi sunulmuştur. Daha sonra, işletmede gerçekleştirilen V-orta çekme patlatma tasarımı denemeleri ve elde edilen sonuçlar ayrıntılı olarak irdelenmiştir.

“Sayısal çözümleme yöntemiyle paralel orta çekme düzeninin irdelenmesi” başlıklı onuncu bölümde ise, paralel orta çekme düzeni için literatürde önerilen geometrik dizilimler, daha önce Bölüm 5’de detaylı olarak açıklanmış olan sayısal çözümleme mantığı kullanılarak irdelenmiş ve sayısal modelleme çalışmalarından elde edilen sonuçlar detaylı olarak tartışılmıştır.

Tez çalışmasının sonuç ve önerilerinden oluşan son bölümde ise; bu tez çalışması kapsamında elde edilen bulgular ve sonuçlar özetlenmiş ve konuyla ilgili önerilere yer verilmiştir.

## BÖLÜM 2

### SİLİNDİRİK BİR DELİK İÇERİSİNE ETKİYEN PATLATMA BASINCININ HESAPLANMASI

Bir patlayıcı madde reaksiyona girdiği zaman iki farklı enerji açığa çıkmaktadır. Bunlardan birincisi şok enerjisi, ikincisi ise gaz enerjisidir. Günümüzde patlayıcı ile kaya kazısında, patlama basıncının patlama deliğini çevreleyen kayaca iki türde yükleme yaptığı fikri genel olarak kabul görmektedir. Bunlardan birincisi gerilme dalgasının oluşturduğu yük (şok dalgası) ve diğeri ise genişleyen gaz basıncının oluşturduğu yükür (gaz basıncı) (Zhu et al. 2007). Hızla genişleyen yüksek basınçlı gazlar ile çevre kaya arasındaki ilk etkileşim patlayan ürünler delik yüzeyine çarptığı zaman gerçekleşir. Genişleyen gazların kayaca çarpmasının bir sonucu olarak yüksek bir basınç delik duvarına ani bir baskı yapar. Delikteki bu basınç hemen hemen anında en yüksek değerine ulaşır ve sonra gazların soğuması ve dışa doğru hareketi ile kabaca üstel olarak azalır. Kayaca çarpmadan önce ne kadar gaz ürün genişlerse, darbe anındaki en yüksek basınç değerleri o kadar düşük olacaktır. Başlangıçta, basınç dalgasının aktarımı deliğin hemen çevresinde yüksek basınçlı şok dalgası şeklindedir ve delikten uzaklaştıkça gerilme dalgası şeklinde azalır (Bhandari 1997). Son zamanlarda yapılan çalışmalarda; gerilme dalgalarının patlama deliğinin çevresindeki ufanma bölgesi ve bu bölgeyi çevreleyen radyal çatlakların oluşmasında, gaz basıncının ise çatlakların genişlemesinde etkili olduğu gözlemlenmiştir (Brinkmann 1990; Donze et al. 1997).

Bu tez çalışmasında uygulanan sayısal çözümlerler, patlayıcı enerjisiyle kaya parçalanması olgusuyla sınırlandırılmıştır. Bu bağlamda, kaya kütleindeki genişleyen gazların oluşturduğu basınç nedeniyle oluşan hasar göz önünde bulundurulmamıştır. Bununla birlikte, bazı araştırmacılar tarafından (Hao et al. 2002; Vanbrabant et al. 2002; Cho and Kaneko 2004; Jong et al. 2005; Lee et al. 2005; Kim et al. 2007; Ma and An 2008; Wang et al. 2009; Shin et al. 2011) elde edilen sayısal çözümler sonuçları, sadece gerilme (şok) dalgası kaynaklı hasar modellerinin kaya kütleinin patlamaya karşı olan tepkisinin tahmini için kabul edilebilir değerler verdiğini göstermiştir.

## 2.1 DELİK BASINCININ HESAPLANMASI

İçine patlayıcı yerleştirilmiş bir delik cidarına etki eden basınç, başka bir ifade ile “*delik basıncı*”, kaya parçalanması sırasında patlayıcının genişleme işini tanımlamaktadır. Bu basınç, doğrudan kaya içerisine transfer edilen patlayıcı enerjisini gösterdiğinden dolayı patlayıcı etkinliğinin doğrudan bir ölçüsüdür. Bu nedenle, patlatma sonuçlarını kestirmede ve patlayıcı başarımını değerlendirmede en önemli bilgidir. Bu değiştirgenin önemine rağmen, uygulanabilir yöntemlerin yokluğu (ölçüm cihazının tahribi) nedeniyle delik basıncının doğrudan ölçülmesi gerçekleştirilememektedir. Bunun yerine değişik görgül (deneye dayalı) formüller veya infilak teorileri, bu değiştirgeyi tahmin etmek için kullanılmıştır. Bununla birlikte bazı tahminlerin doğruluğu kesin olarak bilinmemektedir (Esen et al. 2003).

Patlayıcı; ekzotermik bir kimyasal reaksiyon sonucu, reaksiyon ürünlerinin ani ve çabuk genişlemesi şeklinde, özgün halinden daha büyük bir hacme genişleyen kimyasal bir madde olarak tanımlanabilir. Kaya kütlesi içerisinde açılmış olan ve içerisinde patlayıcı barındıran bir delikte, kimyasal reaksiyon sonucu açığa çıkan enerji ve reaksiyon ürünlerinin yüksek basınçla ani olarak serbest kalması, patlayıcı ve çevre kayaç içerisinde basınç dalgalarının yayılımına neden olur. İnilak dalgası olarak tanımlanan bu basınç dalgası, kaya parçalanmasında ve farklı patlayıcıların özelliklerinin tanımlanmasında merkezi bir rol oynamaktadır (Persson et al. 2001). Delik basıncını hesaplayabilmek için ilk önce infilak basıncı  $P_d$ 'nin (detonation pressure) hesaplanması gerekmektedir.

İnilak basıncı, reaksiyon bölgesinin ilerisindeki şok bölgesinde oluşan basınç olarak tanımlanmaktadır. İnilak, patlayıcı maddelerin kimyasal reaksiyona girerek şok dalgası oluşturmasıdır. İnilak sırasında kimyasal reaksiyon patlayıcı içerisinde süpersonik (ses üstü veya sesten hızlı) hızda ilerler. İnilak hızı (VoD: Velocity of Detonation veya  $V_d$ ), patlama reaksiyonunun patlayıcı içerisinde bir saniyede metre olarak ilerleme hızını ifade etmektedir. Patlatma deliği içerisinde hapsedilmiş bir patlayıcı şarjının infilakı 2000-7000 m/s arasında değişen veya normal olarak 4000-6000 m/s gibi çok hızlı bir kimyasal reaksiyon başlatır (Aimone 1992). Ekzotermik olan bu kimyasal reaksiyon (sıcaklık 3000-4000° K arasında) patlayıcının katı kütlesini gaz ürüne çevirir. Kimyasal enerjinin ısı ve gaz enerjisine çok çabuk olarak dönüşümü 0.5 ila 50 GPa arasında değişen infilak basıncını oluşturur (Bhandari 1997). Patlayıcı infilak ettiğinde, bu çok büyük basınç, şok dalgası olarak anında serbest kalır. İnilak basıncını doğrudan ölçmek genellikle mümkün olamamaktadır. Çoğu araştırmacı (Atlas

Powder Company 1987; Konya and Walter 1991; Liu and Tidman 1995), infilak basıncının tahmini için patlayıcının kimyasal denge denklemleri ve arazi uygulamalarından elde edilen görgül faktörleri içeren eşitlikleri önermişlerdir. İnfilak basıncının hesaplanması için, ideal gazların hal denklemlerinden (EoS: Equation of State) türetilmiş, aşağıdaki basitleştirilmiş eşitlik kullanılabilir (Fickett and Davis 1979; Henrych 1979);

$$P_d = \frac{\rho_e V_d^2}{1+\gamma} \quad (2.1)$$

burada;  $P_d$ : infilak basıncı (Pa),  $V_d$ : infilak hızı (m/s),  $\rho_e$ : rahatsız edilmemiş patlayıcı maddenin yoğunluğu ( $\text{kg/m}^3$ ) ve  $\gamma$ : özgül ısı oranıdır. Özgül ısı oranı (ısı kapasitesi oranı veya adyabatik yani ısı geçirmeyen indeks), sabit basınçtaki ısı kapasitesinin sabit hacimdeki ısı kapasitesine oranıdır. Defourneaux (1973), CHNO (karbon, hidrojen, nitrojen ve oksijen) tipi patlayıcılar için yoğunluğa bağlı aşağıdaki eşitliği önermiştir (Liu and Tidman 1995).

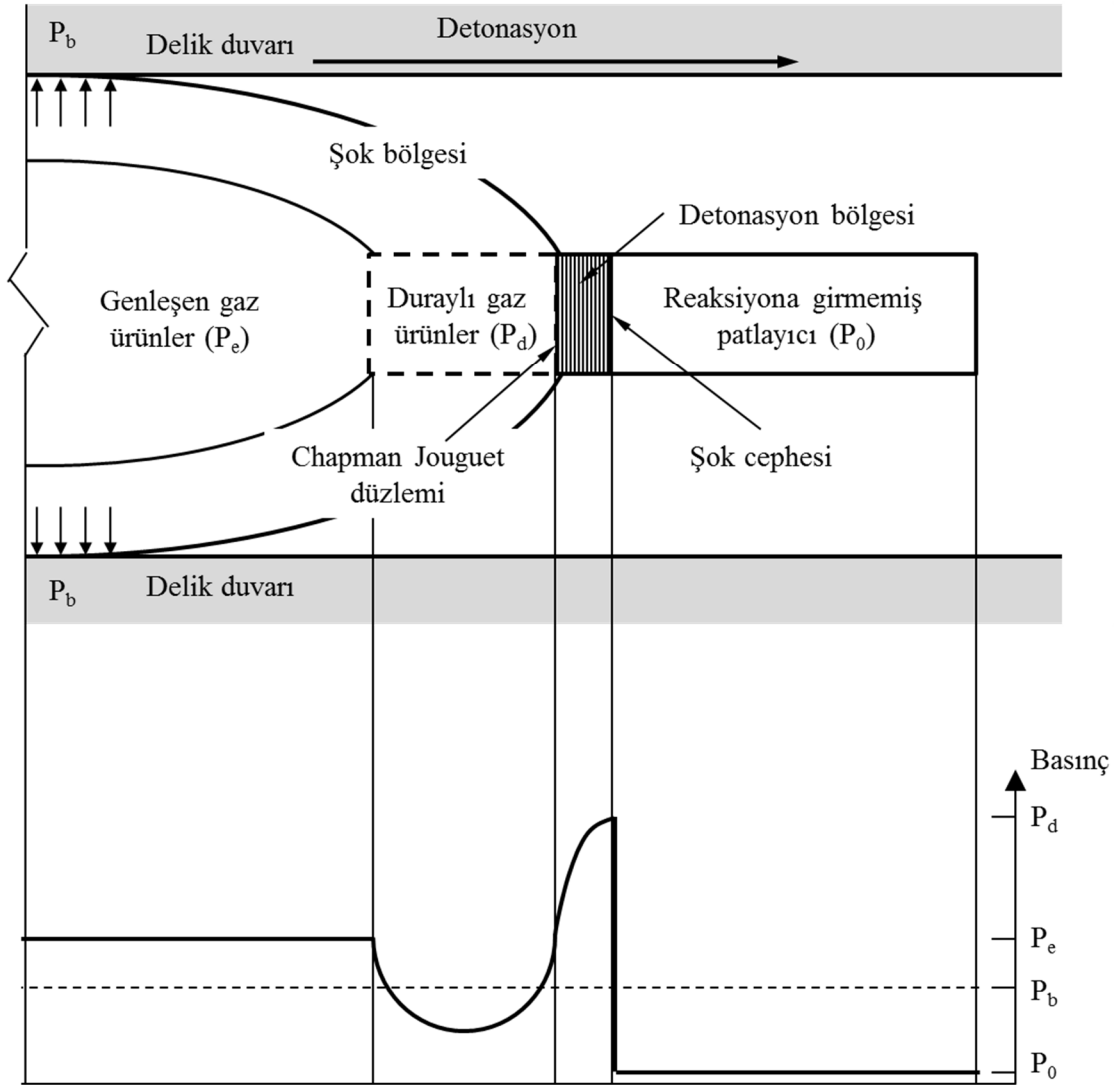
$$\gamma = 1.9 + 0.6 \rho_e \quad (2.2)$$

Kaya patlatma uygulamalarında yaygın olarak kullanılan patlayıcılar için, özgül ısı oranı  $\gamma = 3$  kabulüyle, Eşitlik 2.1 en bilinen haliyle aşağıdaki şekli almaktadır (Persson et al. 2001).

$$P_d = \frac{\rho_e V_d^2}{4} \quad (2.3)$$

İnfilak basıncı, Şekil 2.1’de görüldüğü gibi, reaksiyona girmiş patlayıcı kısmında bir patlama basıncı oluşturur ( $P_e$ , explosion pressure) (Saharan et al. 2006). İnfilak basıncı  $P_d$ , deliğin ilk hacmine genişleyen gazların basıncı olan patlama basıncı  $P_e$  ile karıştırılmamalıdır. Patlama basıncı sabit bir hacimde reaksiyon tamamlandıktan sonraki reaksiyon ürünlerinin basıncına eşittir. Bu basınç sıklıkla sabit hacim patlama basıncı veya basitçe patlama basıncı olarak tanımlanır. Patlama basıncı teorik olarak infilak basıncının % 45’i kadardır (Konya and Walter 1991). Reaksiyon süresinin tamamlanması, deliğin uzun süren genişleme periyoduna kadar sürebildiğinden, ideal olmayan patlayıcılar için patlama basıncını belirlemek kolay değildir (Esen et al. 2003). Persson vd.’ne (2001) göre patlama deliğini tamamen kavramış (fully coupled) bir patlayıcı için patlama basıncı  $P_e$  (Pa) aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$P_e = P_d \left( \frac{\gamma}{\gamma+1} \right)^\gamma \approx \frac{P_d}{2} \quad (2.4)$$



Şekil 2.1 Bir delik içerisindeki patlayıcının infilak süreci (Saharan et al.'dan değiştirilerek 2006).

Kavrama (Coupling), patlayıcının deliği doldurma oranıdır. Harç tipi veya patlayıcı deliğine doğrudan pompalanabilen patlayıcılar tamamen deliği kavrayan tipte patlayıcılardır. Kartuş tipi patlayıcılar ise patlayıcı deliğini tamamen kavramayan patlayıcılardır. Patlama basıncı patlayıcı deliği duvarına tamamen kavranmış delik basıncı olarak da adlandırılmaktadır (full coupled borehole pressure). Eşitlik 2.4 ile hesaplanan infilak basıncı tamamen kavranmış patlayıcı deliği için geçerlidir. Kavrama etkisini de hesaba katan delik basıncı  $P_b$ , Nie ve Olsson'a göre (2000) aşağıdaki formülle hesaplanmaktadır;

$$P_b = P_e r_{cu}^{2\lambda} \quad (2.5)$$

burada;  $r_{cu}$ , kavrama oranı olup patlayıcı (kartuş) çapı  $d_c$ 'nin delik çapı  $d_h$ 'a oranıdır.  $\lambda$  ise patlayıcının (genişleyen gazların) adyabatik genişleme sabitidir ve aşağıdaki eşitlikle hesaplanır (Fickett and Davis 1979):

$$\lambda = \sqrt{1 + V_d^2/Q} \quad (2.6)$$

Burada,  $Q$  patlayıcının patlama ısıdır (kj/kg). Eşitlik 2.6'da,  $\lambda = 1.5$  (ortalama adyabatik sabit) kabulü yapılarak bu eşitlik basit olarak aşağıdaki şekli alır (Persson et al. 2001):

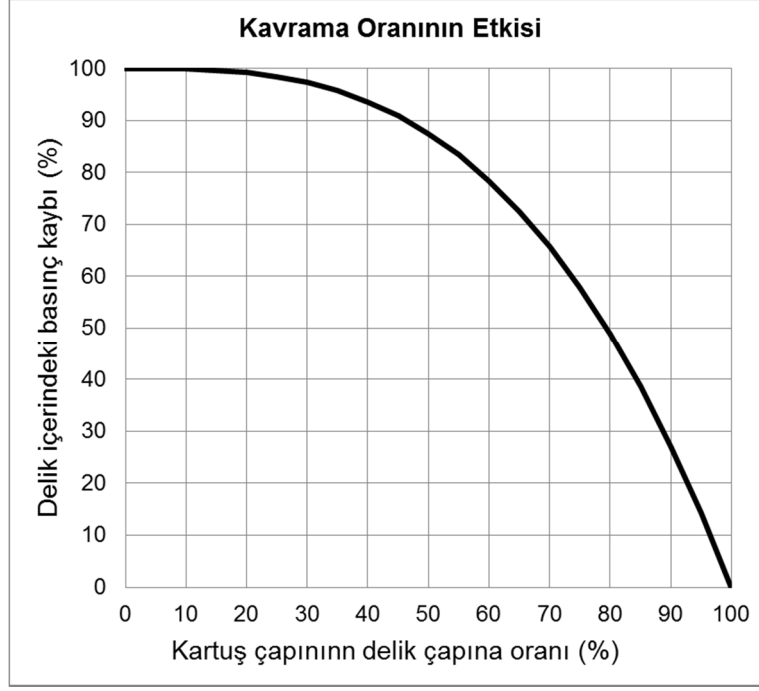
$$P_b = P_e \left( \frac{d_c}{d_h} \right)^3 \quad (2.7)$$

ve sonuç olarak delik duvarına etki eden delik basıncı  $P_b$  (decoupled borehole pressure), aşağıdaki eşitlikle hesaplanabilir.

$$P_b = \left( \frac{\rho_e V_d^2}{8} \right) \left( \frac{d_c}{d_h} \right)^3 \quad (2.8)$$

Şekil 2.2'de Eşitlik 2.8 kullanılarak hesaplanmış, patlayıcı kartuş çapının patlama deliği çapına göre göreceli boyutunun delik basıncına olan etkisi gösterilmektedir. Buradan da görülebileceği gibi, kartuş çapı delik çapının yarısı (% 50) kadar olduğunda delik basıncı yaklaşık % 90 azalmaktadır. Normal olarak istenmeyen bu basınç kaybından, yeraltı ve basamak patlatmalarındaki kontrollü patlatma tekniklerinde yararlanılmaktadır.

Delik basıncı olarak bilinen delik duvarına etki eden gerçek basınç  $P_b$ , deliğin hangi oranda doldurulduğuna bağlı olarak değişmektedir. Kayayı parçalayan basınç  $P_b$ , infilak basıncı  $P_d$ 'den daha azdır ancak patlayıcının özgün basıncı  $P_0$ 'dan oldukça fazladır (bkz. Şekil 2.1) (Saharan et al. 2006).



Şekil 2.2 Eşitlik 2.8 ile hesaplanan kavrama oranının delik basıncına olan etkisi.

Bazı durumlarda geometrik bir düzeltme olarak patlayıcı ile doldurulmuş delik yüzdesi olan “ $c_e$ ” katsayısının kullanılması gerekmektedir.  $c_e$ , patlayıcı ile doldurulan uzunluğun delinen uzunluğa oranını hesaba katan bir katsayıdır. Eğer patlayıcı, deliğin uzun eksenı boyunca tamamen doldurulursa  $c_e = 1$  olmaktadır. Bu faktörü de hesaba katan delik basıncı formülü aşağıda verilmiştir (Atlas Powder Company 1987).

$$P'_b = c_e^{1.3} P_b \quad (2.9)$$

Bu çalışmada, 3-boyutlu çözümlene yaklaşımı benimsendiği için, “ $c_e$ ” katsayısı kullanılmaması uygun görülmüştür. Sayısal çözümlenelerde, yüksek infilak basıncı elde etmek için yüksek infilak hızlı patlayıcı, düşük infilak basıncı elde etmek için ise düşük infilak hızlı patlayıcı seçilmiştir. Bu amaçla, yüksek infilak hızlı patlayıcı için emülsiyon tipi patlayıcı, düşük infilak hızlı patlayıcı için ise ANFO tipi patlayıcı seçilmiştir. Vanbrabant vd. (2002), 10 m uzunluğundaki ANFO (yoğunluk = 0.80 gr/cm<sup>3</sup> ve teorik infilak hızı  $V_d = 4000$  m/s) ve emülsiyon (BLASTEX) (yoğunluk = 1.25 gr/cm<sup>3</sup> ve teorik infilak hızı  $V_d = 5500$  m/s) şarjı için infilak hızı ölçümleri yapmıştır. Bu çalışmaya göre, ANFO için infilak hızı 4052 m/s, emülsiyon tipi patlayıcı için infilak hızı 5582 m/s olarak belirlenmiştir. Sayısal çözümlenelerde gerekli olan delik basıncı, yeraltı patlatma uygulamalarında yaygın olarak kullanılan 38 mm çapındaki bir patlama deliği için, patlayıcı maddenin patlama deliğini

tamamen doldurduğu varsayılarak Eşitlik 2.4 kullanılarak hesaplanmıştır. Çizelge 2.1’de bu çalışma için seçilen iki farklı patlayıcı türü özellikleri ve hesaplanan delik basınçları sunulmaktadır.

Çizelge 2.1 Çözümlemelerde kullanılan patlayıcı özellikleri (Vanbrabant et al. 2002) ve hesaplanan delik basınçları.

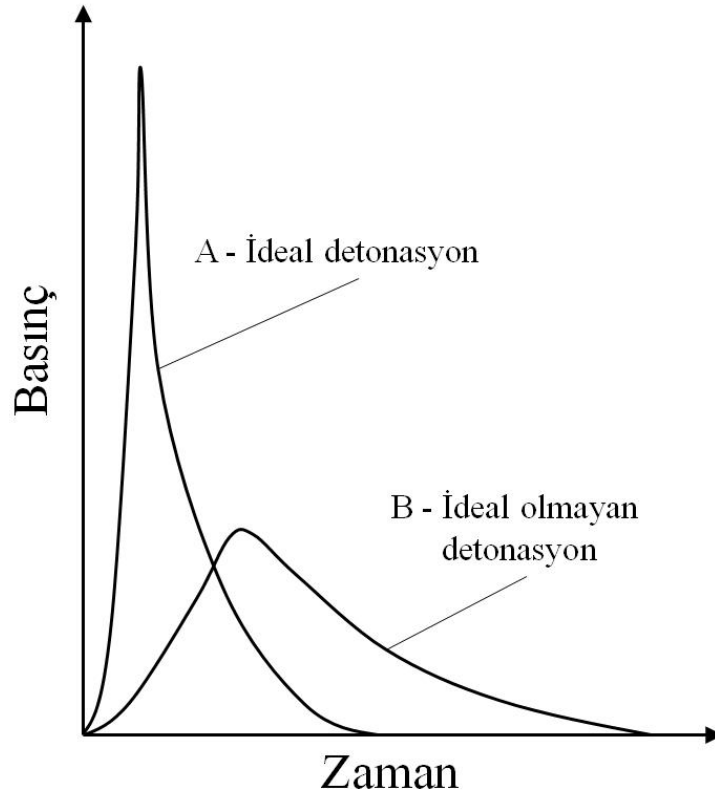
ANFO (düşük infilak hızı)			Emülsiyon Patlayıcı (yüksek infilak hızı)		
İnfilak Hızı	Yoğunluk	Delik Basıncı	İnfilak Hızı	Yoğunluk	Delik Basıncı
$V_d$ , m/s	$\rho_e$ , kg/m <sup>3</sup>	$P_d$ , GPa	$V_d$ , m/s	$\rho_e$ , kg/m <sup>3</sup>	$P_d$ , GPa
4052	780	1.6	5582	1250	4.9

## 2.2 DELİK BASINCININ ZAMANA BAĞLI DEĞİŞİM ÖZELLİĞİ

Delik cidarına etki eden gerçek dinamik basınç zamana bağlı olarak değiştiğinden, kaya patlatmasının dinamik çözümlemenin doğru bir şekilde yapılabilmesi için delik basıncının zamana bağlı değişiminin göz önünde bulundurulması gerekmektedir.

Şekil 2.3’te gösterildiği gibi, kaya içerisinde iki adet yaygın infilak tipi vardır. Bunlar ideal ve ideal olmayan infilaktır. İdeal infilak davranışını emülsiyon tipi yüksek patlayıcılar gösterir. Bu tip patlayıcılarda en yüksek basınca ulaşma zamanı ( $t_r$ , rise time: yükseliş zamanı) çok kısa ve basınç düşüşü de çok ani bir şekildedir ve reaksiyon sonrası oluşan gaz ürünleri çok çabucak serbest bırakırlar. Böylece bu tip patlayıcılar yüksek genlikli ve kısa periyod süreli basınç dalgaları oluştururlar. İdeal olmayan infilak davranışı ise ANFO tipi patlayıcılara özgüdür. Bu tip patlayıcılar emülsiyon tipi patlayıcılarla karşılaştırıldığında, en yüksek basınca ulaşma zamanı çok daha uzun ve basınç düşüşü çok daha yavaştır. Bu nedenle bu tip patlayıcılar düşük genlikli fakat uzun periyod süreli basınç dalgaları oluştururlar (Aimone 1992). Dolayısıyla, ideal olmayan patlayıcılarda reaksiyon yavaş ve gaz hacmi daha yüksek olur (Du Pont 1992).

Sayısal olarak, delik basıncının zamana bağlı davranışı üç farklı yöntemden biri kullanılarak kestirilebilir. Bu yöntemler; 1) hal denklemleri (EoS: Equation of State), 2) dinamik basıncın zamanın bir işlevi olarak doğrudan kullanımı ve 3) şok dalgası fonksiyonları şeklindedir (Saharan and Mitri 2008).



Şekil 2.3 Delik duvarına etki eden dinamik basıncın ideal ve ideal olmayan infilak için gösterimi (Aimone 1992'den değiştirilerek).

Hal denklemleri, yüksek-hızlı yoğun basınç ortamındaki malzeme davranışlarını tanımlamaktadırlar. Bu denklemler, infilakın önceki geçmişine bakmaksızın tek bir işlev olarak farklı malzeme nicelikleriyle ilgilidirler. Patlama sonrası açığa çıkan bütün ürün türlerinin termodinamik davranışı, görüldükleri her safha için kendi hal denklemlerine göre belirlenir. Herhangi bir infilak hesaplaması için tercih edilen hal denklemi, ürün türlerinin termodinamik davranışını en gerçekçi şekilde yansıtan olmalıdır. Bu güne kadar, BKW (Becker-Kistiakowsky-Wilson) hal denklemi (Fickett and Davis 1979), JCZ3 (Jacobs-Cowperthwaite-Zwisler) hal denklemi (Cowperthwaite and Zwisler 1976) ve WCA (Weeks-Chandler-Andersob) hal denklemi (Chirat and Pittion-Rossillon 1981) gibi birkaç hal denklemi geliştirilmiş ve kullanılmaktadır (Braithwaite et al. 1996). Ancak; Jones, Wilkins ve Lee tarafından geliştirilen (JWL denklemi) hal denklemi hesaplama kolaylığı, deneysel temeli ve basit şekli dolayısıyla geomekanik alanında en yaygın olarak kullanılanıdır (He et al. 2002; Itoh et al. 2002). İnilak ürünlerinin izentropik (entropi sabit kalmak koşuluyla diğer değişkenlere göre yapılan işlem) genişlemesini tanımlamada yaygın olarak kullanılan JWL hal denklemi; hacim, enerji ve infilak basıncı arasındaki ilişkiyi tanımlayan değiştirgeleri barındırır. Bu hal denklemi tamamen görgül (ve tamamlanmamış) olup aşağıdaki eşitlikle tanımlanır.

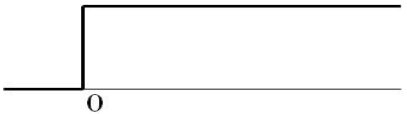

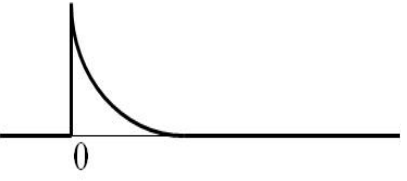
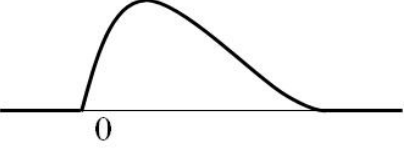
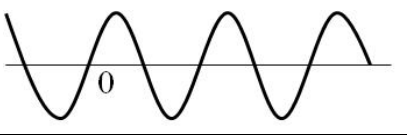


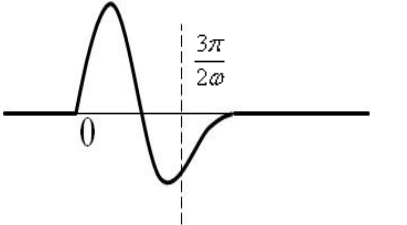
$$P = a_1 e^{-R_1 V} + a_2 e^{-R_2 V} + \frac{a_3}{V^{1+\omega_j}} \quad (2.10)$$

Burada,  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$ ,  $R_1$ ,  $R_2$  ve  $\omega_j$  sabitler olup  $V$  ve  $P$ , hacim ve basınçtır. JWL hal denkleminde ideal olmayan infilak veya düşük dayanımlı kayada doğru değıştirgeleri tahmin etmek büyük ölçüde zordur. Çoğu kayada infilak süreci ideal olmayan durum gösterir bu nedenle JWL hal denkleminin kullanımının doğruluğu sorgulanabilir (Saharan and Mitri 2008).

Gauss fonksiyonları ve üçgen şekilli basınç fonksiyonları, ölçülmüş dinamik-dalga basıncını kestirmek için kullanılmışlardır. Diğer yandan, bu yöntem dinamik basıncın fiziksel özelliğine yakın değildir ve bu nedenle fiziksel bir anlam taşımaz. Gauss fonksiyonu başlıca, mikro saniyeler içerisinde GPa seviyelerinde çok yüksek basıncın uygulanmasıyla ilgili sayısal hatalardan sakınmak için geliştirilmiştir.

Birçok değışik özellikteki şok dalgası fonksiyonu, bu konu üzerinde çalışan birçok araştırmacı tarafından rapor edilmiştir. Bu fonksiyonlar, patlayıcı maddenin delik cidarında oluşturduğu gerçek şok dalgasını benzetmek için kullanılmışlardır. Şimdiye kadar, bir patlayıcı kaynağının yakın çevresinde ölçülmüş gerilme dalgası kayıtlarına en iyi biçimde uyan şok dalgası fonksiyonunu elde etmek için birçok farklı yaklaşım ve fonksiyon kullanılmıştır. Değışik araştırmacılar tarafından rapor edilen farklı şok dalgası fonksiyonları Schenk (1973) tarafından verilmiştir (Çizelge 2.2). Dört guruba ayrılan bu şok dalgası fonksiyonları şu şekilde açıklanabilir (Schenk 1973);

Çizelge 2.2 Kullanılmakta olan patlayıcı şok dalgası (basınç) fonksiyonları (Schenk 1973).

Fonksiyon Grubu	P (t)	P (t) fonksiyonunun yapısı	Kaynak
I.	$P_0$		Nishimura (1937) Sezawa ve Kanai (1941, 1942) Sharpe (1942) Sabodash (1966) Fadeev (1968) Ghosh (1969)
	$P_0 (1 - e^{-\beta t})$		Nishimura (1937) Sharpe (1942)
II.	$P_0 (e^{-\beta t})$		Sezawa ve Kanai (1941) Sharpe (1942) Selberg (1952) Blake (1952) Mikulinskiy vd. (1965) Gurvich (1966) Ghosh (1969)
	$P_0 (e^{-\beta_1 t} - e^{-\beta_2 t})$		Sharpe (1942) Duvall (1953) Berg ve Papageorge (1964)
	$P_0 e^{-\beta t} (1 - ke^{-\beta t})$		Mikulinskiy (1965)
	$P_0 t^\alpha e^{-\beta t}$		Vanek (1953)
	$P_0 \beta^\alpha t^\alpha e^{-\beta t}$		Vanek (1953)
III.	$P_0 e^{j\omega t}$		Blake (1952) Gurvich (1965)
	$P_0 \sin \omega t$		Sezawa ve Kanai (1941, 1942) Meyer (1964)
IV.	$P_0 e^{-\beta t} \sin \omega t$		Sezawa ve Kanai (1941)
	$0 < t \leq \frac{3\pi}{2\omega}$ ise $P_0 e^{-\beta t} \sin \omega t$ $t > \frac{3\pi}{2\omega}$ ise $P_0 e^{-\beta t}$		Atchison ve Pugliese (1964) Duvall ve Pugliese (1965) Starfield (1966) Starfield ve Pugliese (1968)

- I. Elastik bir ortamın yüzeyine etkiyen gerilme, sınırlı ya da sınırsız bir zaman etkisi altında sabit bir değerdir. Bu gerilme dalgası şekli en basit olmasıyla birlikte aynı zamanda en çok kusurlu olan şok dalgası fonksiyonudur. Bu fonksiyonun sayısal hesaplanmasında kullanımı, bu tip gerilme yayılımının doğadaki gerçek yayılımla uyuşmamasından dolayı, çalışılan problemin çok kaba bir çözümünün elde edilmesine neden olur.
- II. Elastik bir ortamın yüzeyine etkiyen gerilme maksimum değerine çok kısa zamanda ulaşır ve sonra sıfır değerine uzun bir müddet sonra düşer. Bu tip şok dalgası fonksiyonu, yaklaşık olarak şok kaynağına en yakın, örneğin patlayıcı maddenin iç plastik bölgesindeki gerilme dalgası şekline benzemektedir. Eğer bu fonksiyon, bir patlayıcı şarjının içinde bulunduğu delik yüzeyinde neden olduğu şok dalgasını benzetmek için kullanılırsa ve eğer ortamın kendi içindeki elastik olmayan davranışı hesaba katılırsa, sayısal hesaplamalarda bu yöntem yeteri derecede uygun sonuçlar verir. Bununla birlikte, eğer ortamın elastik olmayan davranışı yok sayılırsa, elde edilen sonuçlar verilen problemin çözümünde ilk yaklaşım olarak kabul edilir.
- III. Elastik bir ortamın yüzeyine etkiyen gerilme, sınırsız bir zaman etkisiyle birlikte sönümlenmemiş bir yalpalama (inişli-çıkışlı) niteliğindedir. Bu şok dalgası fonksiyonu II. Gruptaki fonksiyonların kusurunu ortadan kaldırmayı amaçlamıştır. Çünkü elastik bir kaynağın yüzeyine etki eden gerilme dalgası şekli, arazide ölçüldüğü gibi yalpalama niteliğindedir. Bu fonksiyonlardaki kusur, II. Grupta bahsedilen fonksiyonlar da olduğunun aksine zamana bağlı olarak sönümlenmemeleri gerçeğidir. Bu şok dalgası fonksiyonları kullanarak yapılan hesaplamalarda, eğer ortam içerisindeki elastik olmayan deformasyonlar yok sayılırsa, II. Gruptaki şok dalgası fonksiyonları uygulayarak elde edilmiş sonuçların niteliğindeki değişikliklerin kaba bir tahminini elde etmek mümkündür.
- IV. Elastik bir ortamın yüzeyine etkiyen gerilme sönümlenmiş bir yalpalama niteliğindedir. Bu fonksiyonlarla tanımlanmış şok dalgası şekli, yukarıdaki üç gruptan da elde edilmiş şok dalgası şekillerinden daha gerçekçi bir durum yansıtmaktadır. Bu fonksiyonların kusuru sinüs fonksiyonundaki savın sabit olduğu ve bu nedenle ölçülmüş gerçek gerilme dalgası şeklini tamamen tanımlayamadığı gerçeğidir. Hesaplamalarda bu şok dalgası fonksiyonlarının kullanımı, parçacık yerdeğiştirmesi, hızı ve ivmesinin niteliklerinin iyi

bir tahmini verir. Bu fonksiyonla hesaplanan dalga genliği değişikliğinin frekans değişikliğinden daha açık olarak tanımlandığı söylenebilir.

Patlayıcı maddenin reaksiyonu sonucu içinde bulunduğu kaya kütleinde meydana getirdiği şok dalgalarını benzetmek için kullanılan bu fonksiyonlar genel olarak arazide ölçülen birim deformasyonlara dayanmaktadır. Her ne kadar ölçülen gerinim (birim deformasyon) değerleri yalpa nitelikte de olsa, negatif değerleri silindirik açıklığın çok uzaklarında görölmektedir. Bununla birlikte, bir serbest yüzey yokluğunda patlayıcı şokunun delik cidarında oluşturduğu yük daima basınç niteliğindedir. Çekme gerilmeleri, basınç dalgalarının bir serbest yüzeyden yansmasıyla oluşur.

Dinamik sayısal gerilme çözümlerinde girdi değiştirgesi olarak ivme, hız, gerilme ve kuvvet vektörlerinin zaman kaydı kullanılabilir. Bu büyüklüklerin oluşturduğu gerinim değerleri çıktı olarak elde edilir. Her hangi bir serbest yüzey yokluğunda patlayıcı maddenin delik cidarında oluşturacağı yük basınç nitelikli olacağından, sayısal çözümlerinde yukarıda bahsedilen II. Grup şok dalgası fonksiyonunun girdi değiştirgesi olarak kullanılmasının elasto-plastik çözümlerinde daha gerçekçi sonuçlar vereceği düşünölmektedir. Son yıllarda birçok araştırmacı (Hao et al. 2002; Vanbrabant et al. 2002; Cho and Kaneko 2004; Jong et al. 2005; Lee et al. 2005; Kim et al. 2007; Wang et al. 2007; Ma and An 2008; Shin et al. 2011) tarafından yapılan sayısal gerilme çözümlerinde bu tür şok dalgası fonksiyonları başarılı bir şekilde kullanılmıştır.

Bu çalışmada, patlama deliğini çevreleyen kaya kütleinin elastik ve elastik olmayan davranışı göz önünde bulundurulduğundan ve patlama deliğinin yakın çevresi inceleme konusu olduğundan dolayı, kullanılan şok dalgası fonksiyonu II. Grup şok dalgası fonksiyonudur. Bu bağlamda, özgün olarak Starfield ve Pugliese (1968) tarafından önerilen ve Jong vd. (2005) tarafından değiştirilen şok dalgası fonksiyonu, kaya kütleine etkiyen dinamik basıncın zamana bağlı davranışını benzetmek için kullanılmıştır. Bu fonksiyona göre basınç dalgası aşağıdaki gibi tanımlanır;

$$P_t = 4P_b \left( e^{-\beta t/\sqrt{2}} - e^{-\sqrt{2}\beta t} \right) \quad (2.11)$$

burada,  $P_t$  delik basıncının zaman bağılı değişimi (Pa),  $P_b$  önceden de tanımlandığı gibi delik basıncı (burada maksimum basınç değerini ifade eder) (Pa),  $\beta$  sönümlenme faktörü (1/s) ve  $t$  zamandır (s). Sönümlenme faktörü basınç-zaman eğrisinin şeklini belirleyen önemli bir değiştirge olup patlayıcıdan patlayıcıya değişmektedir. Belirli bir patlayıcı için bu faktör yerinde yapılan ölçümlerle belirlenmelidir. Bu çalışma kapsamında patlayıcı-zaman eğrisinin farklı değişim özelliklerini göz önünden bulundurulmuştur. Sönümlenme faktörü patlayıcının en yüksek basınca ulaşma zamanına bağılı olarak belirlenebilmektedir. Eşitlik 2.11'in zaman bağılı türevi alınıp sıfıra eşitlenirse, en yüksek basınca ulaşma zamanı yani patlayıcının yükseliş süresi aşağıdaki eşitle bulunabilir.

$$t_r = \frac{-\sqrt{2} \ln(1/2)}{\beta} \quad (2.12)$$

Bu durumda, sönümlenme faktörü yükseliş süresine bağılı olarak aşağıdaki eşitlikle hesaplanabilir.

$$\beta = -\frac{\sqrt{2} \ln(1/2)}{t_r} \quad (2.13)$$

Böylece, önceden belirlenen yükseliş sürelerine göre, sönümlenme faktörü, göz önünde bulundurulan her bir durum için ayrı ayrı hesaplanabilir. Ayrıca bir diğer önemli değiştirge olan şok dalgası fonksiyonun açısal hız değeri  $\omega$  (rad/s), sönümlenme faktörüne bağılı olarak,

$$\omega = \frac{\beta}{\sqrt{2}} \quad (2.14)$$

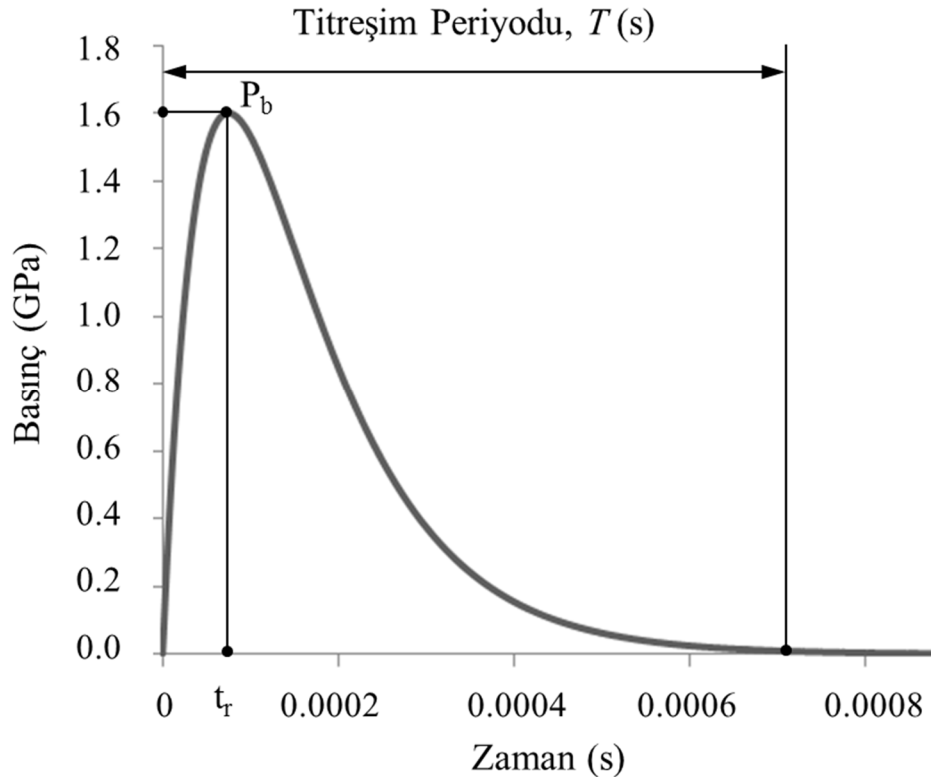
eşitliği ile hesaplanabilmektedir. Buradan yola çıkarak, bu fonksiyonun titreşim sıklığı  $f$  (döngü/s), açısal hız değerine bağılı olarak aşağıdaki gibi yazılabilir (Hustrulid 1999b).

$$f = \frac{\omega}{2\pi} \quad (2.15)$$

Bir fonksiyonun titreşim periyodu, o fonksiyonunun titreşim sıklığının tersine eşittir. Bu durumda titreşim periyodu için aşağıdaki eşitlik yazılabilir.

$$T = \frac{1}{f} = \frac{2\pi}{\omega} \quad (2.16)$$

Burada,  $T$  titreşim periyodudur (s). Birçok araştırmacının, en yüksek basınca erişme zamanını birkaç milisaniye olarak belirtmesine rağmen, aynı zamanda en yüksek basınca ulaşma zamanının patlayıcı tipi ve patlayıcının sınırlandırılmasına bağlı olarak 20 ila 150 mikro saniye olduğunu gösteren delik ölçümleri de vardır (Saharan et al. 2006). Genelde, sağlam kayalar yüksek basınç değeri ve kısa yükseliş süresi gösterirken yumuşak kayalarda tersi durum gözlenir (Simha 1996). Bu çalışmada en yüksek basınç değeri, patlayıcı türüne bağlı olarak sabit tutulmuştur. Şekil 2.4’de Eşitlik 2.11 kullanılarak elde edilen tipik bir şok dalgası şekli sunulmaktadır.



Şekil 2.4 Sayısal çözümlerde kullanılan tipik bir şok dalgası fonksiyonu.

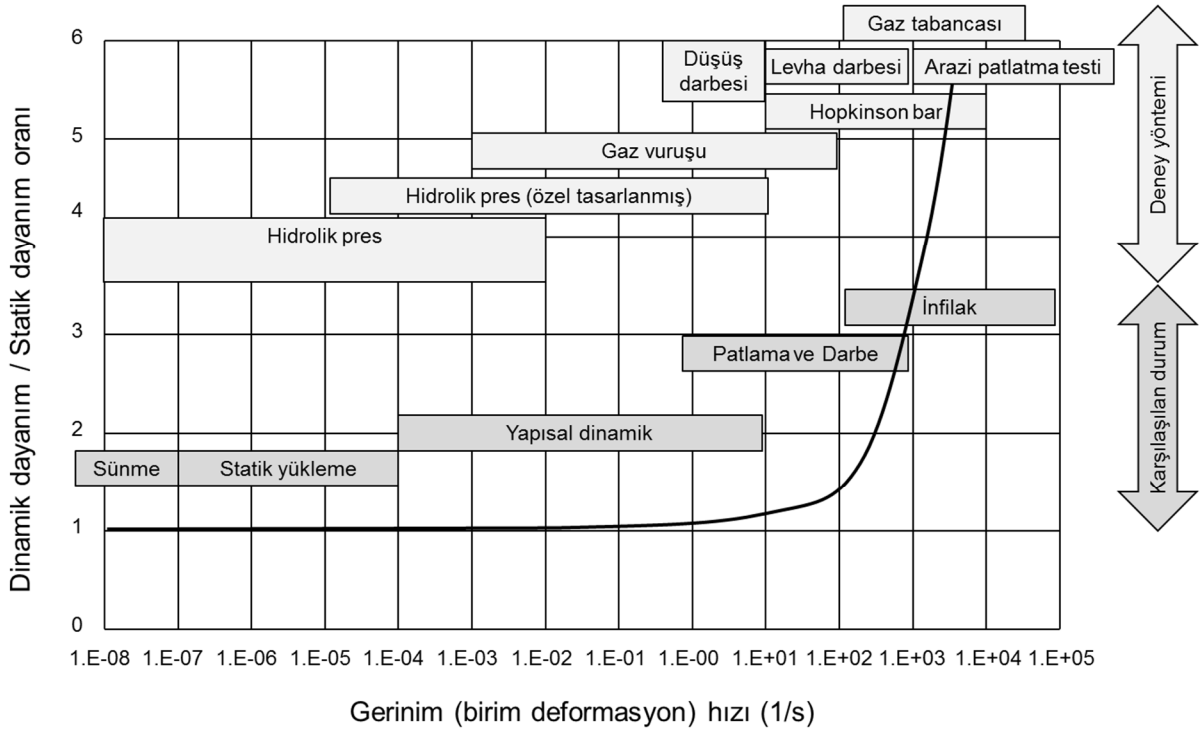
## BÖLÜM 3

### GERİNİM HIZININ DAYANIM ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ

Gerinim hızı veya birim deformasyon hızı, birim deformasyondaki zamana bağlı değişimin hızı olarak tanımlanır ve  $\dot{\epsilon}$  sembolü ile gösterilmektedir.

$$\dot{\epsilon}' = \frac{d_{\epsilon}}{d_t} = \frac{d}{d_t} \left( \frac{l-l_0}{l_0} \right) = \frac{v}{l_0} \quad (s^{-1} \text{ veya } 1/s) \quad (3.1)$$

Burada;  $l$ : örneğin uygulanan yük altındaki boyu (m),  $l_0$ : örneğin ilk boyu (m) ve  $v$ : deformasyon hızıdır (m/s). Dinamik yükler, çoğunlukla yüksek genlikli ve kısa zamanlı gerilme dalgaları veya yüksek gerinim hızı ile tanımlanırlar. Gerinim hızının beton, kaya, seramik ve kompozit malzemeler gibi değişik mühendislik malzemeleri üzerindeki etkisi birçok araştırmacı tarafından çalışılmıştır. Bu çalışmalarda (Malvern and Ross 1985; Bischoff and Perry 1991; Zhao 2000; Grote et al. 2001; Fukui et al. 2004; Li et al. 2008; Zhou and Hao 2008) gerinim hızı arttıkça malzeme dayanımının da artacağı görüşü genel olarak kabul görmüştür. Kaya mekaniği uygulama alanlarında kaya kütlelerin maruz kaldığı gerinim hızı  $10^{-14}$  1/s'den  $10^8$  1/s'ye kadar çok geniş bir aralıkta değişmektedir (Olsson 1991). Pratik açıdan mühendislik uygulamalarında karşılaşılan gerinim hızları, dinamik özellikleri elde etmede kullanılan yöntemlerle birlikte Şekil 3.1'de gösterilmiştir. Uygulanabilen gerinim hızı kullanılan yükleme aletine göre değişmektedir (Cai et al. 2007).



Şekil 3.1 Dinamik problemlerin ve deney yöntemlerinin sınıflandırılması (Cai et al. 2007).

Uygulanan yükleme hızının ve dolayısıyla gerinim hızının, farklı dayanım özelliklerine sahip (gevrek, sünek, vb.) malzemelerin dayanımı üzerindeki etkileri de farklı olmaktadır. Bu konu üzerinde yapılan çalışmalar genel olarak ikiye ayrılmaktadır. Bu ayrılık üzerinde elde edilmek istenilen amacın farklı olması etkili olmaktadır. Örneğin inşaat mühendisliği çalışma alanlarında, daha çok beton ve beton benzeri malzemelerin yüksek gerinim hızları altındaki dayanım değerleri, bu tür malzemeler ile yapılmış yapıların dayanımı ve korunması açısından önemlidir. Bunun yanında, madencilik ve diğer kaya parçalanmasıyla ilgili uygulamalarda, kaya malzemesinin yüksek gerinim hızına sahip yükler altındaki parçalanma mekanizması önem taşımaktadır. Ancak bununla birlikte, günümüzde kaya yapıları içerisinde açılan sığınak ve atık depoları gibi yapıların da duraylılığının sağlanmasının bu çalışma konusunun ilgi alanı olduğu unutulmamalıdır.

Konunun önemi ve tarihsel gelişimi açısından bu bölümde, yukarıda bahsedilen iki farklı durum da anlatılmaya çalışılacaktır. Bu durumda, öncelikle, gerinim hızının beton ve beton benzeri malzemelerin daha sonra ise kaya malzemesi dayanımı üzerindeki etkileri kronolojik olarak anlatılacak ve son olarak da elde edilen bilgiler ışığında bu tez kapsamında izlenecek olan yaklaşım tanıtılacaktır.

### 3.1 GERİNİM HIZININ BETON VE BETON BENZERİ MALZEMELERİN DAYANIMI ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ

Birçok beton yapı; deprem, darbe ve patlama gibi etkilerin neden olduğu yüksek hızlı dinamik yükleme maruz kalabilmektedir. Bu nedenle, yapının bu yükler karşısındaki tepkisini kestirebilmek için beton malzemesinin dinamik koşullar altındaki davranışının bilinmesi oldukça önemlidir. Beton esaslı malzemelerin mekanik özellikleri gerinim hızına karşı duyarlıdır. Yüksek gerinim hızında beton ve beton benzeri malzemelerin dinamik dayanımda belirgin bir artış olduğu genel olarak kabul edilmektedir (Malvern and Ross 1985; Bischoff and Perry 1991; Tedesco and Ross 1998; Malvar and Crawford 1998; Donze et al. 1999; Grote et al. 2001; Li and Meng 2003; Zheng et al. 2005; Zhou and Hao 2008; Schwer 2009; Hasan et al. 2010). Bu etki yaklaşık bütün kırılgen (gevrek) malzemelerde gözlenmiştir (Clifton 2000; Xu and Lu'dan 2006). Diğer yandan, yapılan birçok deneysel çalışmaya rağmen gerinim hızı etkisinin beton üzerindeki etkisinin fiziksel mekanizması tamamen açıklanamamıştır (Zheng and Li 2005).

Patlama yükü altında beton malzemelerde oluşan hasar ve betonun parçalanması, gerilme dalgalarının oluşturduğu dalgalı yüklemeye ve genişleyen gazların neden olduğu çatlak ilerlemesi şeklinde oluşmaktadır. Patlayıcı maddenin infilakı hasar bölgesinin beton içerisindeki yayılımı ve parçalanma boyut dağılımı üzerinde etkiliyken, genişleyen gazlar gerilme dalgalarının geçişi sırasında zaten oluşmuş olan çatlak sistemlerinin ayrılmasında ve parçalanmada önemlidir. Bu nedenden dolayı, betonun basınç dayanımı kadar çekme dayanımı da önem teşkil etmektedir. Tek eksenli gerilme altında, dinamik dayanımın (basınç, çekme, kesme, vb.) statik dayanıma oranı olarak tanımlanan “dinamik artış faktörü” (DIF: Dynamic Increase Factor), gerinim hızının dayanım üzerindeki etkisini ölçmede önemli bir değişirge olarak kabul edilmektedir.

Geçmişte, betondaki dinamik basınç dayanımı artışı ilk olarak Abrams (1917) tarafından gözlenmiştir. Bu çalışmadan sonra beton, harç, (harç: yapıda tuğla ve taşları birbirine bağlamak için kullanılan kum, kireç, çimento ve su karışımı malzeme), jeolojik malzeme vb. gibi beton benzeri malzemelerin gerinim hızına duyarlı olduğu geniş çapta kabul edilmiştir (Li and Meng 2003). Mellinger ve Birkimer (1966), silindirik beton örnekleri üzerinde  $20 \text{ s}^{-1}$  ve  $23 \text{ s}^{-1}$  gerinim hızlarında yaptıkları dinamik darbe deneylerinde, betonun çekme dayanımı için dinamik artış faktörünün uygulanan gerinim hızına göre sırasıyla 5.8 ve 6.3 olduğunu rapor etmişlerdir.

Birkimer (1968), betonun çekme dayanımı için dinamik artış faktörünün gerinim hızının 1/3'ü kuvveti olarak ( $DIF=\epsilon^{1/3}$ ) artacağını ön görmüştür (Malvar and Crawford 1998).

1917'lerden beri serbest düşümlü tokmak deneyi (drop-hammer), servo-hidrolik yükleme donanımları ve ayırık Hopkinson basınç çubuğu (SHPB: split Hopkinson pressure bar) gibi değişik yöntemler kullanılarak, betonun basınç dayanımında dinamik artış faktörünün gerinim hızına bağlı değişimini bulmak için birçok deneysel çalışma yapılmıştır. Betonun basınç dayanımının gerinim hızına bağlı değişimini araştıran çalışmaları özetleyen nitelikte bir çalışma Bischoff ve Perry (1991) tarafından gerçekleştirilmiştir (Li and Meng 2003).

CEB (Comite Euro-International du Beton: Avrupa-Uluslararası Beton Kurulu) (1993), betonun çekme ve basınç dayanımını için dinamik artış faktörü ve gerinim hızı arasında bağıntılar önermiştir. Bu yaklaşıma göre, betonun basınç dayanımı için dinamik artış faktörü (DIF) ve gerinim hızı ( $\dot{\epsilon}$ ) arasında, gerinim hızı =  $30 \text{ s}^{-1}$  değerinde eğimde ani bir artış olacak şekilde iki-doğrusal (bilinear) bir ilişki vardır. CEB'in (1993) betonun basınç dayanımı için önerdiği dinamik artış faktörü ve gerinim hızı arasındaki ilişkisi aşağıdaki gibidir;

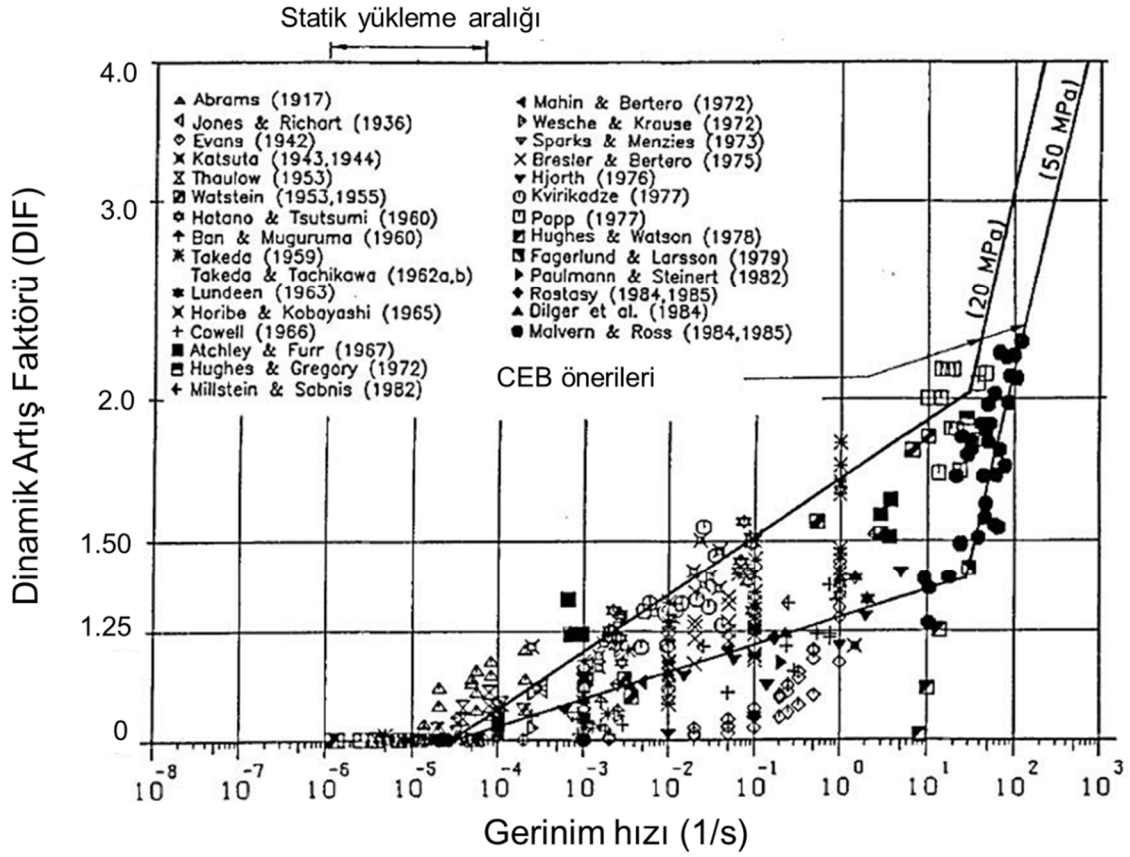
$$|\dot{\epsilon}| \leq 30 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad DIF = \frac{f_{cd}}{f_{cs}} = \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{1.026\kappa} \quad (3.2.a)$$

$$|\dot{\epsilon}| > 30 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad DIF = \frac{f_{cd}}{f_{cs}} = \psi \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{1/3} \quad (3.2.b)$$

$$\psi = 10^{(6.156\kappa - 2)} \quad \kappa = \frac{1}{5 + 9 \frac{f_{cs}}{f_{c0}}} \quad (3.2.c)$$

burada,  $f_{cs}$  ve  $f_{cd}$  sırasıyla betonun statik ve dinamik tek eksenli basınç dayanımları,  $\dot{\epsilon}$  gerinim hızı,  $\dot{\epsilon}_0$   $30 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  ve  $f_{c0}$  ise 10 MPa'dır (CEB 1993). Şekil 3.2'de Bischoff ve Perry'nin (1991) özetlediği bir çok araştırmacı tarafından yapılmış, betonun basınç dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi ve CEB (1993)'in 50 ve 120 MPa basınç dayanımı için önerdiği eşitlikler karşılaştırılmalı olarak verilmektedir. Günümüzde beton üzerinde çalışan birçok araştırmacı

Bischoff ve Perry'nin (1991) çalışmasını veya CEB'in (1993) yaygın olarak kullanılan standardını kullanmaktadır (Schwer 2009).



Şekil 3.2 Gerinim hızının betonun basınç dayanımı üzerindeki etkisi (Bischoff and Perry 1991; Schwer'den 2009).

CEB'in (1993) betonun çekme dayanımı için önerdiği dinamik artış faktörü ve gerinim hızı arasındaki ilişkisi ise aşağıdaki gibidir;

$$|\dot{\epsilon}| \leq 30 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad \text{DIF} = \frac{f_{td}}{f_{ts}} = \left( \frac{\epsilon'}{\epsilon'_0} \right)^{1.016\delta} \quad (3.3.a)$$

$$|\dot{\epsilon}| > 30 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad \text{DIF} = \frac{f_{td}}{f_{ts}} = \zeta \left( \frac{\epsilon'}{\epsilon'_0} \right)^{1/3} \quad (3.3.b)$$

$$\zeta = 10^{(7.116\delta - 2.33)} \quad \delta = \frac{1}{10 + 6 \frac{f_{cs}}{f_{c0}}} \quad (3.3.c)$$

burada,  $f_{ts}$  ve  $f_{td}$  sırasıyla betonun statik ve dinamik tek eksenli çekme dayanımı,  $\dot{\epsilon}$  gerinim hızı,  $\epsilon_0$   $30 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  ve  $f_{c0}$  ise 10 MPa'dır.

CEB'in (1993) dinamik çekme dayanımı artışı için önerdiği eşitliklerin  $300 \text{ s}^{-1}$  gerinim hızına kadar doğru olabileceği rapor edilmiştir. Bu eşitliklerden dinamik artış faktörünün (basınç ve çekme dayanımı için) statik basınç dayanımına bağlı olduğu ve düşük dayanımlı betonlarda yüksek dayanımlı betonlara göre daha fazla olduğu söylenebilir (Malvar and Crawford 1998).

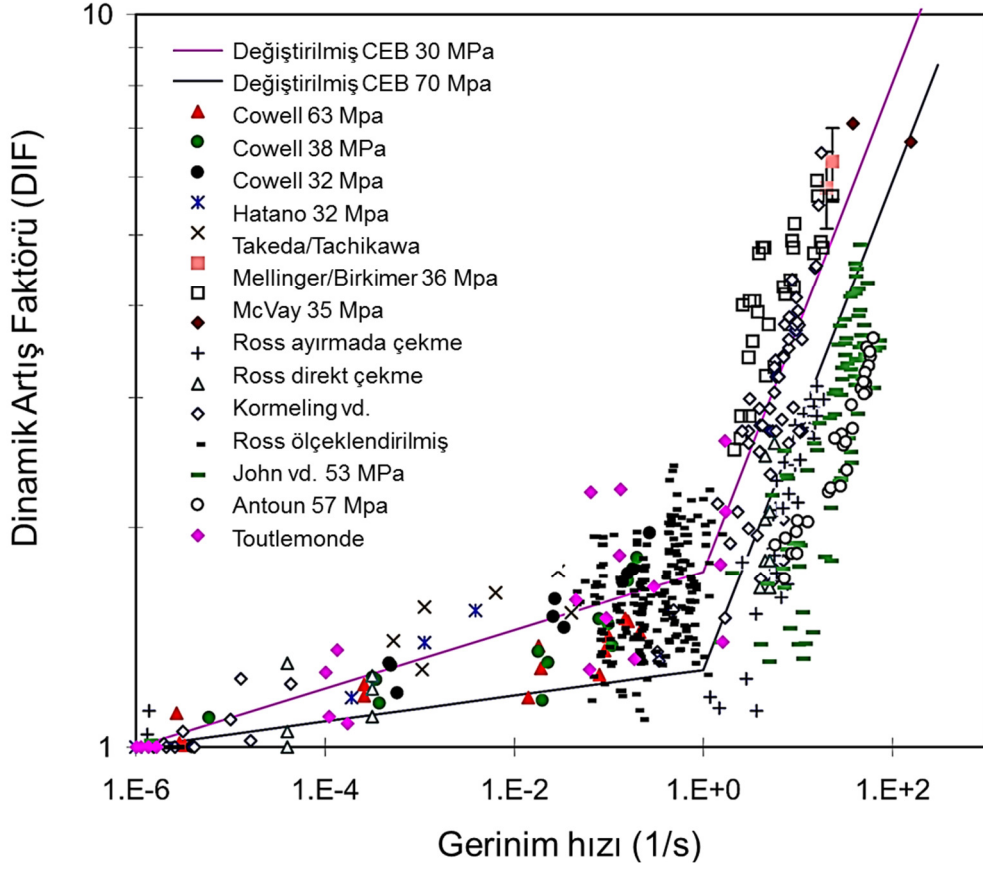
Malvar ve Crawford (1998), betonun çekme dayanımı için eğimdeki değişimin  $30 \text{ s}^{-1}$ 'de değil de  $1 \text{ s}^{-1}$ 'de olmasını gerektiğini vurgulayarak CEB'in (1993) önerdiği eşitliği yeniden düzenlemiştir. Malvar ve Crawford'un (1998) betonun çekme dayanımı için önerdikleri dinamik artış faktörü eşitlikleri aşağıda verildiği gibidir;

$$\dot{\epsilon} \leq 1 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad \text{DIF} = \frac{f_{td}}{f_{ts}} = \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_0} \right)^\delta \quad (3.4.c)$$

$$\dot{\epsilon} > 1 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad \text{DIF} = \frac{f_{td}}{f_{ts}} = \zeta \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_0} \right)^{1/3} \quad (3.4.c)$$

$$\zeta = 10^{(6\delta-2)} \quad \delta = \frac{1}{1+8 \frac{f_{cs}}{f_{c0}}} \quad (3.4.c)$$

burada,  $f_{ts}$  ve  $f_{td}$  sırasıyla betonun statik ve dinamik tek eksenli çekme dayanımı,  $\dot{\epsilon}$  gerinim hızı,  $\epsilon_0$   $30 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  ve  $f_{c0}$  ise 10 MPa'dır. Malvar ve Crawford'un (1998) 30 ve 70 MPa basınç dayanımındaki betonun dinamik çekme dayanımı için değiştirdikleri CEB (1993) eşitliği ile elde edilen dayanım-gerinim hızı ilişkisi diğer araştırmacıların elde ettikleri sonuçlarla birlikte Şekil 3.3'te verilmiştir.

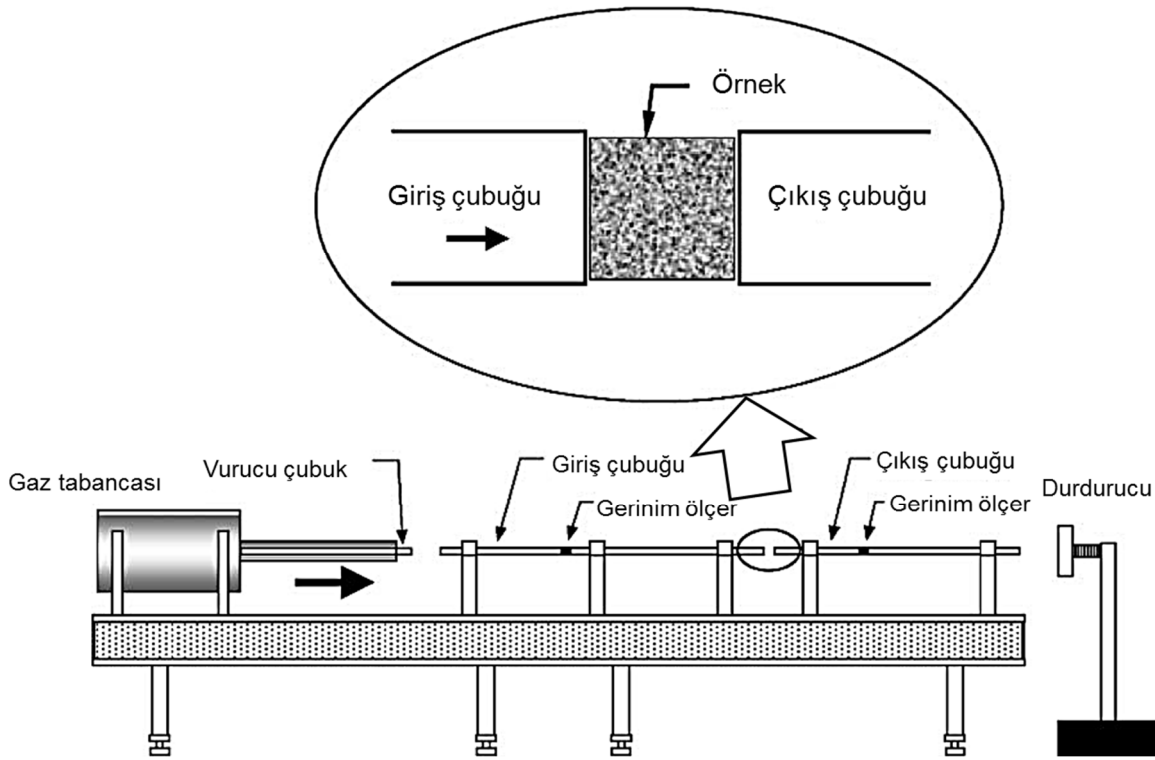


Şekil 3.3 Gerinim hızının betonun çekme dayanımı üzerindeki etkisi (Malvar and Crawford 1998).

Geçmişte yapılan çalışmalara rağmen, halen çok yüksek gerinim hızlarındaki koşullar için bilgi ve anlaşılma eksikliği vardır. Bischoff ve Perry'nin (1991) özetlediği çalışmaların sadece  $10^3 \text{ s}^{-1}$  gerinim hızına kadar olduğu görülmektedir (Bkz. Şekil 3.2). Patlatma ve darbe etkisine maruz malzemenin gerçekçi dayanım özelliği değişimini elde etmek için daha kapsamlı çalışmaların yapılması gerekmektedir. Bunun için son zamanlarda ayırık Hopkinson basınç çubuğu (SHPB) deneyleri yapılarak, daha yüksek seviyelerdeki gerinim hızının dayanım üzerindeki etkileri kestirilmeye çalışılmıştır (Tedesco and Ross 1998; Grote et al. 2001; Li and Meng 2003; Zhao 2003; Zhou and Hao 2008; Hasan et al. 2010).

SHPB tekniği metalik malzemeler için doğrulanmasına rağmen bu tekniğin metalik olmayan malzemeler için sonuçlarının doğruluğu ve geçerliliği tamamen çalışılmamıştır (Li and Meng 2003). Aslında bu alet malzemelerin dinamik davranışını belirlemede metalik malzemeler üzerinde daha etkilidir. Malzemelerin dinamik özellikleri belirlemek için 1950'lerin başından beri kullanılmakta olan SHPB deney düzeneği Şekil 3.4'de şematik olarak gösterilmektedir. Bu teknik ilk kez 1872 yılında John Hopkinson tarafından basınç çubuğu kullanarak demir

kabloların özelliklerini belirlemek için bir uygulanmış ve Hopkinson (1914) tarafından özgün olarak tanıtılmıştır. Daha sonra bu düzenek için ayrılc basınç çubuğu düzenlenmesi (giriş, çıkış ve vurucu çubuk) Kolsky (1949) tarafından geliştirilmiştir. Bu sistem Davies'in (1963) kritik çalışmasından sonra daha yaygın bir şekilde kabul görmüş ve Hopkinson basınç çubuğu ile kaya üzerinde ilk deney ise Kumar (1968) tarafından yapılmıştır. Yıllar içerisinde bu tekniğe çekme ve burkulma düzenlemeleri de eklenmiştir (Grote et al. 2001; Zhao 2003; Cai et al. 2007).



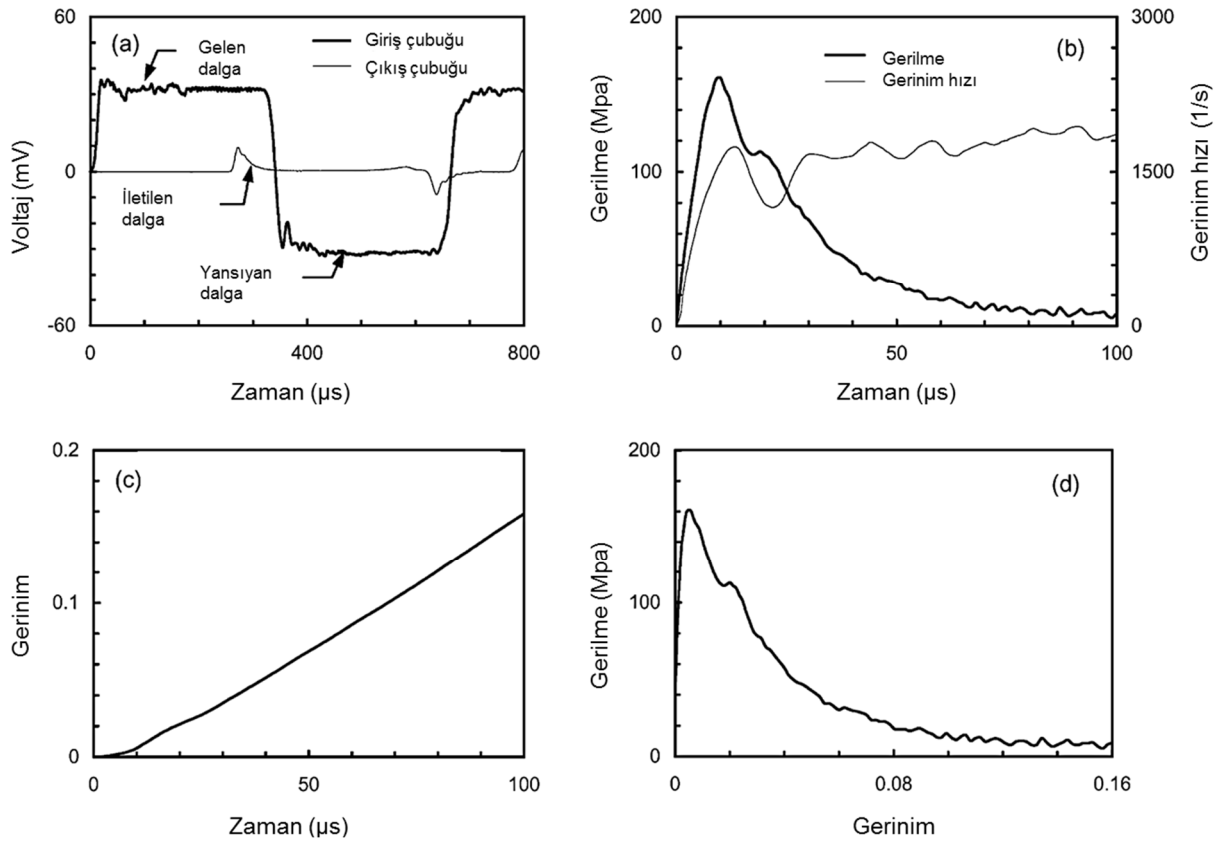
Şekil 3.4 SHPB deney düzeneğinin şematik gösterimi (Grote et al. 2001).

Kolsky'nin (1949) SHPB çözümü aşağıda verilen bazı kabullere dayanmaktadır;

- i. Çubuklardaki dalga yayılımı tek-boyutlu dalga ilerlemesi teorisiyle tanımlanabilir,
- ii. Örnekteki gerilme ve gerinim alanları aksenal doğrultuda eş dağılımlıdır (uniform) ve
- iii. Basınç deneyinde, örnekteki atalet etkisi ve sürtünme etkisi yok sayılabilir.

Bu kabullerin geçerliliği geçmişte çok sık olarak araştırılmıştır. Davies'in (1963) çalışmasını takiben, bilgi işlemede daha doğru bir dalga yayılım teorisi kullanılmaya başlanmasıyla, ortalama gerilme-gerinim eğrisinde gözlemlenen dalga dağılımı etkisi nedeniyle oluşan yalpalanmalar azaltılmıştır (Zhao 2003).

Bu teknikte örnek, giriş ve çıkış çubukları arasında yerleştirilir (Şekil 3.4). Basınçlı gazla tahrik edilen vurucu çubuk, giriş çubuğuna darbe yapar. Bu darbeye, vurucu ve giriş çubuğu üzerinde basınç özellikli bir gerilme dalgası oluşturulur. Bu elastik dalga giriş çubuğu boyunca örneğe kadar giriş çubuğu malzemesinin elastik ve fiziksel özelliklerine bağlı bir hızda yolculuk eder. Yük dalgasının süresi, gerilme dalgasının vurucu çubuk içerisinde bir kere ileri ve geri hareket etme zamanına eşittir. Basınç özellikteki gerilme dalgası, giriş ve çıkış çubukları arasında sıkışan örneğe vurur. Gelen dalganın bir kısmı, giriş çubuğu-örnek ara yüzeyinden giriş çubuğuna geri yansır ve kalan kısmı örnek içinden geçerek çıkış çubuğuna ilerler. Giriş ve çıkış çubuklarına birim deformasyon ölçerler yerleştirilmiştir. Bu birim deformasyon ölçerlerin sinyalleri dijital osiloskopda kaydedilir. Şekil 3.5.a'da deney sırasında giriş ve çıkış çubukları üzerinde bulunan birim deformasyon ölçerlerden kaydedilen sinyaller gösterilmektedir. Bu gerilme ölçümleri deformasyon sırasında örnek içerisindeki gerilme, gerilme ve gerilim hızının zamana bağlı geçmişini kestirmek için kullanılır (Şekil 3.5).



Şekil 3.5 SHPB deneyi için bilgi çözümlemesi; (a) ölçülen gerilim sinyalleri, (b) hesaplanan gerilme ve gerilim hızı, (c) hesaplanan gerilim ve (d) gerilme-gerilim ilişkisi (Grote et al. 2001).

SHPB deneyinde örneğin uzunluğu boyunca düzgün gerilme dağılımı elde edebilmek için örnek boyu yeteri kadar kısa olmalıdır. Normalde örnek içerisinde 1'e 5 oranda dalga yansıması gerekmektedir. Diğer yandan çok kısa örnek kullanıldığında örnek uçları ve çubuklar arasındaki sürtünme önemli bir rol oynayabilir ve dayanımda belirgin bir artışa neden olur.

SHPB deneyi zahmetli ve masraflı bir yöntemdir. Bazı durumlar bu deney düzeneğinin şekli daha doğru sonuçlar elde etmek için değiştirilmiştir (Schuler and Hakan 2006; Hasan et al.'den 2010). Bu deneyden elde edilen sonuçlar, gerilme-gerinim diyagramının doğru ölçülmesindeki zorluklar, dağılım düzeltmesi ve veri işlemindeki dönüşümler ve güvenlik katsayısı gibi birçok faktörden etkilenmektedir. Bu problemler nedeniyle betonunun dinamik yükler altındaki davranışını çalışmak için, SHPB deney düzeneği sayısal gerilme çözümlenmeleri yöntemi kullanılarak modellenmiş ve dünyada geniş çapta kullanılmıştır (Hasan et al. 2010).

Yakın zamanda, SHPB tekniği kullanılarak yüksek gerinim hızlarında betonun dinamik basınç dayanımı artışı çalışılmıştır (Malvern and Ross 1985; Tedesco and Ross 1998; Ross et al. 1989, 1995, 1996; Grote et al. 2001; Li and Meng 2003; Zhou and Hao 2008). Tedesco ve Ross (1998), Ross vd. (1989, 1995, 1996) tarafından yapılan çalışmalarını da değerlendirerek betonun basınç dayanımındaki dinamik artış faktörü için aşağıda verilen regresyon bağıntılarını önermiştir.

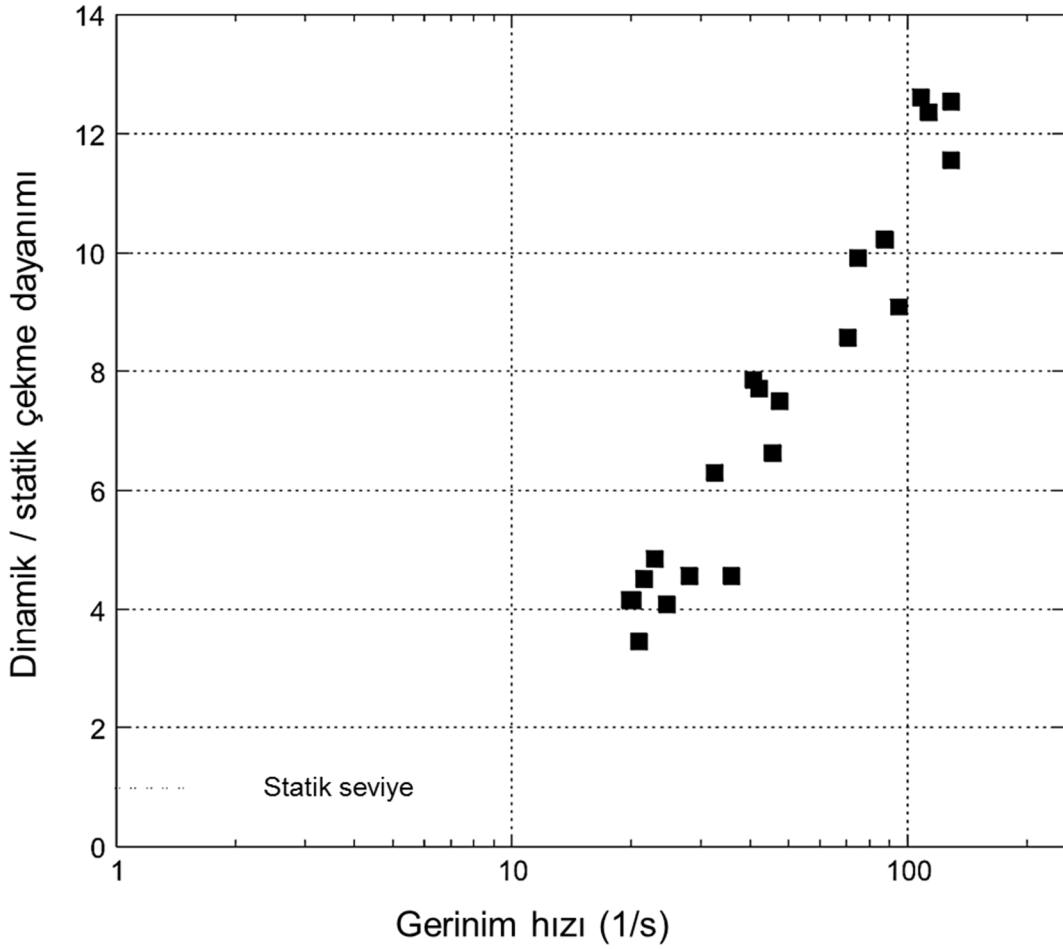
$$\dot{\epsilon} \leq 63.1 \text{ s}^{-1} \text{ için,} \quad \text{DIF} = 0.00965 \log \dot{\epsilon} + 1.058 \geq 1.0 \text{ ve,} \quad (3.5.a)$$

$$\dot{\epsilon} \geq 63.1 \text{ s}^{-1} \text{ için,} \quad \text{DIF} = 0.758 \log \dot{\epsilon} - 0.289 \leq 2.5 \quad (3.5.b)$$

Bu eşitliklerde görülebileceği gibi Tedesco ve Ross'un (1998) çalışmasında, düşük gerinim hızı duyarlılığından yüksek gerinim hızı duyarlılığına geçiş 63.1 s<sup>-1</sup> gerinim hızı değerinde oluşmaktadır. Bu değer Avrupa Beton Kurulu'nun önerdiğinden (30 s<sup>-1</sup>), az miktarda olsa da, fazladır.

Brara vd. (2000) ıslak beton örnekleri üzerinde Hopkinson çubuğuna benzeyen kendi geliştirdikleri bir teknikle yüksek gerinim hızlarında çekme dayanımı deneyleri yapmışlardır. Statik basınç ve çekme dayanımı sırasıyla 42 MPa ve 4.2 MPa olarak belirlenen beton örnekleri üzerinde 21.5, 40.6 ve 108 s<sup>-1</sup> gerinim hızlarında elde ettikleri sonuçlar Şekil 3.6'da

sunulmuştur. Bu çalışma sonucunda gerinim hızı artışıyla betonun çekme dayanımının 12.6 kata kadar arttığı rapor edilmiştir.

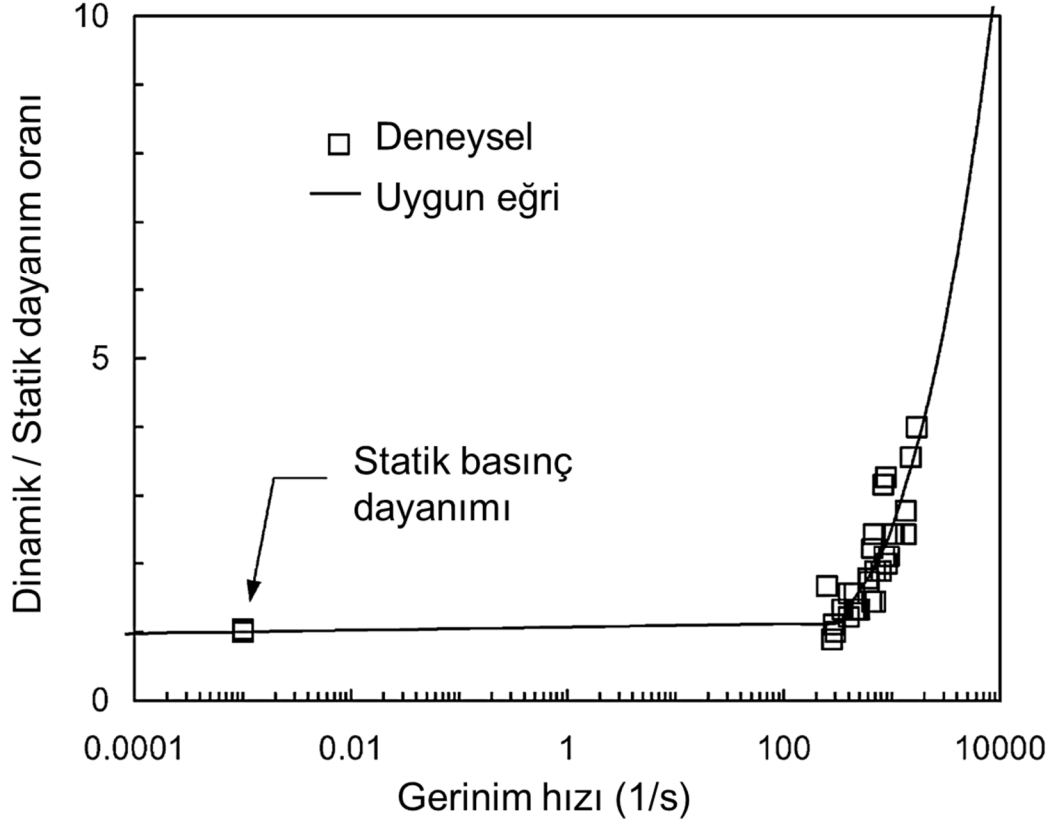


Şekil 3.6 Beton için gerinim hızı ve çekme dayanımı ilişkisi (Brara et al. 2000).

Grote vd. (2001) statik (gerinim hızı  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ) basınç dayanımı yaklaşık 46 MPa olan ve maksimum boyutu 9.5 mm olan agregalı harç örnekleri üzerinde,  $250\text{-}1700 \text{ s}^{-1}$  arasında değişen gerinim hızlarında SHPB deneyleri yaparak, harç örneklerinin dinamik basınç dayanımları elde etmişlerdir. Bu çalışmada, yaklaşık  $10^2 \text{ s}^{-1}$  gerinim hızı değerinde dinamik artış faktöründe ani bir artış gözlenmiştir (Şekil 3.7). Grote vd. (2001) tarafından betonun basınç dayanımının dinamik artış faktörü için aşağıdaki eşitlik önerilmiştir,

$$\dot{\epsilon} \leq 266 \text{ s}^{-1} \text{ için, } \quad \text{DIF} = 0.0235 \log \dot{\epsilon} + 1.07 \quad (3.6.a)$$

$$\dot{\epsilon} > 266 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad \text{DIF} = 0.882(\log \dot{\epsilon})^3 - 4.48(\log \dot{\epsilon})^2 + 7.22(\log \dot{\epsilon}) - 2.64 \quad (3.6.b)$$



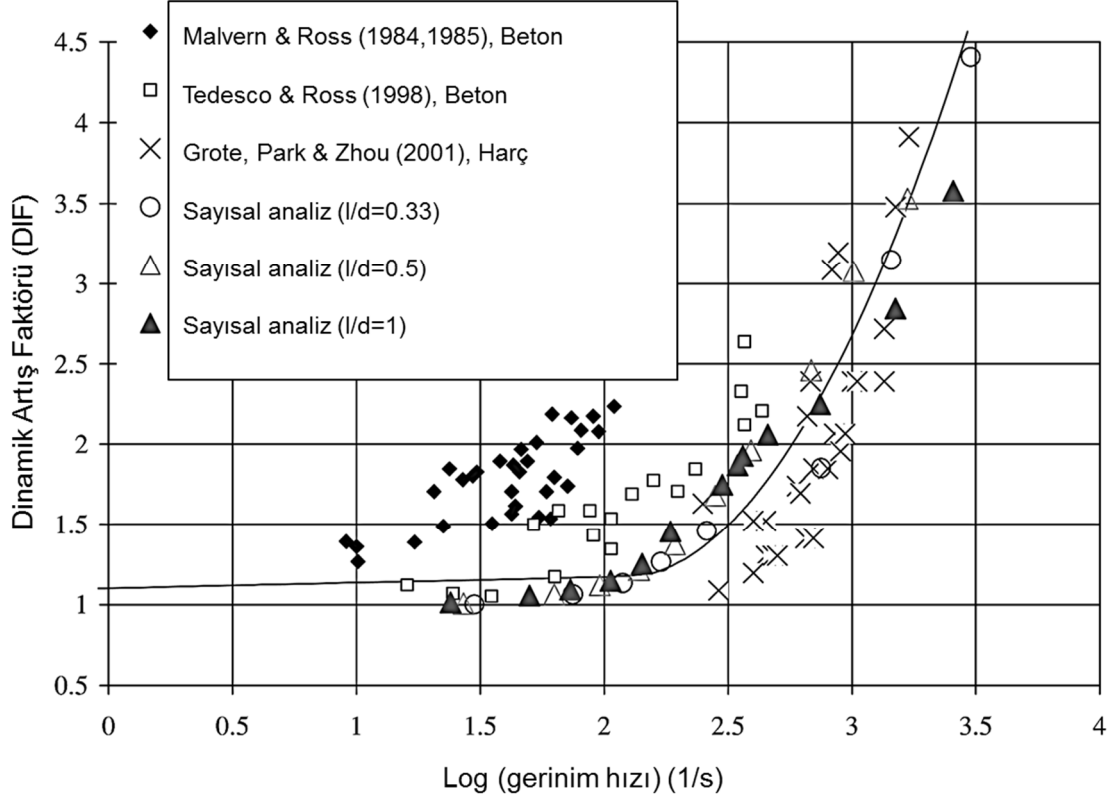
Şekil 3.7 Betonun basınç dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi (statik dayanıma göre normalleştirilmiş) (Grote et al. 2001).

Li ve Meng (2003) tarafından sonlu elemanlar programı olan ABAQUS/Explicit sürüm kullanılarak farklı uzunluk/çap oranlarında hazırlanan harç örnekleri üzerinde SHPB deneyleri yapılmıştır. Li ve Meng (2003), önceki çalışmalardan elde edilen verileri (Malvern and Ross 1985; Tedesco and Ross 1998; Grote et al. 2001) ve kendi çalışmalarını bir arada değerlendirerek betonun basınç dayanımındaki dinamik artış faktörü için aşağıdaki eşitlikleri önermişlerdir (Şekil 3.8).

$$\dot{\epsilon} \leq 10^2 \text{ s}^{-1} \text{ için, } \text{DIF} = 0.03438(\log \dot{\epsilon} + 3) + 1 \quad (3.7.a)$$

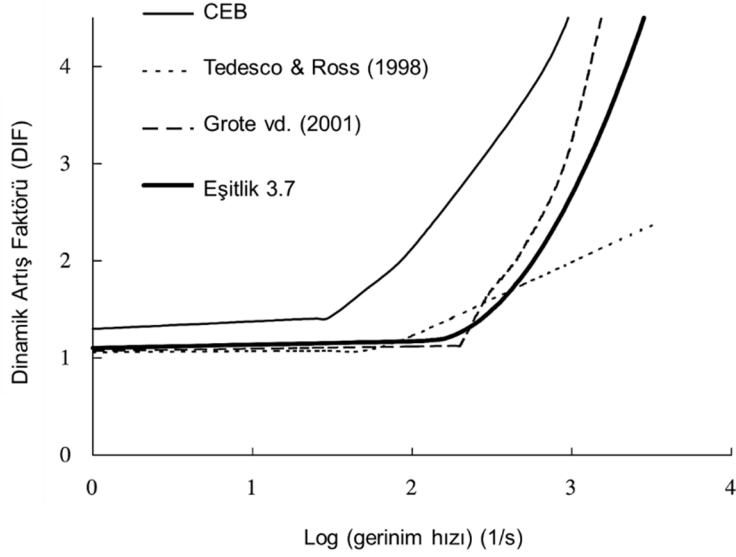
$$\dot{\epsilon} > 10^2 \text{ s}^{-1} \text{ için, } \text{DIF} = x_0 + x_1 \log(\dot{\epsilon}) + x_2 \log^2(\dot{\epsilon}) \quad (3.7.b)$$

$$x_0 = 8.5303, x_1 = -7.1372 \text{ ve } x_2 = 1.729 \quad (3.7.c)$$



Şekil 3.8 SHPB deneyinden ölçülen dinamik artış faktörünün tahmin edilen değer ile karşılaştırılması (Li ve Meng 2003).

Şekil 3.9’da ise Avrupa Beton Kurulu, Tedesco ve Ross (1998), Grote vd. (2001) ve Li ve Meng (2003) tarafından önerilen betonun basınç dayanımının dinamik artış faktörü yaklaşımlarının bir karşılaştırılması sunulmaktadır. Bu karşılaştırmadan görülebileceği gibi, beton ve beton benzeri malzemelerde basınç dayanımı yaklaşık  $10^2$  ila  $10^3$   $s^{-1}$  gerinim hızı seviyelerinde ani bir şekilde artmaktadır ( $10^3$   $s^{-1}$  gerinim hızında dinamik basınç dayanım statik basınç dayanımın yaklaşık 3 katı).

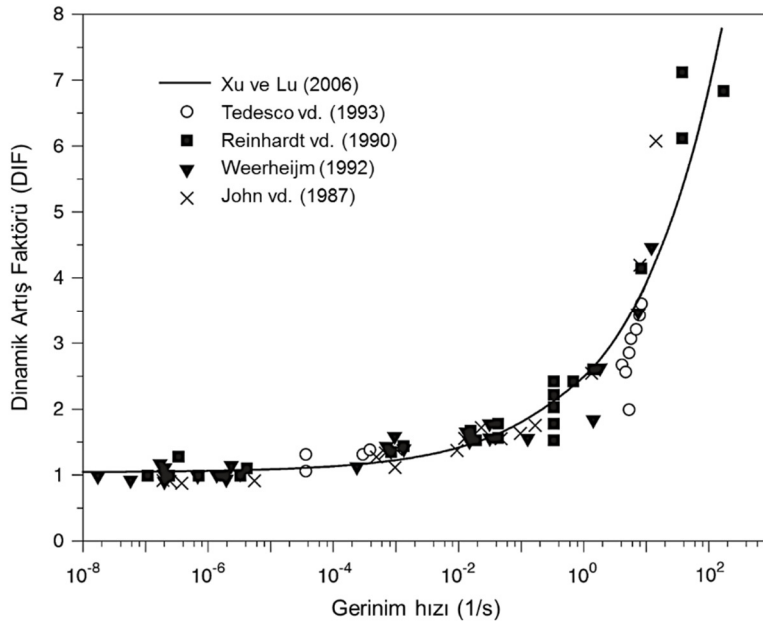


Şekil 3.9 Basınç dayanımı için dinamik artış faktörü önerilerinin karşılaştırılması (Li and Meng 2003).

Xu ve Lu (2006) beton için dinamik çekme dayanımının tahmini için Şekil 3.10’da gösterilen daha önceden yapılmış deneysel çalışmalara eğri uyarlayarak aşağıdaki eşitliği önermişlerdir (Xu and Lu 2006).

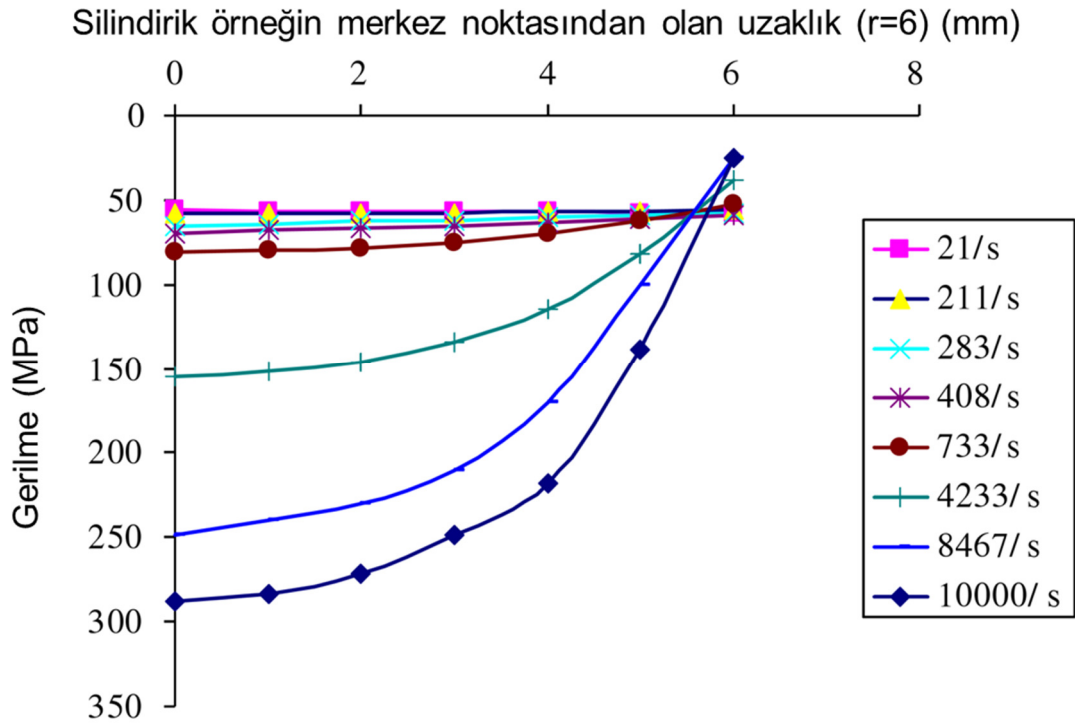
$$f_{cd} = f_{cs} (1 + 1.505 \dot{\epsilon}^{0.295}) \quad (3.8)$$

Burada  $f_{cd}$  ve  $f_{cs}$  betonun dinamik ve statik çekme dayanımıdır.



Şekil 3.10 Betonun çekme dayanımının gerinim hızına göre değişimi (Xu and Lu 2006).

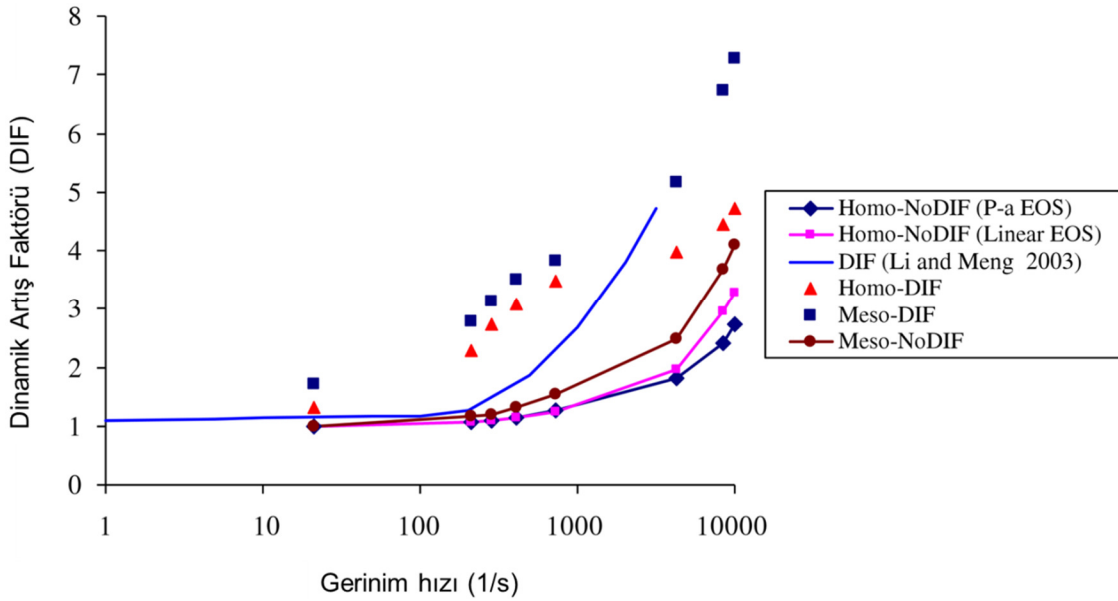
Literatürde karşılaşılan dinamik artış faktörü için önerilen görgül eşitliklerin çoğu, içsel sınırlama etkisini yok sayarak dinamik deney sonuçlarına eğri uyarlama yöntemine dayanmaktadır. Bu yaklaşımlarda beton ve beton benzeri malzemenin dinamik basınç dayanımı olduğundan fazla tahmin edilebilir. Yakın zamanda Zhou ve Hao (2008) tarafından, yukarıda açıklanan çalışmalara ek olarak AUTODYN sayısal çözümleme programı kullanarak homojen ve heterojen beton örnekleri üzerinde SHPB deneyleri yapılmıştır. Homojen beton örnekleri üzerinde elde ettikleri sonuçlar Şekil 3.11’de verilmektedir. Bu şekilde 0 mm durumu örnek merkezini, 6 mm ise örnek dış yüzeyini göstermektedir. Yüksek gerinim hızlarında örnek içerisine doğru gerilmenin artışı açıkça görülmektedir. Örneğin iç kısmı içsel sınırlamaya maruz kaldığından dolayı bu durum hiç de şaşırtıcı değildir.



Şekil 3.11 Homojen harç malzemesi için örnek yarıçapı boyunca farklı gerinim hızlarında elde edilen gerilme dağılımları (Zhou and Hao 2008).

Beton benzeri malzemeler yüksek derecede karmaşık heterojen malzemelerdir. Beton dayanımı agrega, matris elemanı ve yüzeyler arası işlem bölgesi (ITZ: interfacial transaction zone) gibi bileşen fazının özelliklerine bağlıdır. Özellikle yüzeyler arası işlem bölgesi beton dayanımını belirlemede önemli bir rol oynamaktadır (Akçaoğlu et al. 2005). Zhou ve Hao'nun (2008) içsel sınırlama ve gerinim hızı etkisine duyarlı ve duyarsız beton örnekleri üzerinde yaptıkları deney sonuçları ve Li ve Meng'in (2003) sonuçlarıyla karşılaştırılmalı olarak Şekil 3.12'de verilmektedir. Bu şekilde NoDIF gerinim hızı duyarsız DIF gerinim hızı duyarlı modeli

göstermektedir. Li and Meng (2003) ve Zhou ve Hao'nun (2008) sonuçları arasındaki farklılıklar farklı malzeme modeli kullandıkları için olabileceği söylenebilir.



Şekil 3.12 Farklı sayısal çözümlerle elde edilen dayanım artışı (DIF) sonuçları (Zhou and Hao 2008).

### 3.2 GERİNİM HIZININ KAYA MALZEMESİ DAYANIMI ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ

Son zamanlarda yeraltı yapılarına karşı ilgi giderek artmaktadır. Kaya içerisindeki yapılarının tasarımı ve analizi için dinamik özellikleri elde etmek ve farklı gerinim hızlarında kayanın dinamik özelliklerini anlamak oldukça önemlidir. Bu nedenle kayaçların dayanımının gerinim hızı ile birlikte artışı özellikle son yarım yüzyıldır birçok araştırmalara konu olmuştur.

Düşük gerinim hızlarında ( $10^{-5}$ - $10^{-2}$   $s^{-1}$ ) statik dayanımları elde etmek göreceli olarak daha kolayken, orta ve yüksek gerinim hızlarında ( $10^{-2}$ - $10^0$   $s^{-1}$ ) kaya malzemesinin gerilme-gerinim ilişkisinin özellik değişimini elde etmek için farklı yaklaşımlar gerekmektedir. Erişilebilir gerinim hızı yükleme makinesi tipine göre değişmektedir. Normal hidrolik yükleme makineleri örnekleri  $10^{-3}$   $s^{-1}$ 'e kadar olan gerinim hızlarında yükleme yapabilirken, 1960'larda geliştirilen hidrolik basınçla çalışan dinamik yükleme donanımları gibi özel tasarlanmış deney aletleriyle  $10^1$   $s^{-1}$  gerinim hızına kadar yükleme yapılabilir. SHPB deney düzeneğinde ise elde edilebilir gerinim hızı  $10^1$ - $10^4$   $s^{-1}$  arasındadır. Daha yüksek gerinim hızlarında ise ( $>10^3$   $s^{-1}$ ), gaz tabancası yöntemiyle kayanın dinamik yüklere tepkisini ölçmek mümkündür.

Laboratuvar deneylerinin yanında, yerinde yapılan patlatma deneyleri de patlatmanın neden olduğu dinamik dalga yayılımı ve kaya kütlesi hasarını belirlemek için kullanılmaktadır (Li et al. 2005; Cai et al. 2007).

Son yıllarda yapılan çalışmalarla kayanın mekanik özelliklerinin (veya tepkisinin) gerinim hızına karşı duyarlı olduğu anlaşılmıştır. Aynı zamanda yükleme hızı veya gerinim hızı arttıkça kayanın dayanımının da artış göstereceği birçok araştırmacı tarafından rapor edilmiştir. Bu çalışmalarda bazıları dayanım ve gerinim hızı arasında doğrusal bir ilişki olduğunu belirtirken bazıları dayanımın gerinim hızıyla artışının çoğunlukla doğrusal olmadığını göstermiştir. Bununla birlikte, düşük gerinim hızlarında dayanım artışının kademeli ve sabit olduğu, belli bir gerinim hızı aralığında sonra ise dayanımın gerinim hızıyla birlikte artışının ani ve keskin olduğu geniş çapta kabul edilen bir gerçektir. Ancak bu geçişin hangi gerinim hızında olduğu belli değildir. Bazı çalışmalar bu geçişin  $10^{-3}$ - $10^2$  s<sup>-1</sup> gerinim hızı arasında olduğunu ve kaya tipine bağlı olabileceğini göstermiştir (Cai et al. 2007).

Kaya ve beton dayanımının gerinim hızına bağımlılığı birkaç teori ile açıklanır. Bunlardan birisi, radyal gerilmenin artmasıyla yanal gerilmenin artmasını belirten atalet (durgunluk) etkisidir. Bir diğeri ise, gerinim hızı artışı nedeniyle mikro-hasarların (çatlaklar, fisürler vb.) gecikmesi veya azalmasıdır. Yükleme hızının artmasıyla, kaya içerisindeki zayıf kusurlar veya hasarlar parçalanma sürecine önemli bir katkıda bulunacak fırsatı bulamayabilir (Cai et al. 2007). Özetlemek gerekirse, kaya dayanımı gerinim hızına bağlıdır ve basınç ve çekme dayanımı gibi dinamik özelliklerin gerinim hızına karşı bağımlılığı kaya tipine göre değişmektedir.

Hino (1956a), şok dalgası teorisi kullanarak patlayıcı şarjının infilakıyla oluşan kaya parçalama hızından kaya malzemesinin dinamik çekme dayanımını kestirmek için bir yöntem önermiştir. Bu çalışmalarda, hız ölçümlerinden elde edilen kaya malzemesinin dinamik çekme dayanımının statik çekme dayanımının 2 katından daha fazla olduğu rapor edilmiştir. Bacon (1962) kayanın dinamik çekme dayanımını, askıda bulunan bir kayaç örneğine sarkaç enerjisiyle keskin bir yük dalgası vererek araştırmıştır. Yaptığı çalışmalar kayanın dinamik çekme dayanımının, statik çekme dayanımından 1-4 kat fazla olduğunu göstermiştir. Rinehard (1965), dinamik çekme dayanımının statik çekme dayanımından 6-10 kat fazla olduğunu rapor etmiştir. Birkimer (1970), dinamik çekme dayanımının sabit olmadığını gerinim hızına bağlı değiştiğini belirtmiştir (Cho vd. 2003). Wichter (1979), killi şeyl üzerinde yaptığı üç eksenli deneyler sonucunda gerinim

hızının 30 kat artırılmasıyla kesme dayanımında %40'lık bir artış olduğunu rapor etmiştir (Cai et al. 2007).

100 s<sup>-1</sup> ve daha yüksek gerinim hızında yapılan çalışmalar, dinamik basınç dayanımının yüksek gerinim hızlarında Eşitlik 3.9'da verildiği gibi belirlenebileceğini göstermiştir (Birkimer 1971; Grady and Kipp 1979; Li et al.'den 2005).

$$\sigma_{cd} = K (\dot{\epsilon})^{1/3} \quad (3.9)$$

Burada,  $\sigma_{cd}$  dinamik basınç dayanımı ve K malzeme sabitidir. Grady ve Lipkin (1980), ise dinamik çekme dayanımı için aşağıdaki genel bağıntıyı önermiştir.

$$\sigma_{td} = K (\dot{\epsilon})^n \quad (3.10)$$

burada  $\sigma_{td}$  dinamik çekme dayanımı ve K ve n malzeme sabitleridir (Kubota et al.'den 2008). Lankford (1981), kireçtaşı üzerinde yaptığı deneyler sonucunda kireçtaşının basınç dayanımının gerinim hızına bağlı olarak değiştiğini rapor etmiştir (Cai et al. 2007). Chon ve Ahrens (1981), volkanik kayaç olan gabrotik anortozit ve bazalt örneklerinin dinamik çekme dayanımını hesaplamak için, bu örnekler üzerinde 10<sup>4</sup> - 10<sup>5</sup> s<sup>-1</sup> gerinim hızı aralığında (kaya örnekleri içerisinde yaklaşık 1µs süreli çekme gerilmesi dalgaları elde edecek şekilde), düz plaka darbe (flat plate impact) deneyleri yapmışlardır. Sonuç olarak bu çalışmada, gabrotik anortozitin dinamik çekme dayanımı 153-174 MPa bazaltın ise 157-179 MPa olarak rapor edilmiştir. Ayrıca, volkanik kayaçların dinamik çekme dayanımı statik çekme dayanımından çok daha fazla olduğu da vurgulanmıştır. Örneğin; granit için rapor edilen statik çekme dayanımı 6.8 MPa iken dinamik çekme dayanımı gerinim hızına bağlı olarak 45-127 MPa arasında değişmektedir. Bu durumda çekme dayanımı için dinamik artış faktörünün 6.6-18.6 arasında değiştiği göz önünde bulundurulmalıdır.

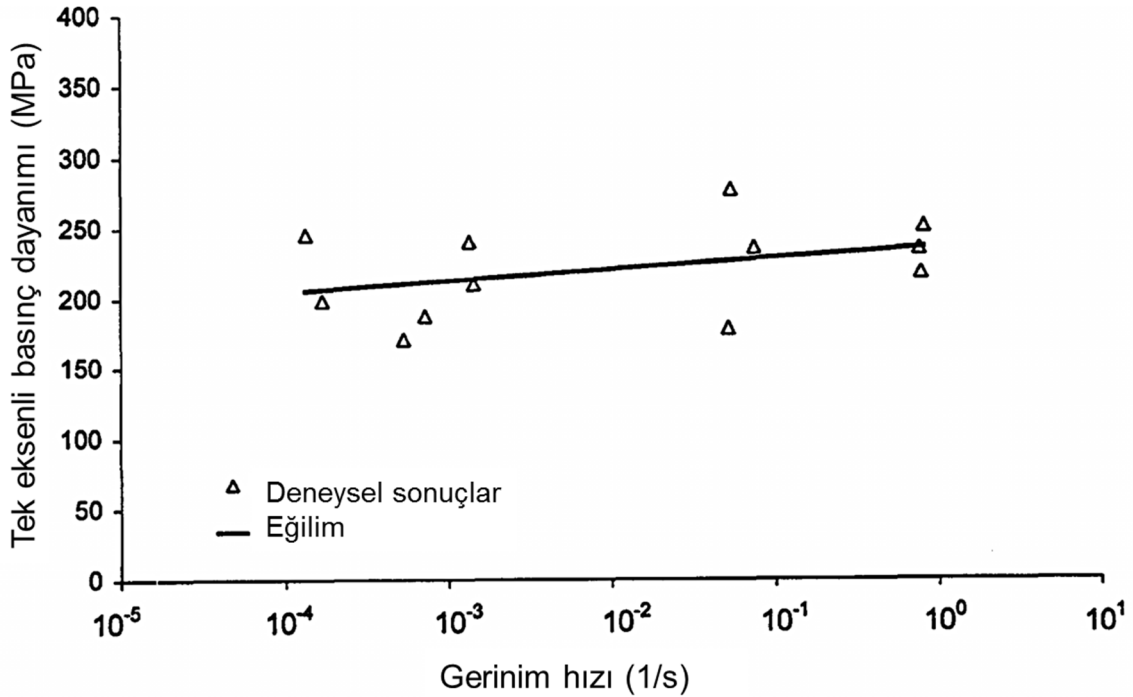
Li'ye (1994) göre kaya malzemesinin dinamik basınç ve çekme dayanımı uygulanan gerinim hızına bağlı olarak aşağıdaki gibi hesaplanabilir;

$$(\sigma_{ci})_{dyn} = \sigma_{ci} \dot{\epsilon}^{1/3} \quad (3.11.a)$$

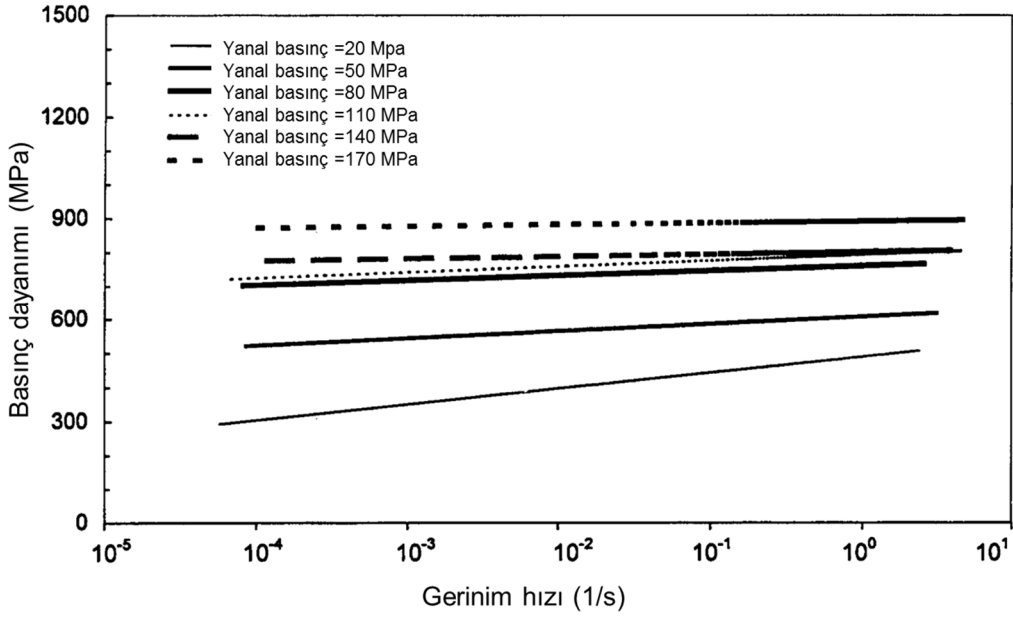
$$(\sigma_{ti})_{dyn} = \sigma_{ti} \dot{\epsilon}^{1/3} \quad (3.11.b)$$

burada,  $(\sigma_{ci})_{dyn}$  ve  $(\sigma_{ti})_{dyn}$  sırasıyla kaya malzemesinin dinamik basınç ve çekme dayanımı,  $\sigma_{ci}$  ve  $\sigma_{ti}$  kaya malzemesinin statik tek eksenli basınç ve çekme dayanımı ve  $\dot{\epsilon}$  gerinim hızıdır. Dolayısıyla bu eşitlikler (Eşitlik 3.11) kullanılarak laboratuvar deneylerinden elde edilen statik dayanım verileri kullanılarak kayanın malzemesinin dinamik dayanım verileri elde edilebilir (Li et al. 2011).

Zhao vd. (1999b) granitin dinamik basınç dayanımını hesaplamak için üç eksenli yükleme yapabilen dinamik bir hidrolik yükleme makinesi kullanarak  $10^{-4}$ - $10^0$  s<sup>-1</sup> gerinim hızlarında deneyler yapmışlardır. Bu çalışmada, gerinim hızı  $10^{-4}$ 'den  $10^0$ 'a artarken tek eksenli basınç dayanımında ortalama % 15'lik bir artış gözlemlenmiştir (Şekil 3.13). Ayrıca, yanal basınç (170 MPa'a kadar) arttıkça gerinim hızı artışının dayanım artışı üzerindeki etkisinin azaldığını da rapor edilmiştir (Şekil 3.14). Aynı zamanda, Li vd. (1999) tarafından yapılan üç eksenli basınç deneylerinde üç eksenli basınç dayanımının gerinim hızı ve yanal basınçla birlikte arttığını rapor edilmiştir (Zhao 2000).

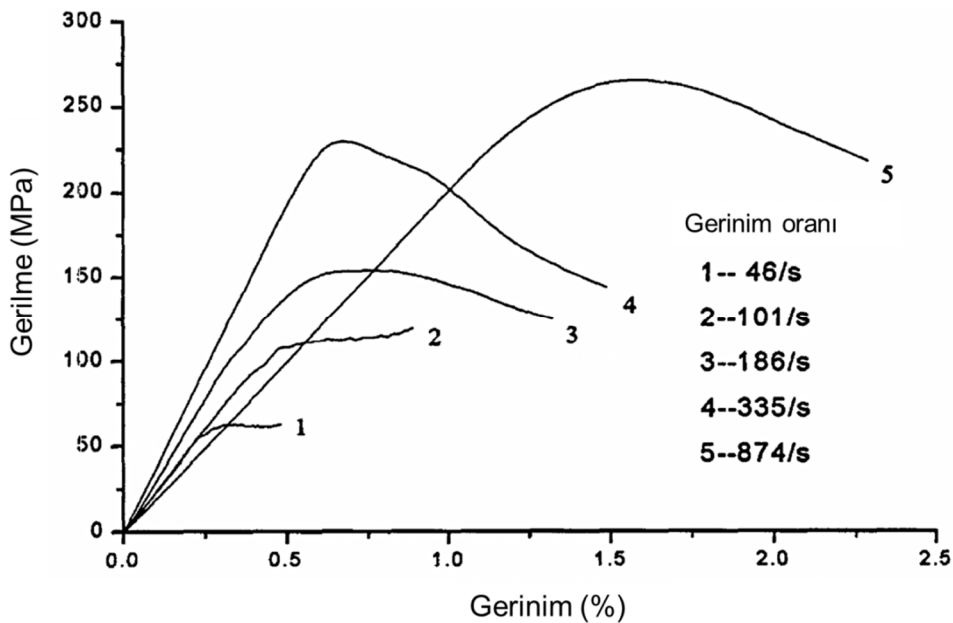


Şekil 3.13 Granitin tek eksenli basınç dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi (Zhao et al. 1999a).



Şekil 3.14 Granitin tek eksenli basınç dayanımının farklı yanıl basınç seviyelerinde gerinim hızına bağı olarak değişimi (Zhao et al. 1999a).

Zhao vd. (1999a) aynı zamanda  $46\text{--}874\text{ s}^{-1}$  gerinim hızı arasında SHPB deneyi yapmışlardır. Bu çalışmanın sonucunda, gerinim hızı artışıyla kayanın basınç dayanımı sürekli artarken deformasyon modülünün belli bir değerden sonra ( $335\text{ s}^{-1}$ ) düşüşe geçtiği belirlenmiştir (Şekil 3.15). Bununla birlikte, Zhao vd. (1999a)  $10^{-1}\text{--}10^4\text{ MPa/s}$  yükleme hızlarında Dolaylı çekme (Brezilya) ve Kesme dayanımı deneyleri yaparak yükleme hızı artışının granitin dolaylı çekme ve kesme dayanımında %10'luk bir artışa neden olduğunu rapor etmişlerdir.



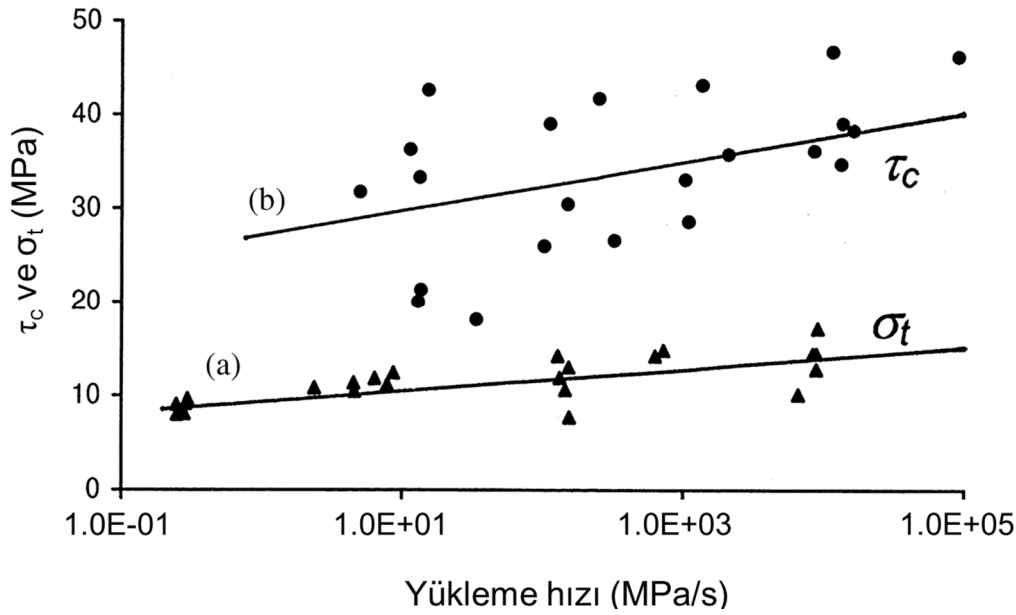
Şekil 3.15 Farklı gerinim hızlarında granitin gerilme–gerinim ilişkisi (Zhao et al. 1999a).

Zhao vd. (1998, 1999b) tek eksenli basınç dayanımı ve gerinim hızı arasındaki ilişki için yarı-logaritmik bir bağıntı önermişleridir.

$$\sigma_{cd} = A \log(\sigma'_{cd}/\sigma'_c) + \sigma_c \quad (3.12)$$

burada,  $\sigma'_{cd}$  ve  $\sigma'_c$  sırasıyla dinamik ve statik yükleme hızı olup  $\sigma'_c$  yaklaşık 0.05 MPa/s'dir ve A malzeme sabiti olup granit için yaklaşık 11.9 bulunmuştur (Zhao et al. 1998, 1999b; Zhao'dan 2000). Bu eşitlik kırılğan kaya malzemesi için genel bir yaklaşım vermektedir. Bununla birlikte malzeme sabiti olan A katsayısı kaya tipine göre değişmektedir. Örneğin, Zhao vd. (2000) çimento harcı için A katsayısını 4.9 olarak rapor etmiştir (Zhao 2000)

Zhao ve Li (2000) tarafından yapılan dinamik çekme deneyleri, çekme dayanımının basınç dayanımına benzer bir şekilde gerinim hızıyla birlikte arttığını göstermiştir. Ayrıca Zhao vd. (1998) tarafından yapılan zımbalama (Punch) deneylerde granitin sınırlandırılmamış kesme dayanımının gerinim hızı ile birlikte arttığı belirlenmiştir (Şekil 3.16) (Zhao 2000).

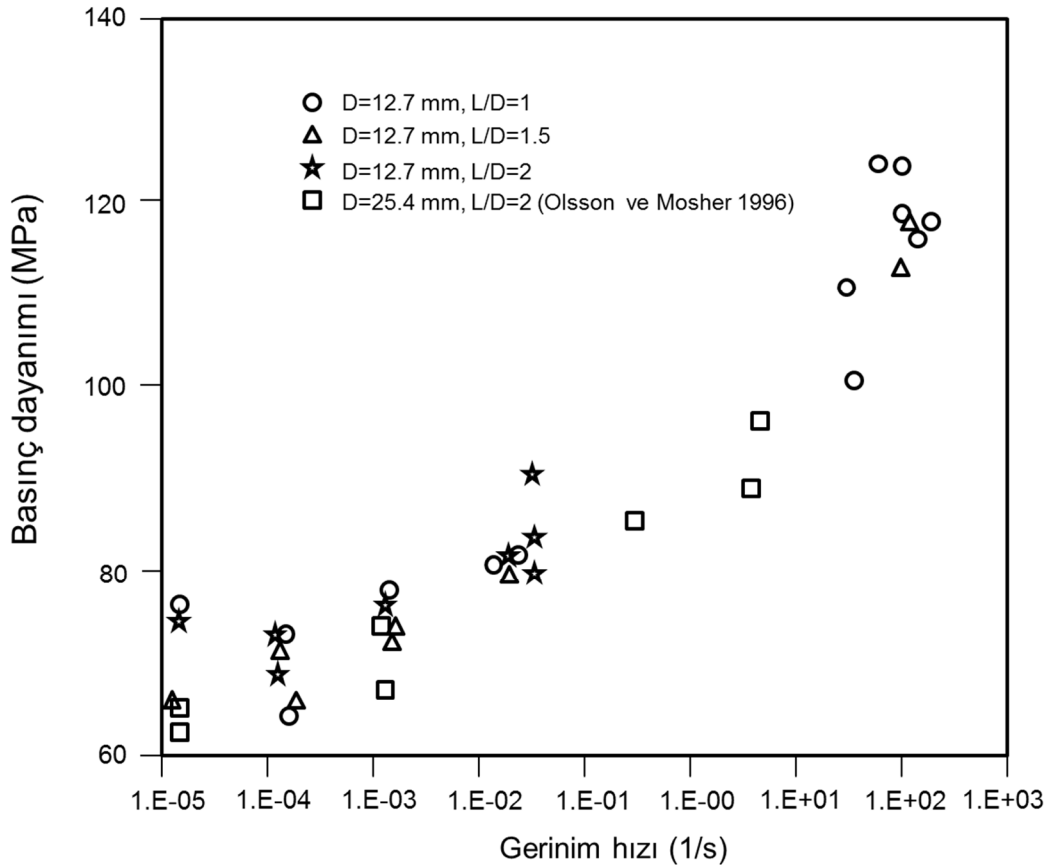


Şekil 3.16 Granit için tek eksenli çekme ( $\sigma_t$ ) ve sınırlandırılmış kesme ( $\tau_c$ ) dayanımının yüklenme hızına bağlı değişimi (Zhao et al. 1998; Zhao and Li 2000; Zhao'dan 2000).

Li vd. (2000) SHPB deney düzeneği kullanarak  $100-600 \text{ s}^{-1}$  gerinim hızında granit, kumtaşı ve kireçtaşı örnekleri için dinamik gerilme-gerinim ilişkisinin tamamını elde etmişlerdir. Gomez vd. (2001) ise SHPB tekniğini önceden hasarlı (örnekler üzerine belli yükseklikten demir ağırlıklar bırakılarak elde edilen hasar) granit ve beton örneklerinin dinamik çekme dayanımını

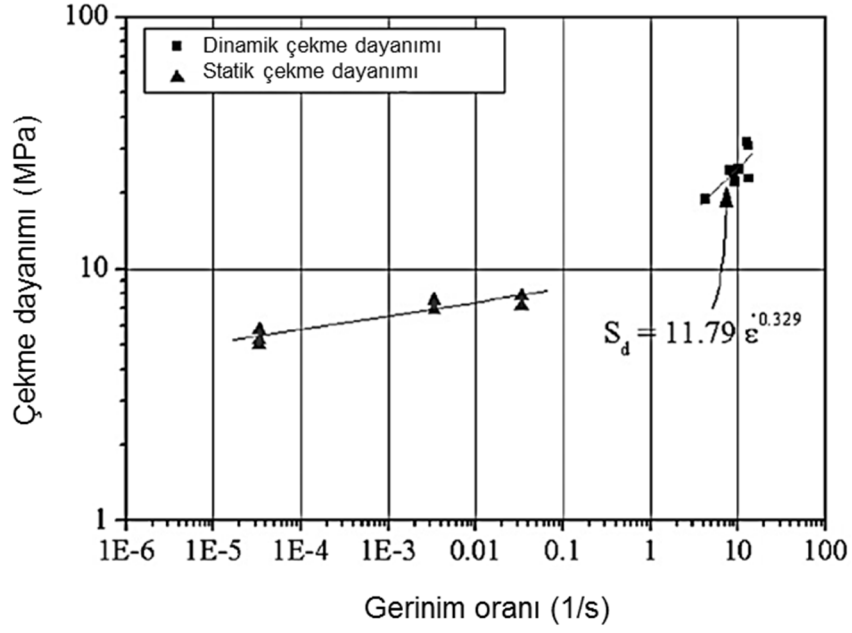
bulmak için kullanmışlardır. Tüm bu deneyler sonucunda, dinamik dayanımın gerinim hızıyla birlikte arttığı belirlenmiştir.

Frew vd. (2001) Indiana kireçtaşı örnekleri üzerinde servo-hidrolik yükleme makinesi ve SHPB deney düzeneği ile değişik gerinim hızlarında basınç dayanımı deneyi yapmışlardır.  $10^{-5}$ - $300 \text{ s}^{-1}$  gerinim hızı arasında yapılan deneylerde kireçtaşı örneklerinin basınç dayanımının gerinim hızı ile arttığı sonucu rapor edilmiştir (Şekil 3.17).

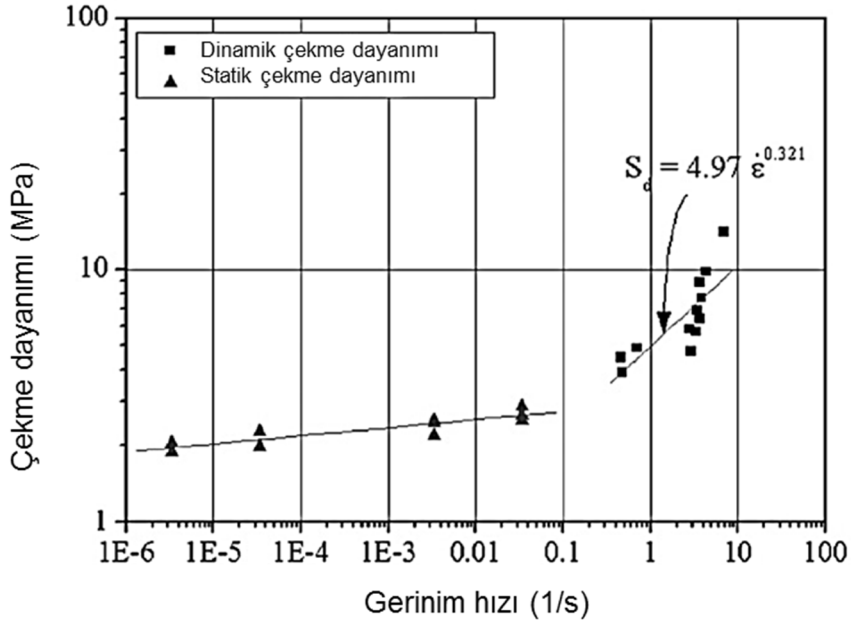


Şekil 3.17 Indiana kireçtaşının basınç dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi (Frew et al. 2001).

Cho vd. (2003) dinamik çekme dayanımının gerinim hızına bağlı değişimini belirlemek için granit ve tuf örnekleri üzerinde SHPB deney düzeneğiyle dinamik çekme dayanımı deneyleri yapmışlardır. Gerinim hızının granit için  $4.24 - 13.18 \text{ s}^{-1}$  ve tuf için  $0.46 - 6.84 \text{ s}^{-1}$  arasında değiştiği deneyler sonucunda, dinamik çekme dayanımının statik çekme dayanımından granit için 7-12 kat ve tuf için 2-9 kat daha fazla olduğunu rapor edilmiştir. İki kayaç tipi için de gerinim hızına bağlı olarak, statik çekme dayanımı yavaş bir artış gösterirken dinamik çekme dayanımının ani ve keskin bir artış gösterdiği rapor edilmiştir (Şekil 3.18).



(a)



(b)

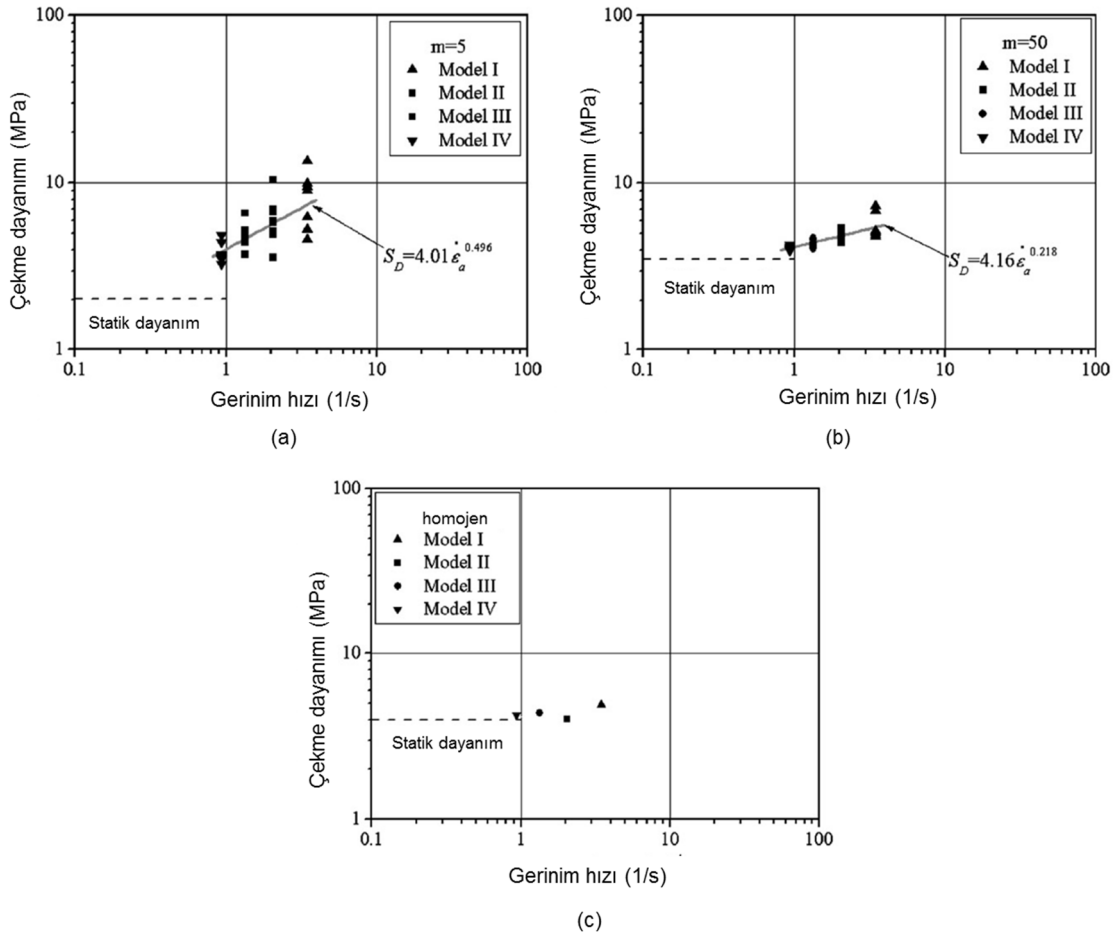
Şekil 3.18 Çekme dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi a) granit ve b) tuf (Cho et al. 2003).

Cho vd. (2003) yapmış olduğu bu çalışma sonucunda, granit ve tuf için dinamik çekme dayanımı için aşağıdaki eşitlikler önerilmiştir.

$$(\sigma_{ii})_{dyn} = 11.79 \dot{\epsilon}^{0.379} \quad (\text{granit}) \quad (3.13.a)$$

$$(\sigma_{ii})_{dyn} = 4.97 \dot{\epsilon}^{0.321} \quad (\text{tuf}) \quad (3.13.b)$$

Kaya yapısal olarak heterojen bir malzemedir ve heterojenlik çatlak ilerlemesinde önemli bir rol oynamaktadır. Bu nedenle kaya homojenlik derecesi dinamik çekme dayanımı üzerinde etkilidir. Cho vd. (2003) ayrıca, farklı homojenlik derecesindeki kayalar için, statik ve dinamik dayanımlarındaki farklılıkları ve çekme dayanımının gerinim hızı duyarlılığını karşılaştırmak için sonlu elemanlar yöntemiyle çatlak ilerlemesini incelemişlerdir. Sonuç olarak elde ettikleri bulgular şu şekilde özetlemek mümkündür; yüksek gerinim hızları bir biriyle çakışan komşu mikro çatlaklardan açığa çıkan gerilmelerin neden olduğu mikro çatlak ve hapsolan çatlakların sayısını artırmaktadır. Artan bu mikro çatlaklar kaya içerisinde yüksek dinamik çekme dayanımına neden olarak herhangi bir çatlak düzeni oluşturmadan gerilme artışına neden olmaktadır. Son olarak düşük gerinim hızlarında ise, uzun mikro çatlak sayısı artarken komşu mikro çatlaklardan açığa çıkan gerilmelerin neden olduğu mikro çatlak ve hapsolan çatlakların sayısının azaldığı görülmüştür. Şekli 3.19'da farklı homojenlik derecesindeki kayaların dinamik çekme dayanımlarının gerinim hızına bağlı değişimi verilmiştir (Cho et al. 2003).



Şekil 3.19 Farklı homojenlik dereceleri için dinamik çekme dayanımının gerinim hızına bağlı değişimi (Cho et al. 2003).

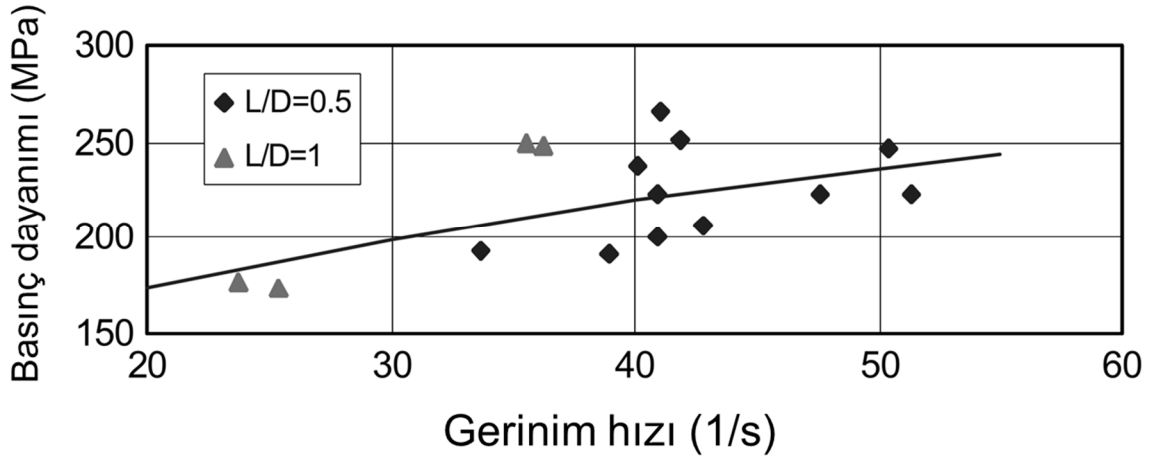
Şekil 3.19'daki  $m$ , homojenlik derecesini gösteren bir sembol olup,  $m$  değeri sonsuza yaklaştıkça homojenlik artmakta bunu tersi olarak  $m$  değeri küçüldükçe heterojenlik değeri artmaktadır. Sonuç olarak bu çalışmaya dayanarak, kayaçtaki heterojenlik derecesi arttıkça gerinim hızının dayanım üzerindeki etkisinin de gözle görülür bir şekilde arttığı söylenebilir.

Kato vd. (2003) gerinim hızının sağlam kayanın kesme dayanımı üzerindeki etkisini araştırmak için  $10^{-5}$ - $10^{-4}$  s<sup>-1</sup> gerinim hızlarında üç eksenli çatlak deneyleri yapmışlardır. Sonuç olarak bu çalışmada da kesme dayanımının gerinim hızına bağlı olarak logaritmik bir şekilde arttığı rapor edilmiştir.

Fukui vd. (2004) andezit örnekleri üzerinde kendi geliştirdikleri iki eksenli servo-hidrolik bir makine kullanarak gerinim hızının kesme dayanımı üzerinde etkisi incelemiştir. Bu çalışmada, tek eksenli basınç ve çekme dayanımı sırasıyla 94.7 ve 6.8 MPa olarak belirlenen örnekler üzerinde, dört farklı eksenel yük altında (10, 20, 30 ve 40 MPa) ve üç farklı makaslama (kesme) yerdeğiştirmesi oranında ( $5 \times 10^{-5}$ ,  $5 \times 10^{-4}$  ve  $5 \times 10^{-3}$ ) kesme dayanımı deneyleri yapılmıştır. Sonuç olarak araştırmacılar tarafından, gerinim hızı arttıkça kesme dayanımının da belirgin olarak arttığı rapor edilmiştir. Ayrıca, gerinim hızı arttıkça kaya malzemesinin kohezyonu artarken içsel sürtünme açısının sabit kaldığı belirlenmiştir.

Zhu ve Tang (2005), statik ve dinamik yükleme koşullarında, homojen dolaylı çekme deney diski örneklerinin deformasyon ve yenilme süreçlerini sayısal gerilme çözümlemesi kullanılarak çalışmışlardır. Bu çalışmada, dinamik yüklemede çatlak oluşumunun uygulanan yük dalgasıyla yakından ilişkili olduğu rapor edilmiştir.

Li vd. (2005), geniş çaplı (75 mm) bir SHPB aleti geliştirerek statik basınç dayanımı 159 MPa ve deformasyon modülü 63 GPa olan granit örnekleri üzerinde SHPB deneyleri yapmışlardır. Bu çalışmada Eşitlik 3.9'da yüksek gerinim hızları için verilen dinamik basınç dayanımı ve gerinim hızı arasındaki bağıntının ( $(\sigma_{ci})_{dyn} = K (\dot{\epsilon})^{1/3}$ ) orta seviyedeki ( $10^1$ - $10^2$  s<sup>-1</sup>) gerinim hızlarında granit için uygulanabilirliği araştırılmıştır. Bu araştırma sonucunda elde edilen sonuçlar Şekil 3.20'de sunulmaktadır.



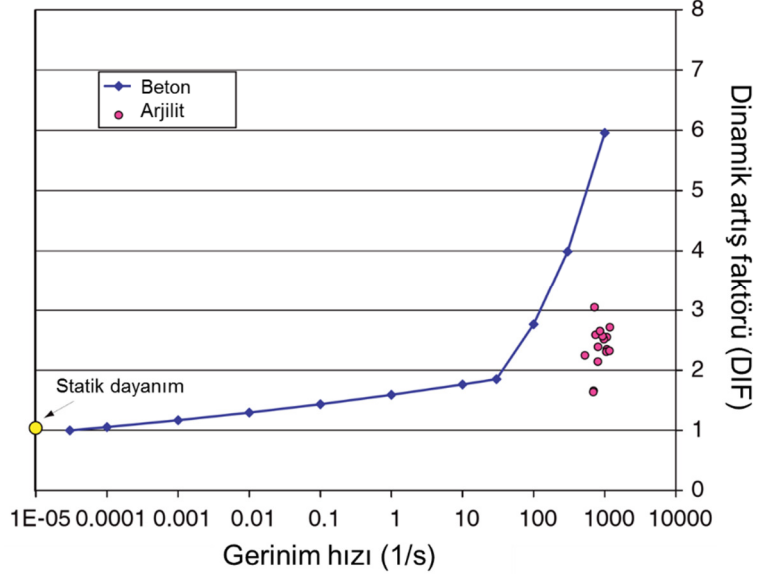
Şekil 3.20 Orta seviyedeki gerinim hızlarında granitin basmaç dayanımı-gerinim hızı ilişkisi (Li et al. 2005).

Şekil 20'deki eğriden yola çıkarak Li vd. (2005) granit için basmaç dayanımı-gerinim hızı arasındaki ilişki için aşağıdaki eşitliği önermişlerdir.

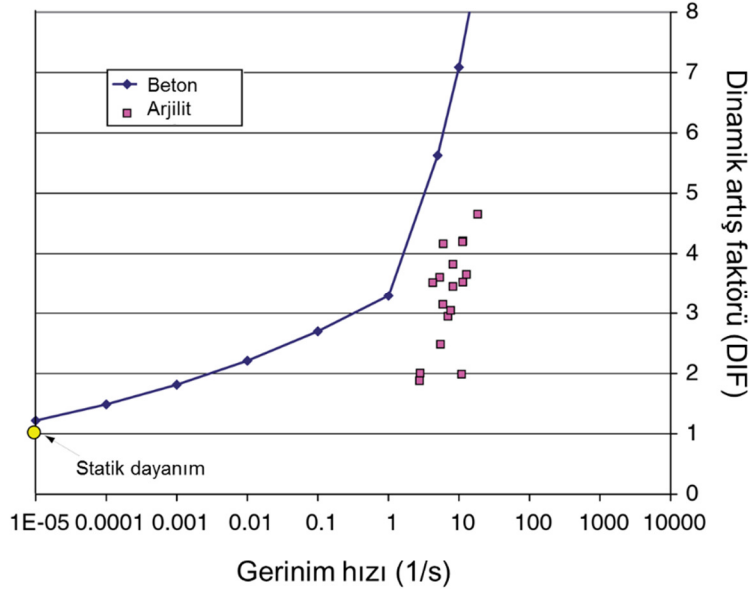
$$(\sigma_{ci})_{dyn} = 64.9 (\dot{\epsilon})^{1/3} \quad (3.14)$$

Bu çalışmanın sonucunda, Eşitlik 3.9'un  $((\sigma_{ci})_{dyn} = K (\dot{\epsilon})^{1/3})$  orta seviyedeki gerinim hızlarında da ( $10^1$ - $10^2 \text{ s}^{-1}$ ) dinamik basmaç dayanımı tahmini için kullanılabilceği belirlenmiştir.

Cai vd. (2007), SHPB deney düzeneğinde basmaç ve çekme deneyleri yaparak arjilit cinsi kayanın dinamik dayanımının gerinim hızına bağlı olduğunu belirlemişlerdir. Statik çekme dayanımı 2.76 MPa ve statik basmaç dayanımı 26.7 MPa olarak belirlenen arjilit (gerinim hızı  $10^{-5} \text{ s}^{-1}$ ) üzerinde yapılan dinamik deney sonuçları Malvar ve Crawford'un (1998) beton için önerdiği sonuçlarla birlikte Şekil 21 ve 22'de sunulmaktadır. Bu çalışma sonucunda araştırmacılar tarafından, dinamik artış faktörü çekme dayanımı için 3.3 ve basmaç dayanımı için ise 2.4 olarak hesaplanmıştır.



Şekil 3.21 Beton ve arjilitin basınç dayanımı-gerinim hızı ilişkisinin karşılaştırılması (Cai et al. 2007).

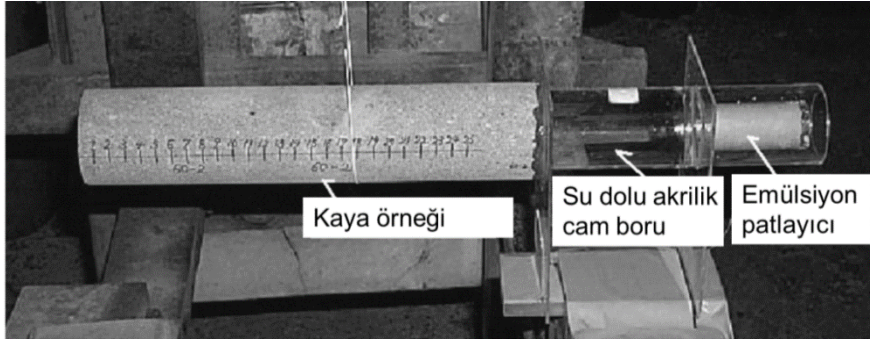


Şekil 3.22 Beton ve arjilitin çekme dayanımı-gerinim hızı ilişkisinin karşılaştırılması (Cai et al. 2007).

Şekil 3.21 ve 3.22'ye bakıldığında arjilitin dinamik dayanım artışının betonunkinden daha az olduğu görülmektedir. Bunun nedeni olarak arjilitin betona göre daha yumuşak ve daha sünek olması gösterilebilir.

Kubota vd. (2008), sualtı şok dalgaları kullanarak yaptıkları deneylerde kumtaşı örneklerinin dinamik çekme dayanımını araştırmışlardır. Bu çalışmada, dinamik yükleme kaynağı olarak emülsiyon tipi bir patlayıcı kullanılmış ve içi su dolu akrilik cam bir boru silindirik örnek ve

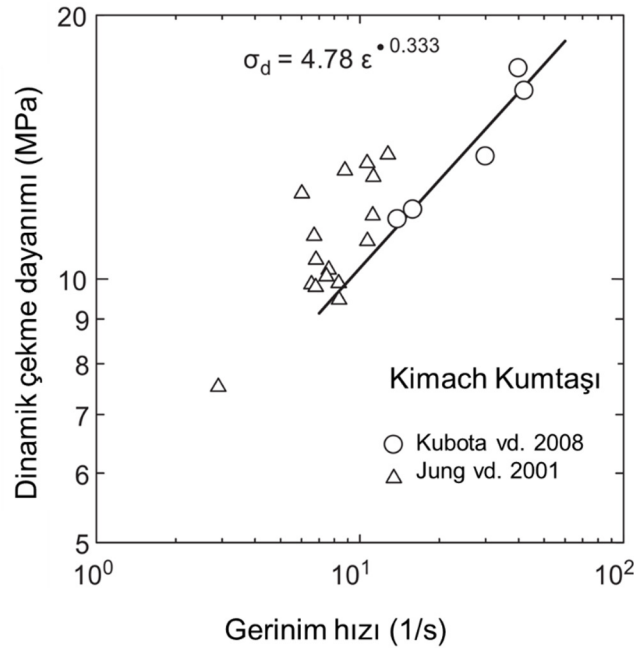
patlayıcı arasına yerleştirilmiştir. Şekil 3.23’de Kubota vd.’nin (2008) önerdiği deney düzeneği sunulmaktadır.



Şekil 3.23 Kubota vd.’nin (2008) dinamik çatlak deneyi için önerdikleri deney düzeneği (Kubota et al. 2008).

Şekil 3.24’de Kubota vd.’nin (2008) elde ettikleri sonuçlar, Jung vd.’nin (2001) sonuçlarıyla birlikte gösterilmektedir. Bu çalışmadaki  $10-40 \text{ s}^{-1}$  gerinim hızında yapılan araştırma sonuçları, dinamik çekme dayanımının gerinim hızının  $1/3$  kuvvetiyle değiştiğini göstermiştir. Sonuç olarak, dinamik çekme dayanımı ve gerinim hızı arasındaki ilişki Eşitlik 3.10’a  $((\sigma_{ti})_{dyn} = K (\dot{\epsilon})^n)$  uygun olarak aşağıdaki bağıntı ile verilebilir.

$$(\sigma_{ti})_{dyn} = 4.78 (\dot{\epsilon})^{1/3} \quad (3.15)$$

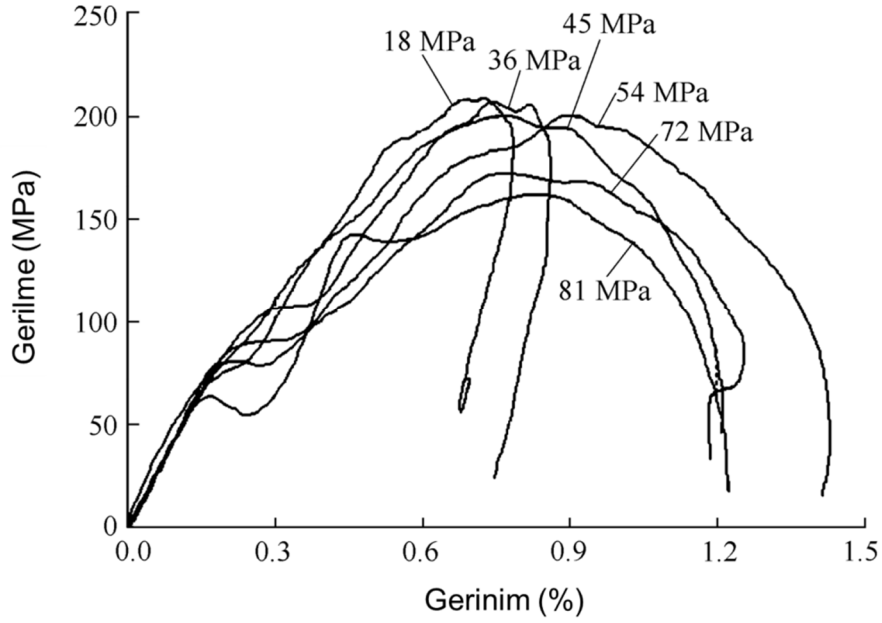


Şekil 3.24 Kumtaşı için dinamik çekme dayanımı ve gerinim hızı arasındaki ilişki (Kubota et al. 2008).

Li vd. (2008, 2009), statik basınç dayanımı 90 MPa olan homojen çamurtaşı örneklerin ön gerilmeli yükler (coupled load) altındaki dinamik dayanımını incelemiştir. İki kısım olarak incelenebilen çalışmalarının ilk kısmında, darbe yüküyle uygulanan gerilme sabit tutularak örneğe uygulanan eksenel ön gerilme değiştirilmiş ikinci kısımda ise eksenel ön gerilme sabit tutularak örneğe uygulanan darbe yükü değiştirilmiştir.

Statik basınç dayanımının sırasıyla % 20, %40, % 50, % 60, % 80 ve % 90'ına eşit olan 36, 45, 54, 72 ve 81 MPa'lık ön yükler seçilerek yapılan ilk kısım deneylerde bulunan sonuçlar şu şekilde özetlenebilir:

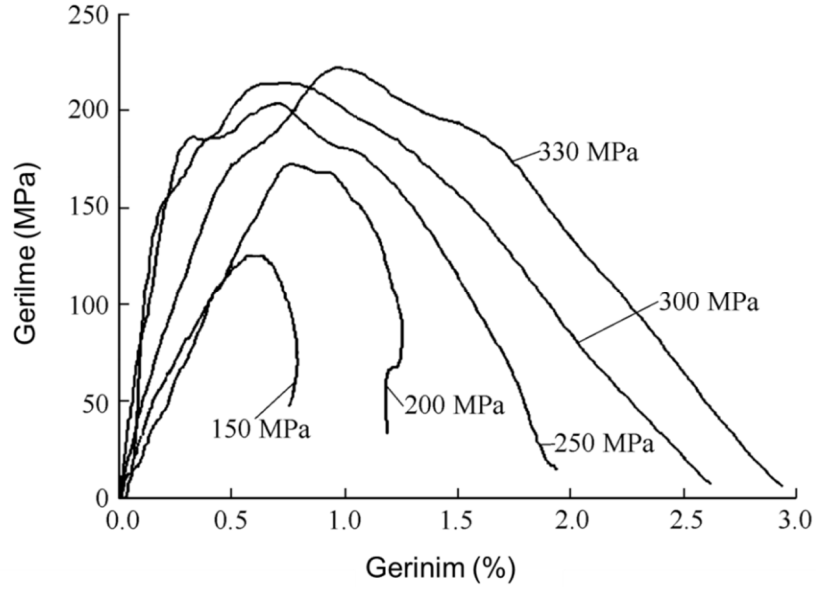
Eğer örnek eksenel ön yük altında elastik deformasyon bölgesindeyse (yani örneğe uygulanan ön gerilme tek eksenli basınç dayanımının % 70'inden azsa), eksenel gerilme tek eksenli basınç dayanımını geçene kadar örneğin ön yükler altındaki dayanımı artacak ve sonra sabit kalacaktır. Ön gerilme olmadan örnek üzerine darbe yapıldığında, örnek içerisindeki mikro çatlaklar, boşluklar ve fisürler uygulanan gerilme dalgasının yansımaları sağlayacak bir serbest yüzey oluştururlar. Uygulanan ön gerilmeyle, örnekteki bu boşluklar kapanır. Bu yüzden örnek ön gerilmeli yükler altında daha yüksek dayanım gösterir. Eğer ön gerilme örneğin elastik limitini aşarsa (örneğin tek eksenli basınç dayanımının % 70'inden fazla), kayanın ön yükler altındaki dayanımı aniden düşmeye başlar (Şekil 3.25). Aslında, eksenel gerilme örneğin elastik sınırını aşarken içsel hasar nedeniyle çok sayıda mikro çatlak oluşur. Bu mikro çatlaklar ardışık dalgalar için bir yansıma yüzeyi sağlar. Yansıyan çekme dalgaları çatlak oluşumunu hızlandırarak örneğin yük taşıma kapasitesini azaltır. Son olarak eğer uygulanan ön gerilme örneğin yenilme dayanımından fazlaysa (örneğin tek eksenli basınç dayanımının % 90'ından fazla), ölçülen gerilme-gerinim eğrisi duraysız olma eğilimindedir. Kaya malzemesi yenilirken parçalanması oldukça kırılımandır. Bunun bir sonucu olarak da elde edilen gerilme-gerinim eğrisi yalpalıdır yani inişli-çıkışlı bir yapıdadır (Li et al. 2008, 2009).



Şekil 3.25 Sabit darbe yükü altında farklı ön yüklerdeki gerilme-gerinim ilişkisi (Li et al. 2009).

63 MPa'lık sabit ön yük altında ve 150, 200, 250, 300 ve 330 MPa darbe yüklerinde yapılan ikinci kısım deneylerde bulunan sonuçlar ise şu şekilde özetlenebilir:

Ön yükler altında örnek dayanımı tek eksenli basınç dayanımından daha fazladır (maksimum dinamik artış faktörü 2.5 olarak hesaplanmıştır). Bu çalışmalarda uygulanan darbe yüklerine bağlı olarak elde edilen gerinim hızları sırasıyla 50, 80, 120, 150 ve  $180 \text{ s}^{-1}$  olarak belirlenmiştir. Bu bağlamda, kaya örneklerini tek eksenli basınç dayanımlarının uygulanan gerinim hızı ile artışı görülmüştür (artış miktarı tek eksenli basınç dayanımına göre sırasıyla %30, %90, %120, %130 ve %145) (Şekil 3.26) (Li et al. 2008, 2009).



Şekil 3.26 Sabit ön yük altında farklı darbe yüklerdeki gerilme-gerinim ilişkisi (Li et al. 2009).

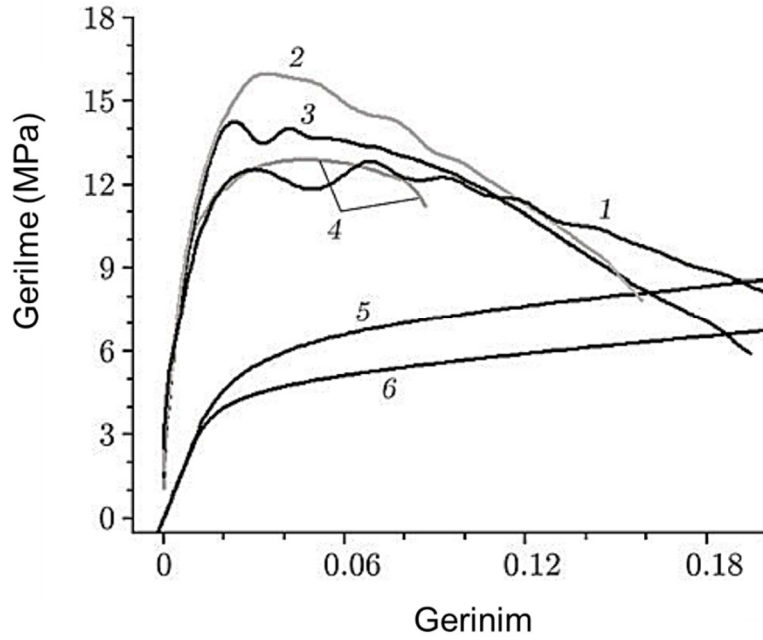
Sonuç olarak Li vd.'nin (2008, 2009) yaptıkları çalışmalara göre, ön gerilmeli statik ve dinamik yükler altında kaya malzemesinin dayanımının tek eksenli statik dayanımından yüksek olduğu söylenebilir. Aynı zamanda, aynı sabit ön yük altında tek eksenli basınç dayanımı açıkça gerinim hızıyla birlikte arttığı da görülmektedir.

Wang vd. (2009), düzleştirilmiş dolaylı çekme deneyi diskleri kullanarak SHPB deney düzeneğinde kırılğan bir kayaç olan mermer örneklerinin çekme dayanımını incelemişlerdir. Bu çalışma sonucunda statik çekme dayanımı 4.81 MPa olarak belirlenen örneklerin, çekme dayanımının gerinim hızıyla birlikte 4.2-5.4 kat arttığı görülmüştür ( $22-25 \text{ s}^{-1}$  gerinim hızında belirlenen dinamik çekme dayanımı 22-27 MPa arasında bulunmuştur).

Demirdağ vd. (2010), bazı karbonat kayaçlarının porozite, birim hacim ağırlığı ve schmidt sertlik değerlerinin statik ve dinamik basınç dayanımı üzerindeki etkilerini klasik servo-hidrolik basınç makinesi ve SHPB deney düzeneğiyle araştırmışlardır. Bu çalışma sonucunda, gerinim hızının yaklaşık  $120-200 \text{ s}^{-1}$  hızında tutulduğu deneylerde dinamik artış faktörünün 1.5-3.2 olacağı bulunmuştur. Ayrıca, dinamik yükler altında kaya örneklerinin fiziksel ve mekanik özelliklerinin basınç altındaki gerilme-gerinim davranışları üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu belirlenmiştir.

Kaya örnekleri üzerinde yapılan çalışmalar yanında, Ma'nın (2010) donmuş kil örnekleri üzerinde yaptığı SHPB deneylerinin sonucunda, donmuş bir katı malzemenin de basınç

dayanımının gerinim hızıyla birlikte arttığı ortaya konulmuştur. Ma'nın (2010) farklı gerinim hızlarında donmuş kilin basınç dayanımı için elde ettiği sonuçlar Şekil 3.27'de sunulmaktadır.



Şekil 3.27 -17 derecede ve 1445 (1), 1028 (2), 622 (3), 284 (4) 0.01 (5) ve 0.001 s<sup>-1</sup> (6) gerinim hızlarında donmuş kilin gerilme-gerinim grafiği (Ma 2010).

### 3.3 GENEL DEĞERLENDİRME VE TEZ ÇALIŞMASINDA İZLENEN YAKLAŞIM

Kaya, beton, harç ve diğer beton benzeri yapı malzemeleri üzerinde yapılan sayısız dinamik araştırmalar sonucunda, bu tür malzemelerin dayanımlarının gerinim hızına duyarlı olduğu sonucuna varılmıştır. Buna ek olarak, ister basınç ister çekme veya bir diğer dayanım değiştirgesi olsun, bu tip malzemelerin dayanım özelliklerinin gerinim hızı arttıkça artış göstereceği oldukça açıktır. Genel bir kanı olarak bu artış eğilimi üzerinde uzlaşma sağlansa da halen bu artış miktarı ve artış seviyesinin hangi aralıkta olduğu konusunda fikir ayrılıkları bulunmaktadır. Örneğin düşük gerinim hızı duyarlılığından yüksek gerinim hızı duyarlılığına geçişin hangi gerinim hızı değerinde olacağı (dinamik artış faktörü ve gerinim arasındaki eğrinin hangi noktada dönüşe geçeceği) farklı araştırmacılara göre değişkenlik göstermektedir. Bununla birlikte, dayanımın yüksek gerinim hızı duyarlılığı gösterdiği bölgede, bu gerinim hızı duyarlılığının kaya veya malzeme tipine göre değişkenlik göstereceği genel bir kanı olarak kabul görmektedir.

Bu bölüm kapsamında anlatılmış olan şimdiye kadar yapılmış çalışmalar değerlendirildiğinde, düşük gerinim hızı duyarlılığından yüksek gerinim hızı duyarlılığına geçişin 10<sup>0</sup>-10<sup>1</sup> s<sup>-1</sup> gerinim

hızı arasında olacağı açık bir şekilde görülmektedir. Bu çalışmada, düşük gerinim hızı duyarlılığından yüksek gerinim hızı duyarlılığına geçişin  $30 \text{ s}^{-1}$  gerinim hızı seviyesinde olacağı ön görülmektedir. Bu gerinim hızı değerine kadar olan yükleme hızı artışlarında, kaya malzemesinin basınç dayanımında ancak %20'lik bir artış olacağı tahmin edilmektedir. Bu gerinim hızı seviyesinden sonra ise, kaya malzemesinin dinamik basınç dayanımının diğer araştırmacıların (Birkimer 1971; Grady and Kipp 1979; Li 1994; Li et al. 2005) önerdiği gibi gerinim hızının  $1/3$ 'üncü kuvveti olarak artacağı kabul edilmiştir. Bu durumda, yapılan gözlemlere dayanarak Eşitlik 3.9'a uygun olarak aşağıdaki bağıntılar yazılabilir.

$$\dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad (\sigma_{ci})_{dyn} = 0.0074 \sigma_{ci} (\log \dot{\epsilon}) + 1 \leq 1.2 \quad (3.16.a)$$

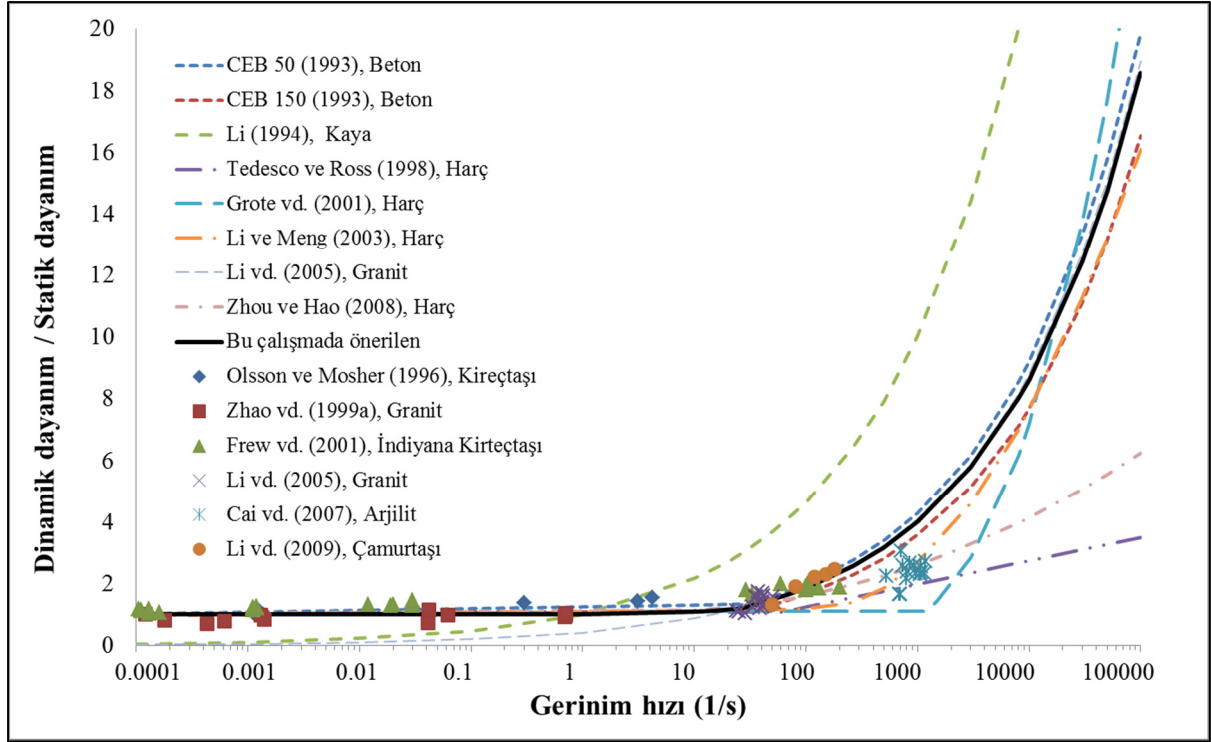
$$\dot{\epsilon} > 30 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad (\sigma_{ci})_{dyn} = K (\dot{\epsilon})^{1/3} > 1.2 \quad (3.16.b)$$

Bu literatür çalışması kapsamında elde edilen bir diğer önemli bulgu da, Eşitlik 3.16.b'deki K katsayısının kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımının % 40'ı olarak tahmin edilebileceğidir. Daha önce bu konu üzerinde yapılan çalışmaların ışığı altında, bu çalışmada sonuç olarak kaya malzemesinin dinamik dayanımın statik dayanıma hızı olarak tanımlanan dinamik artış faktörü ve uygulanan gerinim hızı arasındaki genelleştirilmiş ilişkinin aşağıdaki eşitliklerde gösterildiği gibi olacağı tahmin edilmektedir.

$$\dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad DIF = 0.0074 (\log \dot{\epsilon}) + 1 \leq 1.2 \quad (3.17.a)$$

$$\dot{\epsilon} > 30 \text{ s}^{-1} \text{ için} \quad DIF = 0.4 (\dot{\epsilon})^{1/3} > 1.2 \quad (3.17.b)$$

Şekil 3.28'de kayanın basınç dayanımındaki dinamik artış faktörü ve gerinim hızı arasındaki ilişki için bu çalışmada önerilen eşitlikler kullanılarak elde edilen ve diğer araştırmacıların önermiş oldukları yaklaşımların bir karşılaştırılması sunulmaktadır. Bu şekilden de görülebileceği gibi, Eşitlik 3.17'nin diğer araştırmacıların (CEB 1993; Li 1994; Olsson and Mosher 1996; Tedesco and Ross 1998; Zhao et al. 1999a; Frew et al. 2001; Grote et al. 2001; Li and Meng 2003; Li et al. 2005; Cai et al. 2007; Zhou and Hao 2008; Li et al. 2009) sonuçlarıyla karşılaştırıldığında uyumlu sonuçlar vermektedir.



Şekil 3.28 Bu çalışmada önerilen kayanın basınç dayanımının dinamik artış faktörü yaklaşımının diğer çalışmalarda karşılaştırılması.

Bu tez çalışması kapsamında üç-boyutlu dinamik sayısal gerilme çözümleri kullanılarak yapılan çözümlelerde, patlayıcı maddenin infilakı sırasında kaya kütesine,  $10^3$ - $10^5$  1/s gibi çok yüksek gerinim hızlarında yükleme yapıldığı kabul edilmiştir. Bu bağlamda, kaya kütesinin dayanımının Eşitlik 3.17'ye göre davranacağı var sayılmıştır.

## BÖLÜM 4

### PATLAYICI MADDELERLE KAYA PARÇALANMA MEKANİZMASI

Madencilik çalışmalarında kaya parçalama amacıyla, patlayıcı maddelerin kullanımı muhtemelen en çok yararlanılan tekniklerden biridir. Bir patlayıcı maddenin infilakıyla ortaya çıkan enerjinin kayaya geçişi ve onu parçalamasının mekaniği, karmaşıklığı nedeniyle henüz tam olarak anlaşılabilmiş ve çözülebilmemiş değildir. Son 50 yıldır patlayıcı maddelerle kaya parçalama mekanizmasını anlamak için sayısız deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Hino (1956b, 1956c) ve Duvall ve Atchison (1957) kayanın başlıca patlatma merkezinden küresel olarak dışa doğru yayılan şok dalgalarının yansımasıyla kırıldığını göstermişlerdir (Bhandari 1997). Çizelge 4.1’de farklı araştırmacılar tarafından geçmişten bu zamana kadar önerilen patlatma ile kaya parçalanma mekanizmaları özetlenmiştir. Bu çizelgeden görülebileceği gibi, önerilen parçalanma teorileri arasında bir birleşme yoktur. Ortaya atılan görüş ayrılıklarına, kaya kütesinin heterojen doğasının yanı sıra aynı zamanda, patlama şok dalgalarının aşırı kısa zamanda olmasından ve çatlak ilerlemesinin çok hızlı bir şekilde gelişmesinden kaynaklanan deneysel çalışmalarla ilgili gözlem zorlukları da neden olabilmektedir (Saharan and Mitri 2008). Günümüzde patlatma ile kaya parçalamada başlıca iki farklı kırılma mekanizmasının olduğu kabul görmektedir. Bunlardan birincisi, patlayıcı madde infilak kuvvetiyle kaya kütesinde yaratılan gerilme dalgalarının oluşturduğu yük (şok dalgası) ve diğeri ise infilak ürünü genişleyen gazların oluşturduğu delik içi basıncıdır (itme enerjisi) (Fourney 1993; Jimeno et al. 1995).

Bu bölümde, öncelikle patlatma ile kaya parçalamada etkili olan basınç dalgalarının ve gaz basıncının etkilerinden bahsedilecek daha sonra ise bir patlatma deliği civarında oluşan kırılma bölgeleri ve bu bölgelerin önceden kestirimine yönelik yapılan çalışmalar hakkında bilgiler verilecektir.

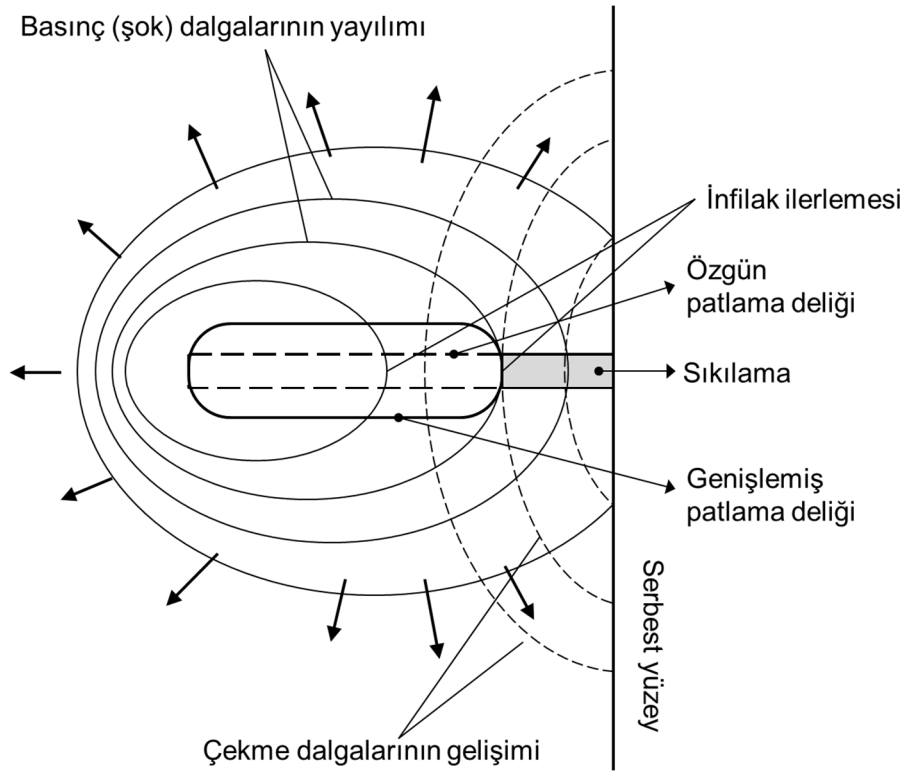
Çizelge 4.1 Patlama teorileri ve bu teorilere ait parçalanma mekanizmaları (Saharan et al. 2006; Saharan and Mitri 2008).

Araştırmacı / Araştırmacılar	Patlayıcıyla Kaya Parçalanma Mekanizması				
	Yansıyan çekme dalgaları	Basınç gerilmesi dalgaları	Gaz basıncı	Bükülgen parçalanma	Nükleik gerilme akışı
Obert ve Duval (1979)	X				
Hino (1956a)	X				
Duval ve Atchison (1957)	X				
Rinehard (1958)	X				
Langefors ve Kihlstrom (1963)		X	X		
Starfield (1966)	X				
Poter ve Fairhurts (1970)		X	X		
Persson vd. (1970)		X			
Kutter ve Fairhurts (1971)		X	X		
Field ve Ladegaard-Pederson (1971)		X	X		
Johansson ve Persson (1972)	X		X		
Lang ve Favreau (1972)	X	X	X		X
Ash (1973)			X	X	
Bhandari ve Vutukuri (1974)	X	X	X		
Hagan ve Just (1974)		X			
Barker vd. (1978)					X
Winzer vd. (1983)					X
Margolin ve Adams (1983)					X
McHugh (1983)					X
Brinkmann (1987)		X			
Daehnke vd. (1996)			X		
Nie ve Olsson (2000)		X			

#### 4.1 BASINÇ DALGALARININ ETKİSİ

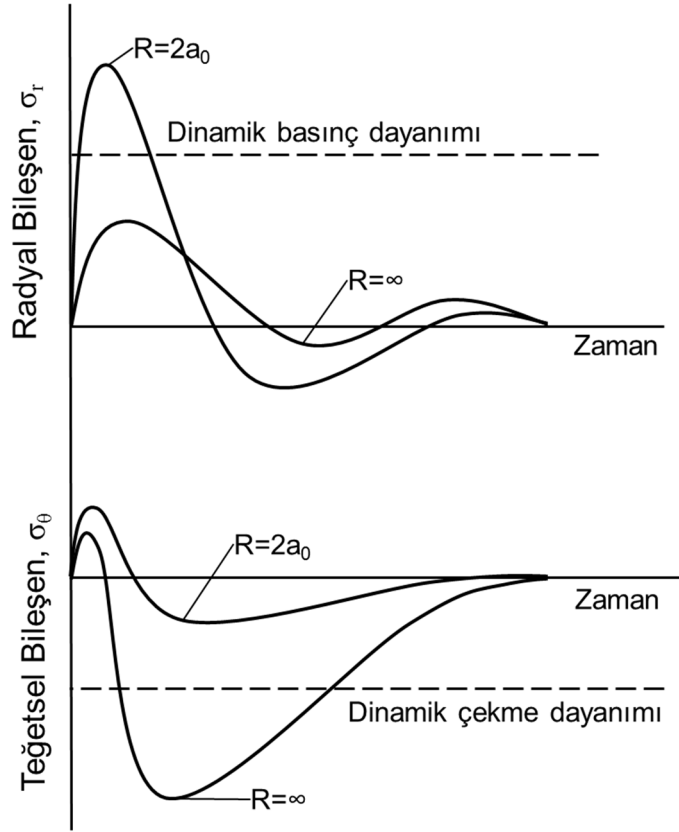
Bir delikteki patlayıcı madde ateşlendiği zaman, patlayıcının içeriği çok kısa bir süre içerisinde gerçekleşen bir reaksiyon sonucunda, çok yüksek basınç ve sıcaklıktaki gaz ürünlere dönüşmektedir. Hızla genişleyen yüksek basınçlı gazlar ile çevre kaya arasındaki ilk etkileşim, patlayan maddenin ortaya çıkardığı gaz ürünler delik yüzeyine çarptığı zaman

gerçekleşmektedir. Genişleyen gazların kayaca çarpması sonucunda, çok yüksek seviyedeki bir basınç kuvveti delik duvarına aniden baskı yaparak şok dalgalarının oluşmasına neden olur ve bu şok dalgaları Şekil 4.1’de gösterildiği gibi kaya kütlesi içinde yayılmaya başlar. Delikteki bu basınç hemen anında en yüksek değerine ulaşır ve daha sonra gazların soğuması ve dışa doğru hareketi ile kabaca üstel olarak azalır. Deliği çevreleyen kayaya uygulanan bu çok büyük basınç kuvveti kayayı sıkıştırarak patlatma deliğinin genişlemesine ve kırılıp parçalanmasına neden olur. Kayaca çarpmadan önce ne kadar gaz ürün genişleyebilirse darbe anındaki en yüksek basınç değerleri de o denli düşük olacaktır (Sarma 1994; Bahandari 1997). Başka bir ifadeyle (bkz. Bölüm 2), patlayıcı şarjı ve içine konulduğu delik cidarı arasındaki boşluk ne kadar az olursa meydana gelen basınç kuvveti de o kadar fazla olacaktır.



Şekil 4.1 İnfilak sonrası oluşan şok dalgalarının kaya kütlesi içerisindeki yayılımı.

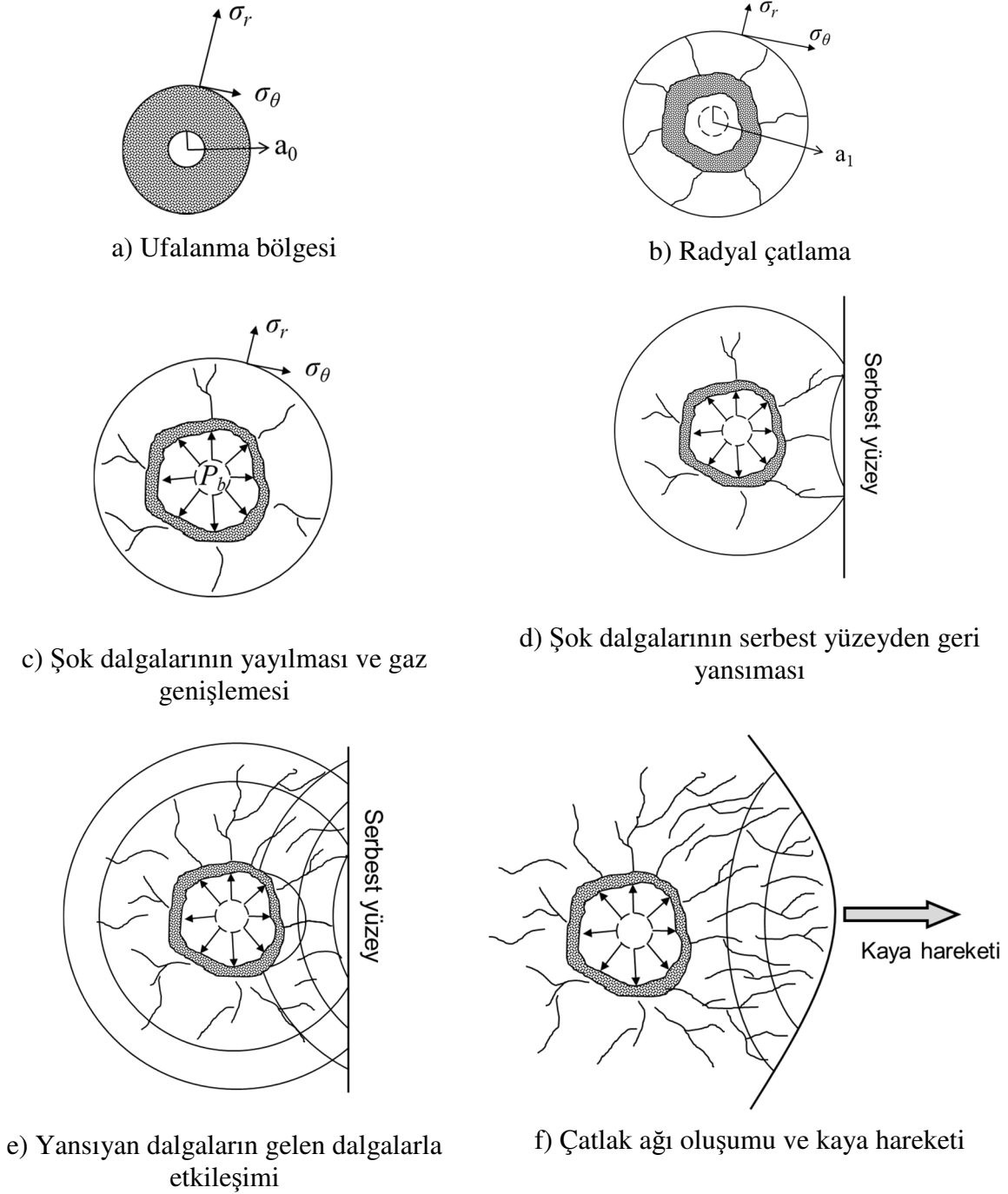
Patlayıcı maddenin infilakı sonrası kaya kütlesinde sıkıştırma etkisi yapan basınç dalgaları hızla patlama deliğinden tüm yönlere doğru yayılım gösterirler. Kaya kütlesi içerisinde yayılan bu basınç dalgasının Şekil 4.2’de gösterildiği gibi bir ışınsal doğrultuda (radyal) bir de teğetsel doğrultuda bileşenleri vardır (Aimone 1992).



Şekil 4.2 Patlatma deliği merkezinden  $R$  uzaklıkta oluşan basınç dalgasının ışınsal (radyal) ve teğetsel gerilme bileşenlerinin zamana bağlı değişimi ( $a_0$  = özgün delik yarıçapı) (Aimone 1992).

Şok dalgası delikten uzaklaştıkça her iki bileşenin hem şiddeti (genliği) azalır hem de şekli değişir. Deliğe yakın bölgelerde, radyal gerilme bileşeni kayanın dinamik basınç dayanımından çok daha yüksek bir değerdedir. Bu yüksek basınç gerilmesi deliğe yakın bölgelerde kayayı aşırı derecede makaslama gerilmelerine maruz bırakır. Bu makaslama gerilmeleri nedeniyle, bu bölgedeki kaya kütlesi yoğun kesme yenilmesine uğrar ve tümüyle kırılır (Şekil 4.3a). Ancak kayayı kırdıkça enerjisini tüketen bu basınç gerilmesi, delikten uzaklaştıkça kayanın dinamik dayanım değerinin altına düşer ve uflanma bölgesi olarak adlandırılan bu bölgenin sınırı tanımlanmış olur (Aimone 1992).

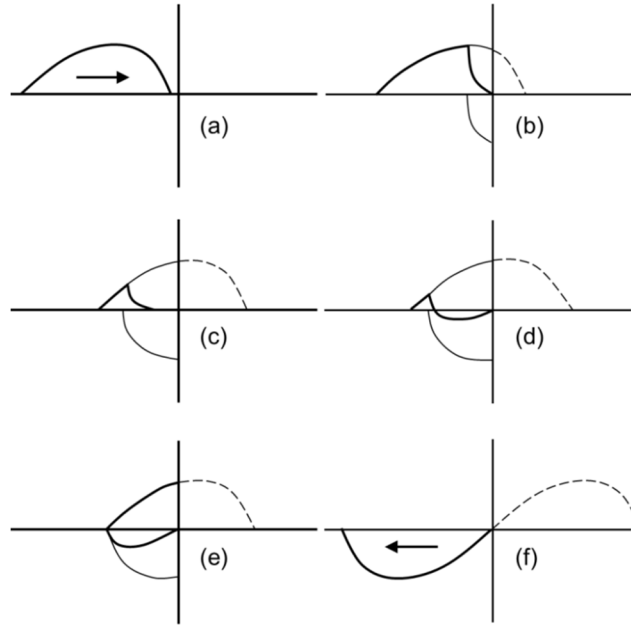
Şok dalgasının teğetsel bileşeni ise daha çok çekme gerilmesi niteliğindedir. Değeri ise kayanın dinamik çekme dayanımından büyüktür (bkz. Şekil 4.2). Deliği çevreleyen kaya, çekme gerilmesi altında yenildikçe, radyal çatlaklar oluşur (Şekil 4.3b). Teğetsel gerilmenin genliği kayanın dinamik çekme dayanımı altına düştüğünde çatlama durur. Enerjileri düşen her iki bileşen de eğer yakında herhangi bir serbest yüzey yoksa kaya kütlesi içinde bir elastik basınç dalgası olarak ilerlerler ve yer sarsıntısı oluştururlar (Şekil 4.3c) (Aimone 1992).



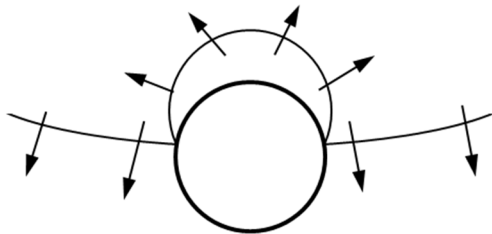
Şekil 4.3 Delikte infilak eden patlayıcı maddelerin kaya kütesinde oluş sırasına göre yol açtığı olaylar ( $a_0$  ve  $a$  sırasıyla başlangıç ve genişleyen delik yarıçapı,  $\sigma_r$  ve  $\sigma_\theta$  sırasıyla radyal ve teğetsel gerilme bileşeni ve  $P_b$  delik basıncı) (Aimone 1992'den değiştirilerek).

Şok dalgaları bir serbest yüzey veya bir süreksizliğe ulaştınca buradan geri yansır. Yansıyan ikincil dalga, dalganın geldiği ve yansıdığı birimlerin arasındaki akustik empedans (malzemenin enerji transfer özelliklerini nitelendiren matematiksel bir tanımlama olup birim hacim ağırlığı ve basınç dalgası hızının işlevidir) farkına bağlı olarak basınç veya çekme

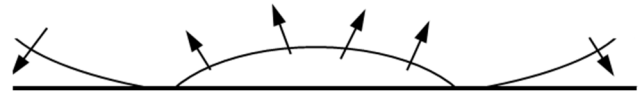
niteliğinde olabilir (Saharan et al. 2006). Bu nedenle yakında serbest yüzey veya yüzeyler varsa çatlak sistemleri artarak gelişir. Bu durum düşük enerjili de olsa, serbest yüzeye ulaşan bir basınç gerilmesi dalgasının, bu yüzeyden yansıyarak bir çekme gerilmesi dalgasına dönüşümü sonucu gerçekleşmektedir (Şekil 4.4). Bu gerilme dalgaları kaya parçalanmasında baskın kuvvettir. Yansıyan dalga geri gelirken kaya dilimlenir ve dalga hemen tümüyle sönmülene kadar dilimlenme devam eder. Ayrıca dalgaların birbirleriyle kesişimi ve etkileşimi de kaya kütlelerinde çatlamlar yaratmaktadır (Aimone 1992). Yansıyan dalganın önü, gelen dalgaya göre daha dışbükeydir. Bu durumda çekme dalgası enerjisinin dağılım indeksi, dalganın yansıdığı yüzey silindirik olduğunda çok daha geniş olmaktadır (dalganın yansıdığı yer bir düzlem olmayıp patlatma deliği gibi dairesel bir boşluk olduğu durumda) (Şekil 4.5).



Şekil 4.4 Basınç niteliğindeki bir dalganın serbest yüzeyden çekme niteliğinde yansıması (Kolsky 1963).



a) dairesel bir yüzeyden yansıma.



b) düz bir yüzeyden yansıma.

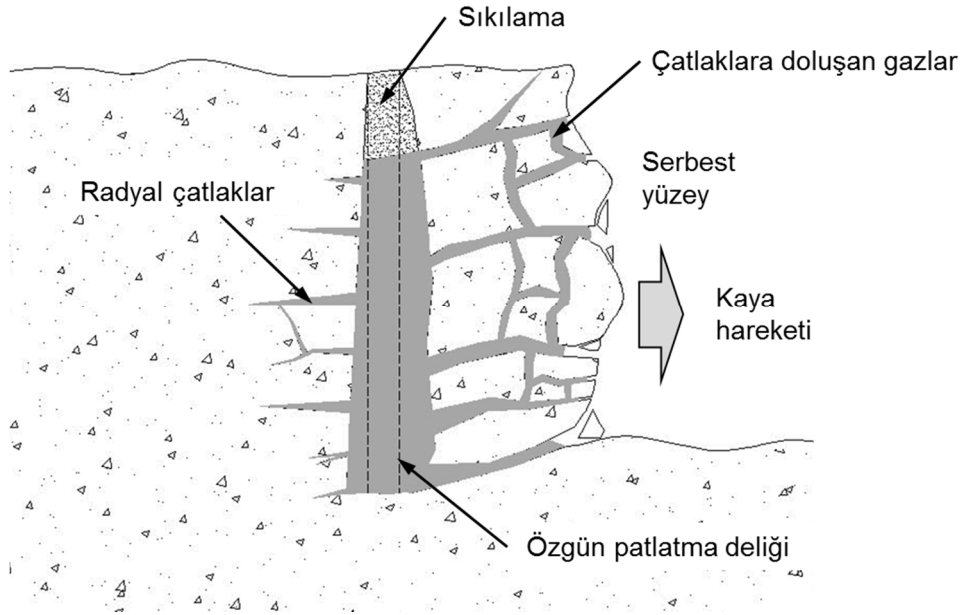
Şekil 4.5 Şok dalgalarının farklı geometrideki serbest yüzeylerden geri yansıması.

Hagan'a (1973) göre kayanın parçalanması sırasında, basınç dalgalarıyla yayılan enerjinin yaklaşık %30'u tüketilmektedir. Bu miktar, bir patlatmada ortaya çıkan toplam enerjinin yaklaşık % 0.1'i civarındadır ve bu da enerjinin çok küçük bir kısmının kayaç parçalanması için kullanıldığı anlamına gelmektedir. Bu nedenle, patlatma deliği duvarlarında yüksek gerilmeler meydana getirecek yüksek yoğunluklu patlayıcıların kullanılması önerilmez.

Sert, sağlam, masif ve yoğunluğu yüksek kaya kütlelerinin iyi bir şekilde parçalanması yüksek şok enerjili patlayıcı maddeler gerektirmektedir. Nitrogliserin esaslı dinamitler ve çok hassaslaştırılmış patlayıcı karışımlar emülsiyon vb. bu tür kayalarda çok iyi iş görmektedir (Bilgin 2005).

#### 4.2 GAZ BASINCI ETKİSİ

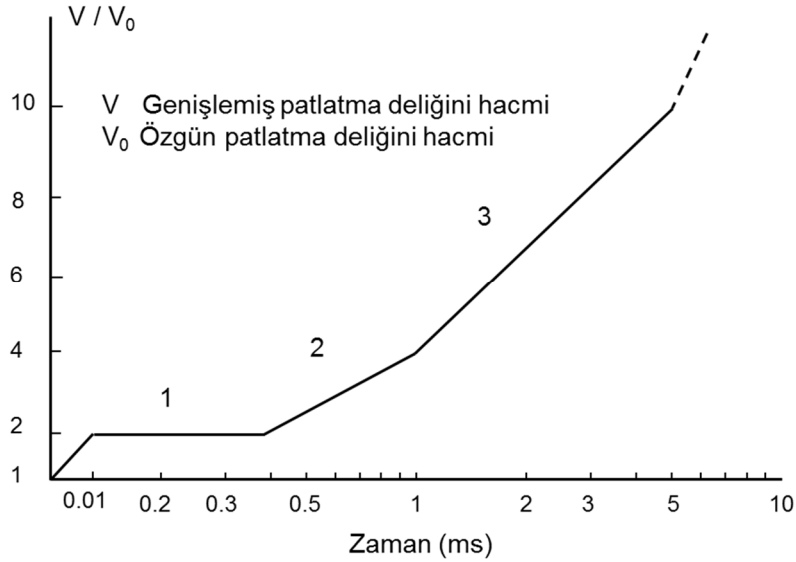
Çatlakların ilerlemesine yardım eden diğer bir faktör ise gaz basıncıdır (bkz. Şekil 4.3f). Basınç dalgalarının yayılması sırasında ve sonrasında, yüksek basınçlı patlayıcı gazları Şekil 4.6'da gösterildiği gibi çatlakları genişletmekte ve uzatmaktadır. Bu genişleme hacim artışına, kayaçta süreksizliğe ve patlayıcı gaz basıncının düşmesine neden olur.



Şekil 4.6 Gazların çatlaklara yayılması.

Basınç dalgası geçtikten sonra çatlaklar ve sıkılama içerisinde gaz kaçıışı olduğundan, gaz basıncı patlatma deliği etrafında yarı statik bir gerilme bölgesi oluşturur. İnfilak sonrası oluşan gaz ürünler yüksek basınç altında kırılmış kayaç kütlesi içine girerek radyal çatlaklara doluşur

ve kama etkisi yaratarak çatlakları genişletir ve uzatır. Sonuçta yüzeye ulaşan çatlaklar, içindeki gaz basıncının korkunç bir hızla deşarj olmasıyla kaya yapılarının parçalanmasına neden olur. Parçalanmış malzemenin yerdeğiştirmesini bu yüksek gaz basıncı sağlamaktadır (Aimone 1992). Patlatma deliğinin zamana bağlı olarak nasıl genişlediği Şekil 4.7’de gösterilmektedir.



Şekil 4.7 Patlatma deliğinin zamana bağlı olarak genişlemesi (Olofsson 1988).

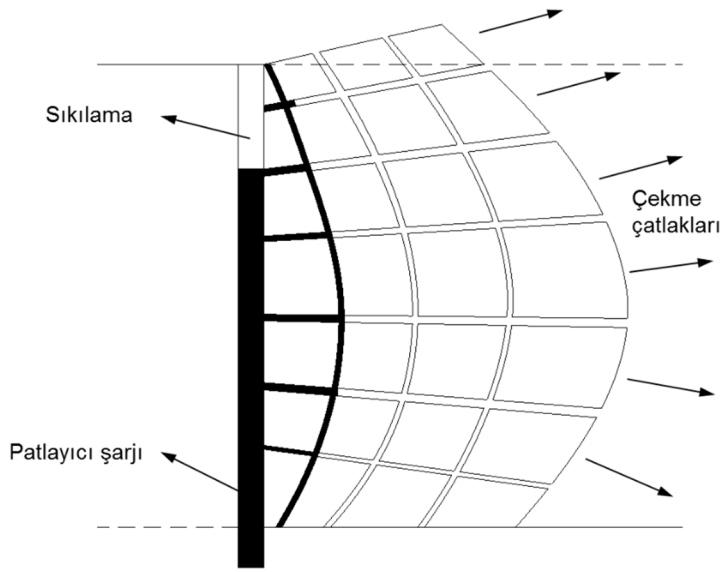
Şekil 4.7’ye göre (Olofsson 1988);

1. Kayayı parçalayan şok dalgalarının başlaması: Patlatma deliği, ilk hacminin yaklaşık iki katı kadar genişler. Patlatma deliği ışınal kırıklar oluşmaya başlamadan önce uzun bir süre (0.1–0.4 milisaniye) bu hacimde kalacaktır.
2. Patlatma deliği civarında, doğal çatlakların yanı sıra gerilim bölgeleri arasındaki etkileşimle yeni çatlaklar oluşur ve şok dalgalarının serbest yüzeyden yansımalarıyla çekme gerilmeleri meydana gelir. Reaksiyon ürünleri, normal hacminin dört katı kadar genişleyen patlatma deliğinden, kırıkların içine girerek genişler. Parçalanma başlar.
3. Gaz yayılımı kırıklar boyunca ileri doğru genişler ve kaya kütlesi hareket eder.

Gazların hareket yönleri direncin en düşük olduğu yöne doğru (çatlaklar, eklemler, faylar, süreksizlikler düşük kohezyonlu tabakalar) olacaktır. Eğer bu süreksizlikler yüzeye kadar devam ediyorsa gaz basıncı atmosfere çıkacak, basınç düşecek, malzemenin parçalanması,

kırılması ve yerdeğiştirmesi azalacaktır (Onargan vd. 2003). Eğer serbest yüzey ile patlatma deliği arasındaki mesafe uygun olarak seçilmiş ise, serbest yüzey ve patlatma deliği arasındaki kaya kütlesi genişleyip ileri doğru hareket edecektir.

Patlatmayla kaya parçalama işlemi sırasından yüksek basınçlı gazların bir diğer parçalama etkisi de kayayı bükerek kırmalarıdır. şekil 4.8’de gösterildiği gibi, patlayıcı gazlar tarafından kaya kütlesine uygulanan basınç, patlayıcı kolonunun sıkılama bölgesi ve deliğinin dip kısmının bir kiriş gibi hareket etmesiyle bu iki bölge arasında kalan kayacın bükülerek kırılmasına neden olur.



Şekil 4.8 Kiriş etkisiyle kayacın bükülerek kırılmasının şematik gösterimi (Jimeno et al.1995).

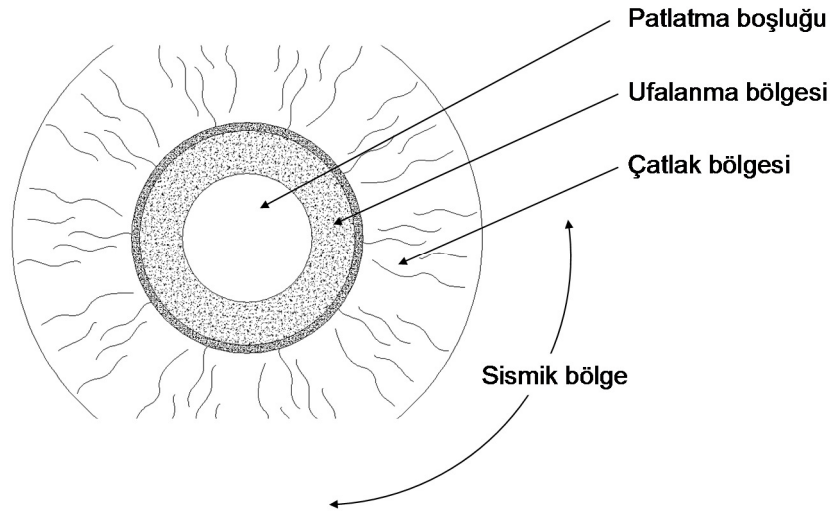
Bükülme ile kopma işleminin etkinliği, dilim kalınlığının basamak yüksekliğine oranına bağlıdır. Bükülme parçalanmasının oluşabilmesi için genellikle dilim kalınlığının basamak yüksekliğine oranının 1/3 olması yeterlidir (Jimeno et al 1995).

Genel olarak amonyum nitrat veya sodyum nitrat esaslı patlayıcı maddelerin çok büyük hacimlerde gaz üretimi yoluyla iyi gevşetme ve kabartma ve ileri hareket oluşturduğu görülmüştür. Bu tür patlayıcı maddelerin tortul kayalar gibi iyi gelişmiş tabakalanma düzlemleri, eklem ve çatlaklar içeren kaya kütlelerinde veya ayrılmış zayıf cevherlerde iyi parçalanma oluşturduğu bilinmektedir (Bilgin 2005).

Şok dalgası ve gaz basıncı mekanizmalarının her ikisi de kaya patlatmalarında yer almakta ve iyi bir parçalanma her iki mekanizmanın da birlikte işlev görmesi sonucu oluşmaktadır (Esen ve Bilgin 1998).

#### 4.3 PATLATMA DELİĞİ ÇEVRESİNDE OLUŞAN HASAR BÖLGELERİNİN HESAPLANMASI

Kaya kütlesi içerisinde silindirik bir patlayıcı şarjının infilakıyla birlikte oluşan hasar bölgesinin yarıçapı bilimsel amaçlı yapılan patlatma tasarımlarında gerekli olan en önemli değiştirgelerden birisidir. Patlayıcı şarjını çevreleyen kaya kütlesinde oluşan parçalanma süreci öyle karmaşıktır ki, kesin bir matematiksel açıklaması henüz mümkün değildir. Hasar mekanizması patlayıcı kaynağından olan mesafeye bağlı olarak değişmektedir. Bu yüzden birçok araştırmacı gerilme bölgesi ve çatlak mekanizmasının değiştii birkaç bölge düşünmüşlerdir (bkz. Şekil 4.3) (Hustrulid 1999b). İçerisinde patlatma gerçekleştirilen bir deliğın hemen civarında birkaç olay meydana gelir ve yukarıda anlatıldığı gibi patlama deliğı çevresinde farklı bölgeler oluşur (Şekil 4.9).



Şekil 4.9 Patlatma sonrasında delik civarında oluşan kırılma bölgeleri.

Patlatma boşluğu patlayıcı maddelerin infilak olduğı hacimdir. Patlatma sonucundan bu boşluğun çevresinde, patlayıcı maddenin gücü ve kaya kütlesinin dayanımına bağlı olarak farklı büyüklüklerde ufalanma (kırılma) bölgesi, çatlak bölgesi ve sismik bölge olarak adlandırılan bölgeler oluşmaktadır.

### 4.3.1 Ufalanma Bölgesi Büyüklüğü

Doğrudan patlayıcı şarjına bitişik, patlatma deliğine en yakın olan birinci bölgede patlamanın etkisi son derece şiddetlidir. Ufalanma bölgesi (Crush Zone) olarak adlandırılan bu bölgenin büyüklüğü; patlayıcının delik duvarında oluşturduğu basınç ve patlatma deliğinde kullanılan şarj miktarları ile artmaktadır (Jimeno et al. 1995). Bu bölgede, büyük ölçüde plastik deformasyonlar oluşarak aşırı parçalanma (saf ezilme) tipinde çatlaklar gözlemlenir ve kayaç mekanik olarak ağdalı (viskoz) bir madde gibi davranır. Oluşan basıncın sönmülmesi çok hızlı olduğundan delik etrafındaki parçalanmış kısım sınırlı bir büyüklüktedir. Birçok araştırmacı ufalanma bölgesi yarıçapının, 3-5 delik yarıçapını geçmediğini gözlemlemiştir (Siskind and Fumati 1974; Hustrulid 1999b). Duvall ve Atchinson'a (1957) göre poroz kayaçlarda yüksek dayanımlı patlayıcılar delik çapının 8 katına kadar bir parçalanma bölgesi meydana getirebilir.

Patlatma deliği çevresinde oluşan ufalanma bölgesinin boyutunun tahmini için literatürde bazı yaklaşımlar önerilmiştir. Bu yaklaşımlarda; patlayıcı maddeler, ideal infilak teorisine göre nitelendirilerek ufalanma bölgesinin genişliği yarı görgül bağıntılarla tahmin edilmiştir. Ufalanma bölgesinin büyüklüğünün kestirimine yönelik yaklaşımlardan ilki II'yusun tarafından 1971 tarafından önerilmiştir. II'yusun (1971), ufalanma bölgesindeki kaya davranışı izotropik, sıkıştırılmaz, tanecikli ve kohezyonlu bir ortam modeli ile tanımlamıştır. Bu modele göre ufalanma bölgesinin yarıçapı,  $r_c$  (mm) aşağıdaki eşitlikle verilmektedir.

$$r_c = r_0 \left( \frac{P_b}{-(c_i/\varphi_i) + [\sigma_{ci} + (c_i/\varphi_i)] L^{2\varphi_i/(1+\varphi_i)}} \right)^{1/2\lambda} \sqrt{L} \quad (4.1.a)$$

$$L = \frac{E/(1+\nu)}{\sigma_{ci}[1 + \ln(\sigma_{ci}/\sigma_{ti})]} \quad (4.1.b)$$

Burada;  $r_0$ : patlatma deliğinin yarıçapı (mm),  $P_b$ : delik basıncı (Pa) (bkz. Eşitlik 2.8),  $\lambda$ : patlayıcının adyabatik genişleme sabiti (bkz. Eşitlik 2.6),  $c_i$ : kaya malzemesinin kohezyonu (Pa),  $\varphi_i$ : kaya malzemesinin içsel sürtünme açısı ( $^\circ$ ),  $\sigma_{ci}$ : kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı (Pa),  $\sigma_t$ : kaya malzemesinin çekme dayanımı (Pa),  $E_i$ : kaya malzemesinin deformasyon modülü (Pa) ve  $\nu$ : kaya malzemesinin Poisson oranıdır. Vovk vd. (1973), talk-klorit ve kireçtaşı kaya biriminde bu yaklaşımı arazi çalışmalarıyla karşılaştırmışlardır. Vovk

vd.'ne (1973) göre, bu yaklaşım ile hesaplanan ufalanma bölgesi yarıçapı arazi patlatmalarında elde edilenden daha fazladır. Ayrıca Hustrulid (1999b), bu modelin yenilmenin ana biçiminin basınç nitelikli olduğu durumlarla sınırlı olduğunu ve ayrıca başlıca yüksek dayanımla kaya koşullarında doğru sonuçlar verdiğini rapor etmiştir.

Szuladzinski (1993) bir patlama deliği çevresindeki ufalanma bölgesini geçici (transient) dinamik çözümleme kullanarak modellemiştir. Bu yaklaşımda, kaya parçalanabilen ve parçalanma dayanımına sahip elastik bir ortam olarak modellenmiştir. Bu modele göre ufalanma bölgesinin yarıçapı,  $r_c$  (mm) aşağıdaki eşitlikle verilmektedir.

$$r_c = \sqrt{\frac{2r_0^2 \rho_e Q_{ef}}{(\sigma_{ci})_{dyn}}} \quad (4.2)$$

Burada;  $r_0$ : patlatma deliğinin yarıçapı mm,  $\rho_e$ : patlayıcı maddenin yoğunluğu ( $\text{g/mm}^3$ )  $Q_{ef}$ : patlayıcı maddenin efektif enerjisi (Nmm/g) (tamamlanmış reaksiyonun ısısının 2/3'ü olarak kabul edilebilir) ve  $(\sigma_{ci})_{dyn}$ : kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımıdır (MPa).

Djordjevic (1999), Griffith yenilme ölçütüne dayanan bir model önermiştir. Bu modelde ufalanma bölgesinin yarıçapı  $r_c$  (mm),

$$r_c = \frac{r_0}{\sqrt{24\sigma_{ti}/P_b}} \quad (4.3)$$

bağıntısı ile verilmektedir. Burada;  $r_0$ : patlatma deliğinin yarıçapı (mm),  $\sigma_{ti}$ : kaya malzemesinin çekme dayanımı (Pa) ve  $P_b$ : ise delik basıncıdır (Pa).

Kanchibotla vd. (1999), ufalanma bölgesinin yarıçapını basit olarak, delik çapının, infilak basıncının ve kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımının bir işlevi olarak tahminine yönelik bir model önermişlerdir. Bu modelde ufalanma bölgesinin yarıçapı  $r_c$  (mm),

$$r_c = r_0 \sqrt{P_d/\sigma_{ci}} \quad (4.4)$$

şeklinde verilmektedir. Burada;  $r_0$ : patlatma deliğinin yarıçapı (mm),  $P_d$ : infilak basıncı (Pa) (bkz. Eşitlik 2.3) ve  $\sigma_{ci}$ : kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımıdır (Pa).

Hustrulid (1999b), patlatma hasar bölgesinin ( $R_d$ ) pratik olarak tahmini için bir model önermiştir. Bu pratik hasar bölgesi, ufalanma ve çatlak bölgelerinin her ikisini de kapsamaktadır. Bu yaklaşıma göre hasar yarıçapı patlayıcı etki yarıçapına eşittir. Hustrulid'e (1999b) göre, patlatma hasar bölgesinin yarıçapının  $R_d$  (m) aşağıdaki gibi verilebilir,

$$R_d = 25r_0 \sqrt{\frac{\rho_e S_{ANFO}}{\rho_{ANFO}}} \sqrt{\frac{2.65}{\rho_r}} \quad (4.5)$$

Burada;  $r_0$ : patlatma deliğinin yarıçapı (m),  $\rho_e$ : patlayıcı maddenin yoğunluğu ( $\text{g/cm}^3$ ),  $\rho_r$ : kaya malzemesinin yoğunluğu ( $\text{g/cm}^3$ ),  $\rho_{ANFO}$  ANFO yoğunluğu ( $\text{g/cm}^3$ ) ve  $S_{ANFO}$  patlayıcı maddenin ANFO'ya göre kuvvetidir.

Esen vd. (2003), ufalanma yarıçapını doğrudan ölçmeye olanak sağlayan model ölçekli deneysel patlatma çalışmalarına dayalı bir yaklaşım önermişlerdir. Esen vd.'e (2003) göre, ufalanma bölgesi yarıçapı  $r_c$  (mm), patlatma deliği yarıçapı  $r_0$  (mm), ideal-olmayan infilak teorisine göre hesaplanan delik basıncı  $P_b$  (Pa), kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı  $\sigma_{ci}$  (Pa) ve kaya katılığı  $K_r$  (Pa) arasında bir ilişki vardır. Ufalanma bölgesindeki kaya katılığı homojen ve izotropik olarak kabul edilerek aşağıdaki bağıntıyla verilmektedir;

$$K_r = \frac{(E_i)_{dyn}}{(1+\nu_{dyn})} \quad (4.6)$$

burada  $(E_i)_{dyn}$  ve  $\nu_{dyn}$  sırasıyla dinamik deformasyon modülü ve Poisson oranıdır. Ufalanma bölgesi yarıçapını kestirmek için önerilen bağıntı aşağıdaki gibidir;

$$r_c = 0.812r_0 CZI^{0.219} \quad (4.7.a)$$

$$CZI = \frac{P_b^3}{K_r \sigma_c^2} \quad (4.7.b)$$

### 4.3.2 Çatlak bölgesi Büyüklüğü

Ufalanma bölgesinin etrafında bulunan ve çatlak bölgesi (Crack Zone) olarak adlandırılan ikinci bölge, daha karmaşık bir yapıya sahiptir. Bu bölge içerisinde, kayaçta çekme gerilmelerinin oluşturduğu ışımsal ve basınç gerilmelerinin neden olduğu radyal çatlaklar

görülebilmektedir. Bu bölgede yayılımına devam eden basınç dalgalarının şiddeti hala içinden geçtikleri jeolojik yapının dayanımından daha fazla olmasına rağmen, ufalanma bölgesinde olduğu kadar şiddetli değildir. Eğer bu bölgede çekme kuvvetleri kayacın dinamik çekme dayanımından daha fazla ise gül şeklinde ve eş merkezli radyal çatlak sistemleri gelişir. Kayadaki çatlak yoğunluğu patlayıcı merkezinden olan mesafeye bağlı olarak azalır. İlk başlarda birbirine çok yakın olan çatlaklar, mesafe uzadıkça seyreilmeye başlarlar. Çatlak bölgesinin yarıçapı, patlayıcının doğrudan yaratabildiği şok enerjisi ve kaya yapısının buna karşı gösterebildiği dayanıklılık ile bağlantılıdır. Bu bölgenin yarıçapı delik yarıçapından ortalama 10 kat olup 20-50 kat daha büyük de olabilmektedir (Schenk 1971; Siskind and Fumati 1974; Aimone 1992; Brady and Brown 1993; Hustrulid 1999b).

Xu ve Lui (1995) elastisite teorisindeki kalın duvarlı silindir problemini kullanarak, çatlak bölgesi yarıçapının tahmini için bir model önermişlerdir. Bu modelde, çatlak bölgesinin yarıçapı; delik çapı, patlayıcının delik basıncı ve kaya malzemesinin çekme dayanımının bir işlevidir (Rui vd. 2009). Çatlak bölgesinin yarıçapının tahmini için önerilen bağıntı;

$$r_{cr} = r_0 \sqrt{P_b / \sigma_{ti}} \quad (4.8)$$

şeklindedir. Burada  $r_{cr}$  (mm) çatlak bölgesinin yarıçapı,  $P_b$  delik basıncı (Pa),  $\sigma_{ti}$  kaya malzemesinin çekme dayanımı (Pa) ve  $r_0$  delik çapıdır (mm).

### 4.3.3 Elastik Titreşim Bölgesi (Sismik Bölge)

Ufalanma ve çatlak bölgelerinin dışında bulunan üçüncü bölge elastik deformasyon bölgesi olarak adlandırılmaktadır. Pratik olarak, küresel kırılma şiddetinin veya kontrol edilebilir kırılma denemelerinin ulaşabileceği maksimum mesafedir. Kaya kütlelerinin çatlak sisteminin çatlama sürecinde hakim olan faktörlerden biri olmasından dolayı, bu bölgenin teorik çözümü aşırı derecede karmaşıktır (Hustrulid 1999b).

Herhangi bir serbest yüzey olmadığı sürece, sismik bölgede de herhangi bir sınır oluşmaz. Patlatma sonrası kaya kütlelerinde ufalanma ve çatlak oluştururken kullanılan enerjiden arta kalanı, bu bölge içinde sismik olarak yol alır. Şok dalgası bu bölgeden geçerken jeolojik ortamdaki parçacıklar titreşecektir. Bu parçacıklar kayacın elastik sınırları içerisinde dingin

pozisyonlarının etrafında titreşeceğinden kayaçta kalıcı herhangi bir hasar meydana gelmez (Atlas Powder Company 1987). Şok dalgaları kaya yapısının sönümleme katsayısının elverdiği oranda enerjisini kaybederek sönümlenir ve kaya yapısı eski dingin durumuna geri döner.



## BÖLÜM 5

### DİNAMİK SAYISAL ÇÖZÜMLEMELER

Bir patlatma deliğinin sayısal çözümü, dinamik çözüm mantığını gerektirmektedir. Bu çalışma kapsamında, bir patlatma deliğinin dinamik sayısal çözümü için FLAC<sup>3D</sup> (sürüm 2.1) (Itasca 2003) programından yararlanılmıştır. Bu bölümde gerçekleştirilen üç-boyutlu dinamik sayısal çözümlerde, aşırı karmaşık olmayan basit sayılabilecek bir patlatma hasar çözümüyle bir patlama deliği çevresinin başarılı bir şekilde sayısal olarak modellenmesi amaçlanmaktadır.

Yukarıda bahsedilen amaç doğrultusunda bu bölüm içerisinde, öncelikle sayısal çözümlerde izlenen yaklaşım tanıtılmış ve daha sonra bu çözümlerle elde edilen sonuçların doğrulanmasına yönelik olarak arazi çalışmalarında iyi bir şekilde anlaşılması ve tartışılması olan yükleme hızı, gerilme anizotropisi ve serbest yüzey etkileri sayısal olarak modellenmiş ve incelenmiştir.

#### 5.1 SAYISAL ÇÖZÜMLEMELERDE İZLENİLEN YAKLAŞIM

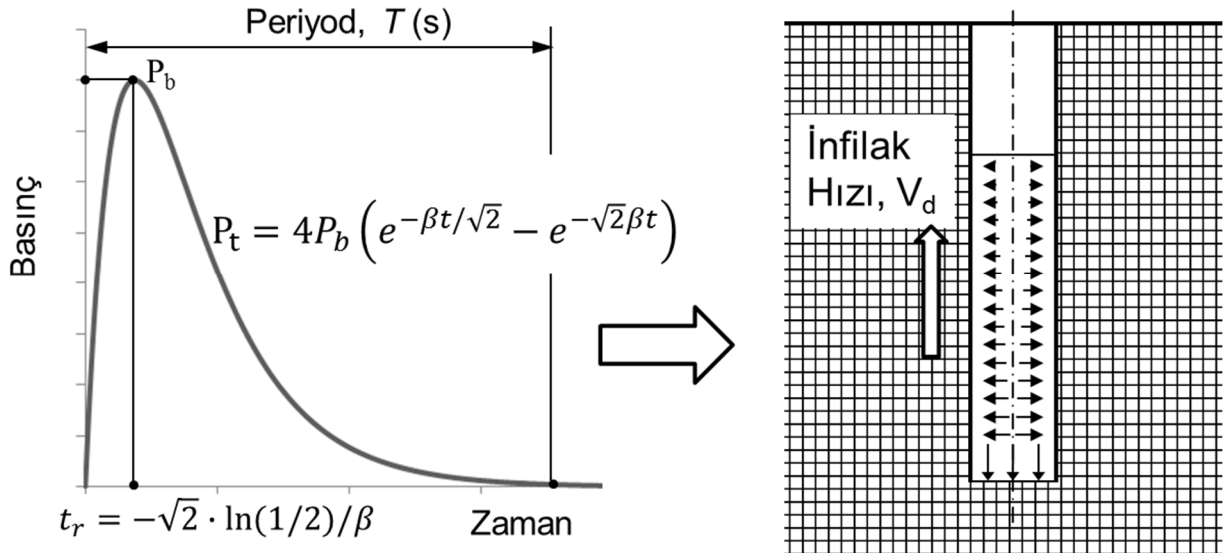
Dinamik bir problemin sayısal çözümü için FLAC<sup>3D</sup> modeli hazırlanırken aşağıdaki hususlar göz önünde bulundurulmalıdır (Itasca 2003):

1. Dinamik yükleme
2. Sınır koşulları ve mekanik sönümlenme
3. Model boyunca dalga geçişi

Bu üç değıştirge göz önünde bulundurularak bir sonlu farklar modeli hazırlandıktan sonra, her hangi bir patlatma deliğinin dinamik çözümünün doğru bir şekilde çalışması için ayrıca gerinim hızının kaya malzemesinin dayanımı üzerindeki etkilerinin de hesaba katılması gerekmektedir (bkz. Böl. 3). Bu bağlamda, dinamik mekanik özelliklerin hesaplanmasında izlenen yaklaşım da bu bölümde sunulmuştur.

### 5.1.1 Dinamik Yükleme

FLAC<sup>3D</sup> sonlu farklar programında yapılacak dinamik çözümlerinde girdi değiştirgeleri; hem model sınırına hem de modelin iç düğüm noktalarına uygulanarak, dış ve iç dinamik yükleme ortamları yaratılabilmektedir. Bu çalışmada, bir silindirik deliğın içerisinde sınırlandırılmış patlayıcı maddenin infilakı sırasında deliğın cidarında oluşturduğu dinamik yükü benzetmek için, önceden tanımlanan bir patlama şok (basınç) fonksiyonunun zaman kaydı, sayısal modeli oluşturulan silindirik deliğın iç yüzeyine uygulanmıştır. Son zamanlarda yapılan çalışmalar, sonlu bir silindirik şarjın infilakı ile oluşan gerilme dalgasının oldukça karmaşık ve küresel bir şarjın oluşturduğu gerilme dalgasından farklı olduğunu göstermiştir (Blair and Minchinton 1997). Bu duruma neden olarak, infilakın çok yüksek hızına rağmen, infilak hızının kaya içerisinde yayılan dalga hızlarıyla aynı büyükte olması gösterilebilir. Bu nedenle, bir patlayıcı maddenin infilakı ani veya darbesel bir etki olarak düşünülemez. Yapılan üç-boyutlu dinamik çözümlerinde, silindirik bir deliğın içerisine yerleştirilmiş olan patlayıcının infilak hızı da ayrıca dikkate alınarak, şok dalgasının zaman kaydının silindirik deliğın uzun eksenı boyunca infilak hızında hareket etmesi sağlanmıştır (şekil 5.1). Bu çalışmada seçilen iki farklı patlayıcı türü için delik içi infilak hızları daha önceki bölümlerde tanımlandığı gibi, ANFO tipi patlayıcı için 4052 m/s, emülsiyon tipi patlayıcı için 5582 m/s'dir.



şekil 5.1 Delik cidarına infilak hızında uygulanan basınç-zaman kaydı.

### 5.1.2 Sınır Koşulları ve Mekanik Sönümleme

Derin yeraltı açıklıklarının, normalde sonsuz bir ortam tarafından çevrelendiği varsayılırken; yüzey ve yüzeye yakın yeraltı yapılarının, yarı sonsuz bir ortamda olduğu varsayılmaktadır. Statik çözümlerinde, sabit veya elastik sınırlar (örneğin; sınır elemanları yöntemiyle tanımlanan) ilgili bölgeden belli bir mesafede yer alabilirler. Bununla birlikte, dinamik sayısal problemlerde bu tür sınır koşulları, dışa doğru yayılan dalgaların modelin içine yansımaya neden olmakta ve gerekli enerjinin yayılımına izin vermemektedir. Geniş bir modelin kullanımı bu sorunu azaltabilmektedir. Çünkü malzemenin kendi sönümlemesi, uzaktaki sınırdan yansıyan dalgalarındaki enerjinin çoğunu absorbe etmektedir. Ancak, geniş bir modele ait çözüm, hesaplama işlemini bir hayli uzatmaktadır. Bu olumsuz etkilerden sakınmak için alternatif olarak viskoz (absorbe eden) sınırlar kullanılabilir. Bu çalışmada yararlanılan FLAC<sup>3D</sup> paket programında Lysmer ve Kuhlemeyer (1969) tarafından geliştirilmiş viskoz sınır kullanılmaktadır.

Bu sınır koşulu, dik ve paralel doğrultularda bağımsız şoklardan kaçınmak için hareketin sönümlenmesini esas alınmaktadır. Yöntem, çoğunlukla model sınırına 30°'den daha büyük açıyla yaklaşan cisim dalgalarının soğurulmasında etkili olmaktadır. Daha düşük açılarda veya yüzey dalgalarında enerji soğurulması (mükemmel olmasa da) gerçekleşmektedir. Viskoz sınır koşulları x, y ve z doğrultusunda veya eğimli sınır boyunca dik ve paralel doğrultularda uygulanabilmektedir (Itasca 2003). Bu çalışmada, model sınırında oluşacak dalga yansımaları viskoz sınır koşulu ile en aza indirilmiştir.

Gerçek zamana bağlı çözümlere yapan programlarda genellikle sönümleme olarak Rayleigh sönümlemesi kullanılmaktadır. Rayleigh sönümlemesi orijinal olarak yapısal ve elastik sürekli ortamların çözümlerinde sistemin doğal yalpalanmasını sönümlemek için kullanılmıştır. Bu sönümlemede absorbe olan enerjinin frekansa bağlı olduğu iki viskoz eleman bulunduğundan (kütle ve katılık sönümleme elemanları) dolayı, Rayleigh sönümlemesi frekansa bağlı bir sönümleme etkisi göstermektedir. Kaya ve zemin türü malzemelerde, doğal sönümleme frekanstan bağımsızdır (Gemant and Jackson 1937) ve bu nedenle frekansa bağımlı Rayleigh sönümlemesinin kullanımı bu tür çözümlerinde gerçekçi olmayabilir. Alternatif olarak, FLAC<sup>3D</sup> programının statik çözümlere şemasına dahil edilmiş olan yerel sönümleme mantığı (local damping), dinamik olarak da kullanılabilir. Dinamik problemlerde yerel sönümleme yaklaşık bir yöntem olarak oldukça kullanışlıdır (Itasca 2003).

Sönümlenmenin bir yapının maksimum tepkisini kontrol etmedeki öneminin darbemsi bir yükte, periyodik ve harmonik yüklere olandan çok daha az olduğu bilinmektedir (Clough and Penzien 1975). Darbemsi bir yüke olan maksimum tepkiye, sönümlenme kuvvetleri yapıdan fazla enerji absorbe etmeden önce, çok kısa bir zamanda ulaşılacaktır. Bununla birlikte, eğer plastik malzeme davranışı göz önünde bulunduruluyorsa, Mohr-Coulomb gibi doğrusal bir yenilme ölçütü kullanıldığı zaman, malzeme özelliği olarak yapay bir sönümlenme gerekmemektedir. Çünkü doğrusal yenilme ölçütünün kendisi erken yenilme veya plastik davranışına neden olmaktadır. Bu etki nedeniyle yüksek hızlı patlama türü yüklemelerde yapay sönümlenmenin tepkisi önemsiz sayılabilmektedir. Ancak yine de, bu çalışmada gerçekleştirilen sayısal çözümlerinde, uzak bölgelerde sayısal duraylılığı sağlamak amacıyla model içerisinde viskoz sönümlenme etkisi olarak % 5 yerel sönümlenme değeri uygulanmıştır.

### 5.1.3 Model Boyunca Dalga Geçişi

Dinamik bir çözümlemede, yayılan dalgalarda modelleme koşullarının bir işlevi olarak sayısal bozulma oluşabilmektedir. Girdi dalgasının frekans içeriği ve sismik dalga hızı özellikleri dalga yayılımının doğruluğunu etkilemektedir. Kuhlemeyer ve Lysmer (1973), bir model boyunca dalga yayılımının nasıl doğru olacağını göstermiştir. Bu araştırmacılara göre, dinamik modelde oluşturulacak en büyük eleman boyutu  $\Delta l$ , girdi dalgasının en yüksek frekans bileşiminin sahip olduğu dalga boyunun yaklaşık 1/10'u veya 1/8'inden daha küçük olmalıdır. Bu durumda dinamik çözümler için oluşturulacak bir modelde en büyük ağ eleman boyutu için aşağıda verilen eşitlik yazılabilir;

$$\Delta l \leq \frac{\lambda'}{10} \quad (5.1)$$

burada,  $\lambda'$  en yüksek frekansla ilintili dalga boyudur (Itasca 2003). Çözümlerinde oluşturulan model boyutları model boyunca dalga geçişi dikkate alınarak yapılmıştır.

### 5.1.4 Dinamik Mekanik Özellikler

Bu çalışmada dayanım açısından iki farklı kaya tipi seçilmiştir. Bunlar, yüksek dayanımlı kaya için granit ve nispeten daha düşük dayanımlı kaya için ise kumtaşı cinsi kayalardır. Bu türdeki

kaya malzemeleri için tipik sayılabilecek statik mekanik özellikler Çizelge 5.1’de referanslarıyla birlikte sunulmaktadır.

Çizelge 5.1 Çalışmalarda kullanılan kaya malzemelerinin tipik sayılabilecek statik mekanik özellikleri.

Sağlam kaya malzemesinin statik mekanik özellikleri	Granit	Kumtaşı
	Bukit Timah (Singapur) Zhao 1996	Zonguldak (Türkiye) Gerçek ve Müftüoğlu 1993
Tek eksenli basınç dayanımı ( $\sigma_{ci}$ ) (MPa)	186	98
Deformasyon (Young) Modülü ( $E_i$ ) (GPa)	84	31
Poisson oranı ( $\nu$ )	0.25	0.23
Kaya malzemesinin yoğunluğu ( $\rho_i$ ) (kg/m <sup>3</sup> )	2610	2638
Dolaylı çekme dayanımı ( $\sigma_{tB}$ ) (MPa)	-11.4	-7.9
Hoek-Brown dayanım değiştirgesi, mi	15.3	11.1

Bu çalışmada silindirik bir patlatma deliğini çevreleyen kaya kütesinin elasto-plastik olarak davrandığı ve dayanımının Mohr-Coulomb yenilme ölçütü ile tanımlandığı varsayılmıştır. Mohr-Coulomb yenilme ölçütüne göre yenilme (kırılma) anındaki asal gerilmeler arasındaki ilişki,

$$\sigma_1 = \frac{2c_i \cdot \cos\phi_i + \sigma_3(1 + \sin\phi_i)}{1 - \sin\phi_i} \quad (5.2)$$

şeklinde verilmektedir (Jaeger and Cook 1969). Burada,  $\sigma_1$  ve  $\sigma_3$  sırasıyla, en büyük ve en küçük asal etkin gerilmeler,  $c_i$  kaya malzemesinin kohezyonu ve  $\phi_i$  ise kaya malzemesinin içsel sürtünme açısıdır. Bu eşitlikte en küçük asal gerilme yerine 0 yazılırsa (tek eksenli yükleme durumu,  $\sigma_3=0$ ) kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı veren aşağıdaki eşitlik elde edilir.

$$\sigma_{ci} = \frac{2c_i \cdot \cos\phi_i}{1 - \sin\phi_i} \quad (5.3)$$

Eşitlik 5.2 ve 5.3’den yararlanılarak, dinamik yükler altındaki kaya malzemesi için Mohr-Coulomb yenilme ölçütü,

$$(\sigma_1)_{dyn} = (\sigma_{ci})_{dyn} + \frac{1+\sin\phi_i}{1-\sin\phi_i} (\sigma_3)_{dyn} \quad (5.4)$$

şeklinde yazılabilir (Zhao 2000). Burada,  $(\sigma_1)_{dyn}$  ve  $(\sigma_3)_{dyn}$  sırasıyla, en büyük ve en küçük dinamik asal gerilmeler ve  $(\sigma_{ci})_{dyn}$  kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımıdır. Zhao'ya (2000) göre kaya malzemesine ait içsel sürtünme açısı ve  $m_i$  değeri yükleme hızının değişiminden önemli derecede etkilenmemektedir. Bu nedenle, dinamik yükleme koşullarında kaya malzemesinin yenilme ölçütünün tanımlanması için  $m_i$  ve  $(\sigma_{ci})_{dyn}$  değerlerinin belirlenmesi yeterli olmaktadır.

Kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımının belirlenmesinde daha önce Bölüm 3'de önerilen bağıntı (Eşitlik 3.17) kullanılmıştır. Eşitlik 3.17'yi dinamik tek eksenli basınç dayanımına göre tekrar yazarsak;

$$(\sigma_{ci})_{dyn} = 0.4 \sigma_{ci} (\dot{\epsilon})^{1/3} \quad (\dot{\epsilon} > 30 \text{ 1/s}) \quad (5.5)$$

şeklinde olacaktır. Bir patlama deliğinin yakın çevresindeki kaya malzemesinde, infilak anında oluşan gerinim hızı  $10^3$  ila  $10^5 \text{ s}^{-1}$  arasında değiştiğinden (Cai et al. 2007), Eşitlik 5.5 kullanılırken ortalama bir değer olarak  $10^4$  gerinim hızı değerinin seçilmesi uygun bulunmuştur. Kaya malzemesinin dayanım özelliklerinin yanı sıra deformasyon özellikleri de dinamik yükleme koşullarında değişmektedir. Çok farklı türde kaya malzemesi üzerinde yapılan deneyler, dinamik deformasyon modülünün genellikle statik deformasyon modülünden daha yüksek değerlerde olduğunu göstermiştir (Bieniawski 1984; Eissa and Kazi 1988; Price et al. 1994). Eissa ve Kazi (1988), kaya malzemesinin statik ve dinamik deformasyon modülü arasında çeşitli kayaç türlerini içeren 76 adet veri kullanarak aşağıdaki görgül eşitliği önermiştir:

$$(E_i)_{dyn} = (E_i/10^{0.02})^{1/0.77} / \rho_r \quad (r = 0.96) \quad (5.6)$$

Burada;  $E_i$  (GPa) ve  $(E_i)_{dyn}$  (GPa) sırasıyla kaya malzemesinin statik ve dinamik deformasyon modülü ve  $\rho_r$  ( $\text{g/cm}^3$ ) ise kaya malzemesinin yoğunluğudur. Çizelge 5.2'de Eşitlik 5.5 ve 5.6 ile hesaplanan kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımı ve dinamik deformasyon modülü değerleri sunulmaktadır.

Çizelge 5.2 Kaya malzemesinin dinamik mekanik özellikleri.

	Granit	Kumtaşı
Sağlam kaya malzemesinin dinamik mekanik özellikleri	Bukit Timah (Singapur) Zhao 1996	Zonguldak (Türkiye) Gerçek ve Müftüoğlu 1993
Dinamik Tek eksenli basınç dayanımı ( $\sigma_{ci}$ ) <sub>dyn</sub> (MPa) (Eşitlik 5.5)	1600	843
Dinamik Deformasyon Modülü ( $E_i$ ) <sub>dyn</sub> (GPa) (Eşitlik 5.6)	141	31

Yapılan sayısal çözümlerlerde kaya kütesinin dayanım ve deformasyon değıştirgelerinin tahmini için ise, 1997 yılında kaya kütesinde ölçek etkisini dikkate alan bir değıştirge olarak Hoek-Brown yenilme ölçütüne geliştiriciler tarafından dahil edilen jeolojik dayanım indeksi'nden (GSI: Geological Strength Index) yararlanılmıştır. Jeolojik dayanım indeksi, arazi gözlemlerinden yararlanarak farklı jeolojik ve jeomekanik koşullara bağlı olarak kaya kütesi dayanımının hesaplanması esasına dayanır. Kaya kütesi tanımlaması, kaya yapısı, yani bloklu olması veya süreksizliklerin yüzey koşulları (pürüzlülük, ayrışma, dolgu ve alterasyon, vb.) gibi görsel izlenimlere bağlıdır. GSI değeri'nin büyüklüğü; aşırı zayıf kaya kütesi için 5 değeri'nden, sağlam kaya kütesi için 100 değeri arasında değışmektedir. Bu çalışmada her iki kaya cinsi için de jeolojik dayanım indeksi değeri 85 (yüzey koşulları çok iyi veya iyi durumda olan sağlam ya da az bloklu kaya kütesi) olarak seçilmiştir. Buradaki amaç, incelenen iki farklı türdeki kaya malzemesi için de kütesel özellikleri (eklem takımları, süreksizliklerin konumu ve durumu vb.) benzeştirmek ve farklılıkları gidermektir. Çizelge 5.3'de sayısal çözümlerlerde kullanılmak üzere, iki farklı kaya kütesi türü için GSI değeri'nden yararlanılarak hesaplanan dinamik mekanik özellikler sunulmaktadır.

Çizelge 5.3 GSI değeri 85 olan kaya kütesinin dinamik mekanik özellikleri.

	Granit	Kumtaşı
Kaya kütesinin dinamik mekanik özellikleri	Bukit Timah (Singapur)	Zonguldak (Türkiye)
Kaya kütesinin dinamik deformasyon modülü ( $E_{rm}$ ) <sub>dyn</sub> (GPa)	106	29
Kaya kütesinin dinamik çekme dayanımı ( $\sigma_{tm}$ ) <sub>dyn</sub> (MPa)	-33.8	-24.5
Kaya kütesinin dinamik kohezyonu ( $c_m$ ) <sub>dyn</sub> (MPa)	173	90
Kaya kütesinin dinamik içsel sürtünme açısı ( $\phi_m$ ) <sub>dyn</sub> (°)	44	41

Çizelge 5.3’de verilen dinamik kaya kütlesi deformasyon modülü  $(E_{rm})_{dyn}$ , dinamik kaya kütlesi çekme dayanımı  $(\sigma_{tm})_{dyn}$ , kaya kütlesinin dinamik kohezyonu  $(c_m)_{dyn}$  ve kaya kütlesinin dinamik içsel sürtünme açısı  $(\varphi_m)_{dyn}$  değerleri; kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımını  $(\sigma_{ci})_{dyn}$ , kaya malzemesinin dinamik deformasyon modülü  $(E_i)_{dyn}$  ve GSI değerlerinden yararlanılarak, sırasıyla Eşitlik 5.7.a (Hoek ve Diederichs 2006), 5.7.b (Hoek ve Brown 1988), 5.7.c ve 5.7.d (Hoek et al. 2002) kullanılarak tahmin edilmiştir. Bu eşitlikler araştırmacılar tarafından özgün olarak statik durum için verilmiştir. Ancak bu çalışmada, kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımını  $(\sigma_{ci})_{dyn}$  ve kaya malzemesinin dinamik deformasyon modülü  $(E_i)_{dyn}$  statik olanların yerine yazılarak eşitlikler dinamik durumlar için uyarlanmıştır.

$$(E_{rm})_{dyn} = (E_i)_{dyn} \left( 0.02 + \frac{1-D/2}{1+e^{((60+15D-GSI)/11)}} \right) \quad (5.7.a)$$

$$(\sigma_{tm})_{dyn} = a(\sigma_{ci})_{dyn} = \left( m_b - \sqrt{m_b^2 + 4s} \right) \quad (5.7.b)$$

$$(c_m)_{dyn} = \frac{(\sigma_{ci})_{dyn} [(1+2a)s + (1+a)m_b(\sigma_{3n})_{dyn}] (s+m_b(\sigma_{3n})_{dyn})^{a-1}}{(1+a)(2+a) \sqrt{1+6am_b(s+m_b(\sigma_{3n})_{dyn})^{a-1} / ((1+a)(2+a))}} \quad (5.7.c)$$

$$(\varphi_m)_{dyn} = \sin^{-1} \left[ \frac{6am_b(s+m_b(\sigma_{3n})_{dyn})^{a-1}}{2(1+a)(2+a) + 6am_b(s+m_b(\sigma_{3n})_{dyn})^{a-1}} \right] \quad (5.7.d)$$

Buradaki  $(\sigma_{3n})_{dyn}$  değıştirgesi ise aşağıdaki bağıntı ile verilmektedir (Hoek et al. 2002).

$$(\sigma_{3n})_{dyn} = (\sigma_{3max})_{dyn} / (\sigma_{ci})_{dyn} \quad (5.8)$$

Burada belirtilmesi gereken önemli bir husus ise dayanım zarfı dağılım aralığı olarak tanımlanan  $(\sigma_{3max})_{dyn}$ ’nin hesaplanan Mohr-Coulomb değıştirgeleri üzerinde doğrudan bir etkiye sahip olduğudur. Bu çalışmada  $(\sigma_{3max})_{dyn}$  değeri kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımının dörtte biri olarak seçilmiştir. Bu değeri, dayanım zarfı dağılım aralığının yaklaşık olarak tek eksenli basınç dayanımının dörtte birinden az olduğunda oluşan kırılma yenilmeyle ilişkili olarak görgül çalışmalara dayanan bir gerilme dağılım aralığıdır (Hoek et al. 2002).

Eşitlik 5.7’de verilen bağıntılardaki Hoek-Brown yenilme ölçütü değiştirgeleri  $m_b$ ,  $s$  ve  $a$  ise aşağıdaki bağıntılar yardımıyla bulunabilir (Hoek et al. 2002);

$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI-100}{28-14D}\right) \quad (5.9.a)$$

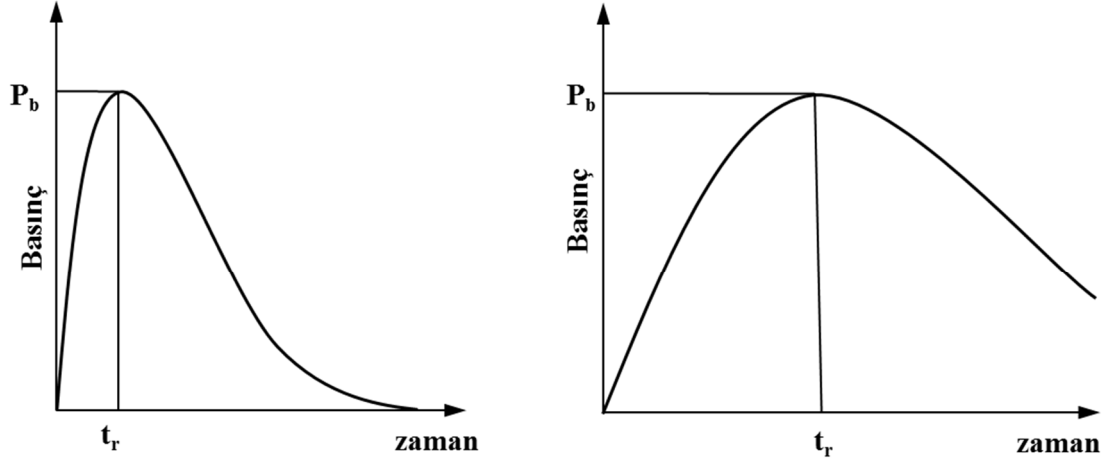
$$s = \exp\left(\frac{GSI-100}{9-3D}\right) \quad (5.9.b)$$

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6}\left(e^{-\frac{GSI}{15}} - e^{-\frac{20}{3}}\right) \quad (5.9.c)$$

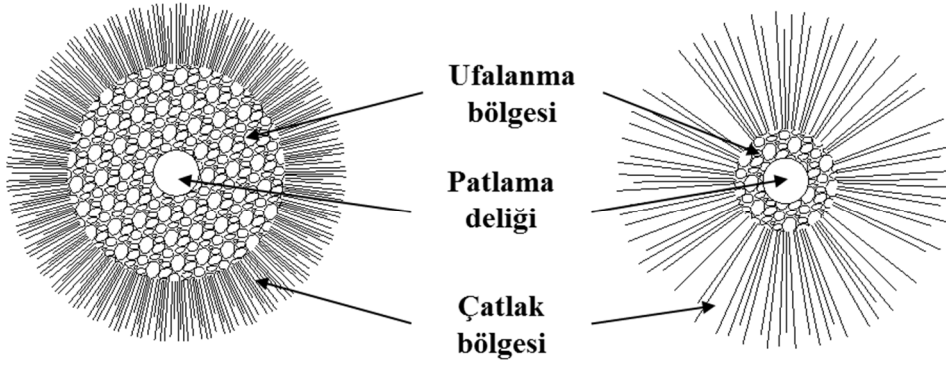
Eşitlik 5.7 ve 5.9’daki  $D$  değiştirgesi, patlatma hasarı ve gerilme rahatlaması etkisini hesaba katan bir faktördür. Rahatsız edilmemiş kaya kütlesi için 0 değerinden aşırı rahatsız edilmiş kaya kütlesi için 1 değeri arasında değişir. Bu çalışmada kazı sonrası değil de öncesi düşünöldüğünden,  $D=0$  olarak seçilmiştir.

## 5.2 YÜKLEME HIZININ PATLATMA ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ

Kaya malzemesinin mekanik özelliklerinin uygulanan yükleme hızından etkilendiği bilinmektedir. Bu konu üzerinde daha önce yapılan çalışmalara göre (Donze et al. 1997; Cho et al. 2003; Cho and Kaneko 2004; Ma and An 2008) patlayıcı kaynaklı olan yüksek yükleme hızlı yüklemeler, çevresinde yüksek miktarda ve kısa radyal çatlaklar bulunan büyük bir ufalanma bölgesine neden olurken, düşük yükleme oranlı yükler, çevresinde az ve daha uzun radyal çatlaklar bulunan nispeten daha küçük bir ufalanma bölgesine neden olmaktadır. Başka bir ifade ile maksimum basınca ulaşma zamanı ( $t_r$ ) daha kısa olan patlayıcılar patlama deliği çevresinde büyük ufalanma bölgesi ve küçük çatlak bölgesi oluştururken, maksimum basınca ulaşma zamanı nispeten uzun olan patlayıcılar, patlama deliği çevresinde daha küçük ufalanma bölgesi ve daha büyük çatlak bölgesi oluşturmaktadırlar. Bu durum Şekil 5.2’de gösterilmektedir. Burada bahsedilen yükleme hızı, patlayıcının infilak hızı ile karıştırılmamalıdır. Bir patlayıcının infilak hızı doğrudan o patlayıcının delik içerisindeki ulaştığı maksimum basınç değerini etkilemektedir. Yükleme hızı ise patlayıcının maksimum basınç değerine ulaşma zamanı ile ilgilidir.



a. Patlama deliği cidarına uygulanan basıncın zamana bağlı değişimi



b. Patlama deliği çevresinde oluşan yenilme bölgeleri

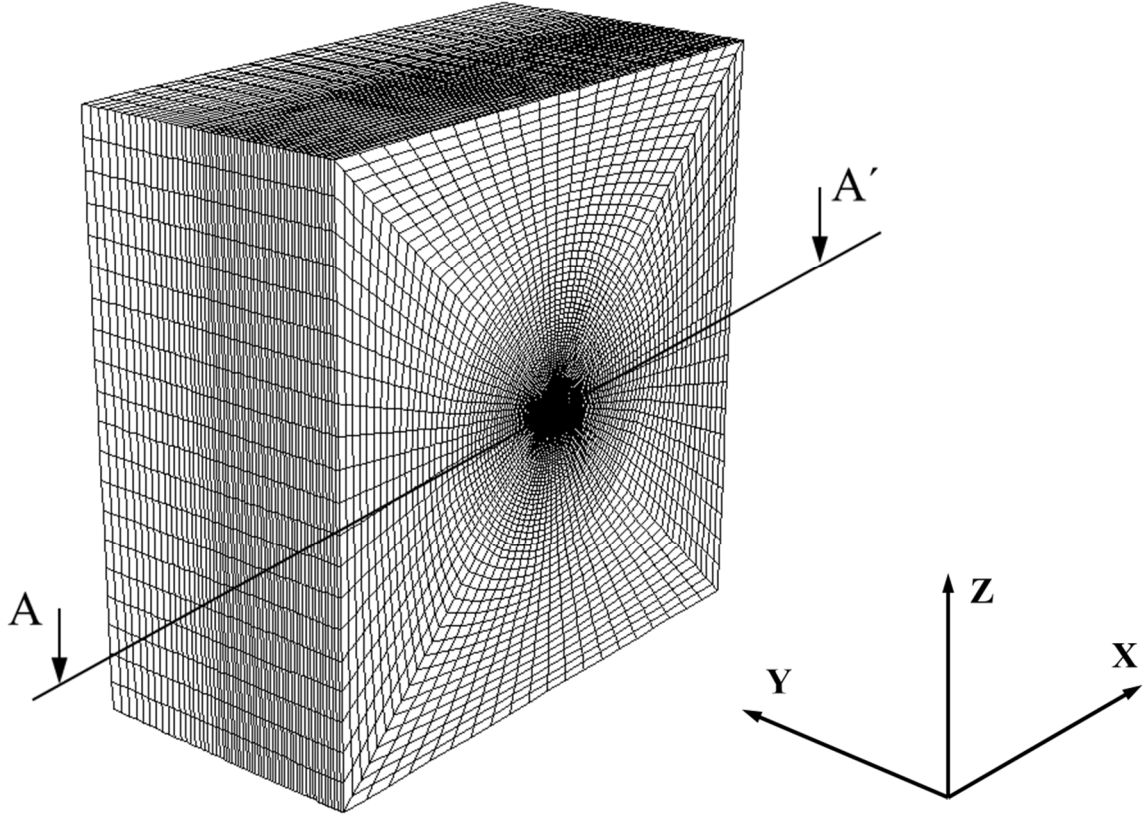
Şekil 5.2 Yüksek (solda) ve düşük (sağda) yükleme hızlarının basınç-zaman grafiği (üste) ve patlama deliği çevresinde oluşturacakları muhtemel yenilme bölgeleri (altta) nitelikleri.

Tez çalışmasının bu kısmında, yükleme hızının yani çözümlerinde uygulanan basınç dalgası şeklinin bir patlama deliği çevresinde oluşan ufalanma ve çatlak bölgeleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Bu bağlamda, öncelikle dinamik çözümlerinde göz önünde bulundurulmuş problem geometrisi, sınır koşulları, birincil gerilme alanı ve dinamik yükleme değişimlerine ilişkin bilgiler detaylı olarak sunulmuş, daha sonra sayısal çözümler sonucunda elde edilen veriler tartışılmıştır.

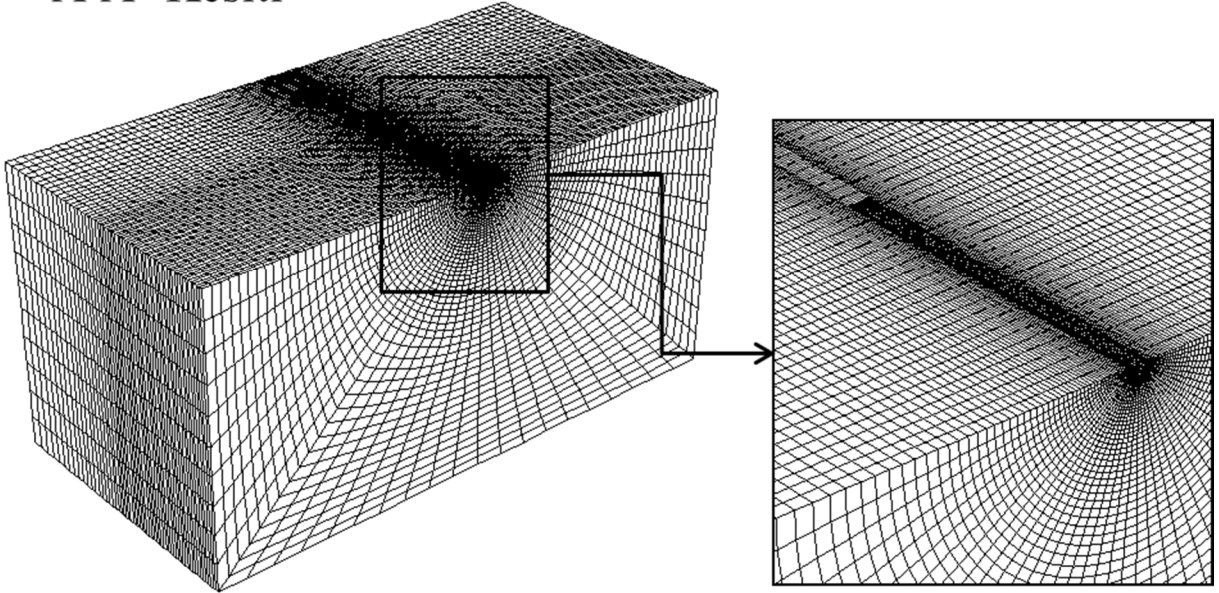
### 5.2.1 Problem Geometrisi ve Seçilen Diğer Değişirgeler

Çalışmanın bu bölümünde, patlama deliğine uygulanan farklı hızlardaki yükleme oranlarının, patlama sonrası kaya kütleğinde meydana gelen yenilme bölgeleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Bu problemi çalışmak için FLAC<sup>3D</sup> programında hazırlanan model geometrisi ve sonlu farklar ağı (mesh) detayları (daha net bir şekilde görülebilmesi için modelin ¼'lük kısmı verilmiştir) sırasıyla Şekil 5.3 ve Şekil 5.4'te sunulmaktadır.

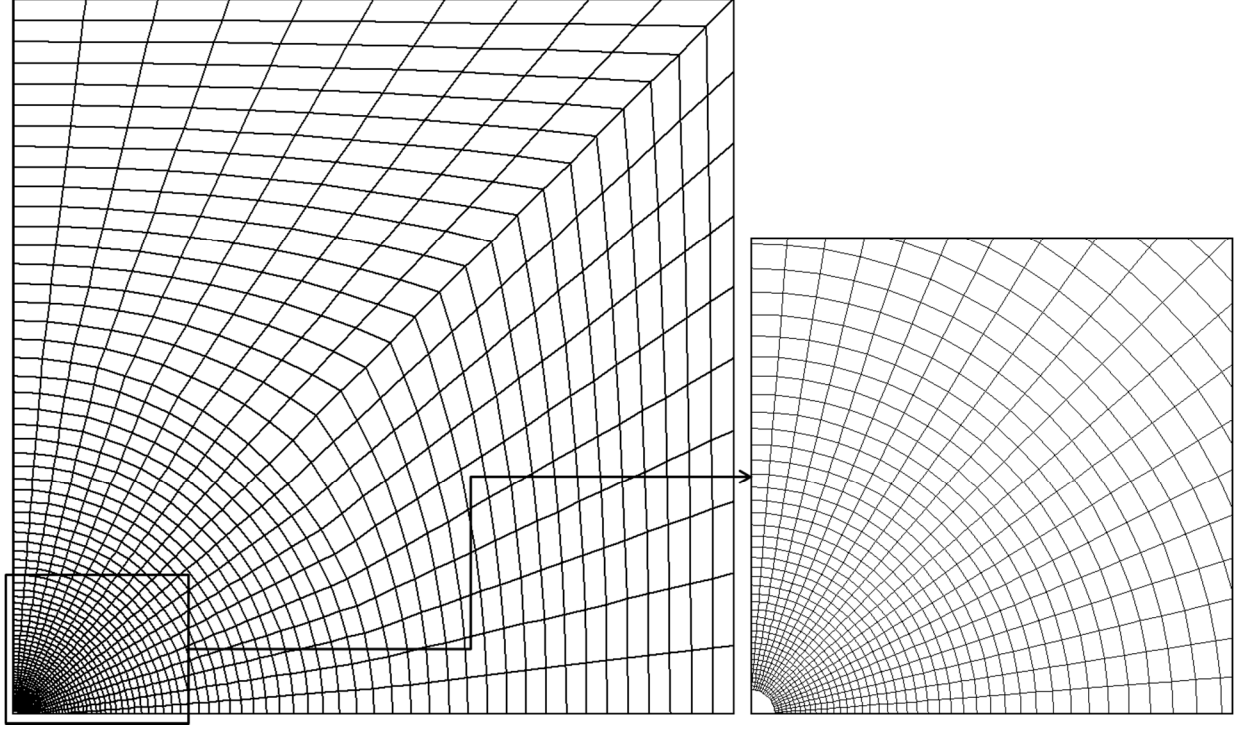
Tek bir patlama deliğinin oluşturulduğu modelde, sınır koşulu olarak yeraltı açıklıklarının dinamik çözümlemesinde kullanılabilen "viskoz sınır koşulu" seçilmiştir. Şekil 5.5'te dinamik çözümlemede kullanılan üç-boyutlu model detayları ve viskoz sınır uygulanan bölgeler gösterilmektedir. Tipik bir yeraltı patlatması koşullarını çalışmak için üç-boyutlu modelin sadece delik açılan yüzeyi serbest yüzey olarak tanımlanmıştır. Şekil 5.5'ten de görülebileceği gibi üç-boyutlu sonlu farklar ağı için 4x4x2 m boyutlarında bir dikdörtgen prizması hazırlanmıştır. Model boyutlarının bu şekilde seçilmesinde dinamik çözümleme zorlukları ve program kısıtlamaları etkili olmuştur. Hazırlanan model 393600 bölge eleman (zone) ve 400221 düğüm noktasına (grid point) sahiptir. Bu yoğunlukta bir sonlu farklar ağının dinamik çözümü oldukça uzun zaman gerektirmekte ve yapılacak değiştirgesel bir çalışmayı oldukça zorlaştırmaktadır. Bu nedenlerden ve patlatma deliğinin uzun ekseni boyunca yapılacak çözümlemenin delik çevresinde elde edilecek radyal yenilme bölgelerini etkilemeyeceği gerçeğinden dolayı, tamamen pratik amaçlar doğrultusunda model boyutları gerçek arın atımları kadar derin olarak seçilmemiştir. Patlatma deliği için yeraltı patlatmalarında sıklıkla kullanılan 38 mm çapında bir patlatma deliği seçilerek delik uzunluğu 0.6 metre olarak belirlenmiştir. Delik uzunluğunun üçte birlik kısmı sıkılama boşluğu olarak bırakılmış ve infilak delik dibinden başlayacak şekilde 0.4 m'lik bir patlayıcı şarjı modeli oluşturulmuştur. Şekil 5.6'da bu çalışmada kullanılan delik içi detayları sunulmaktadır.



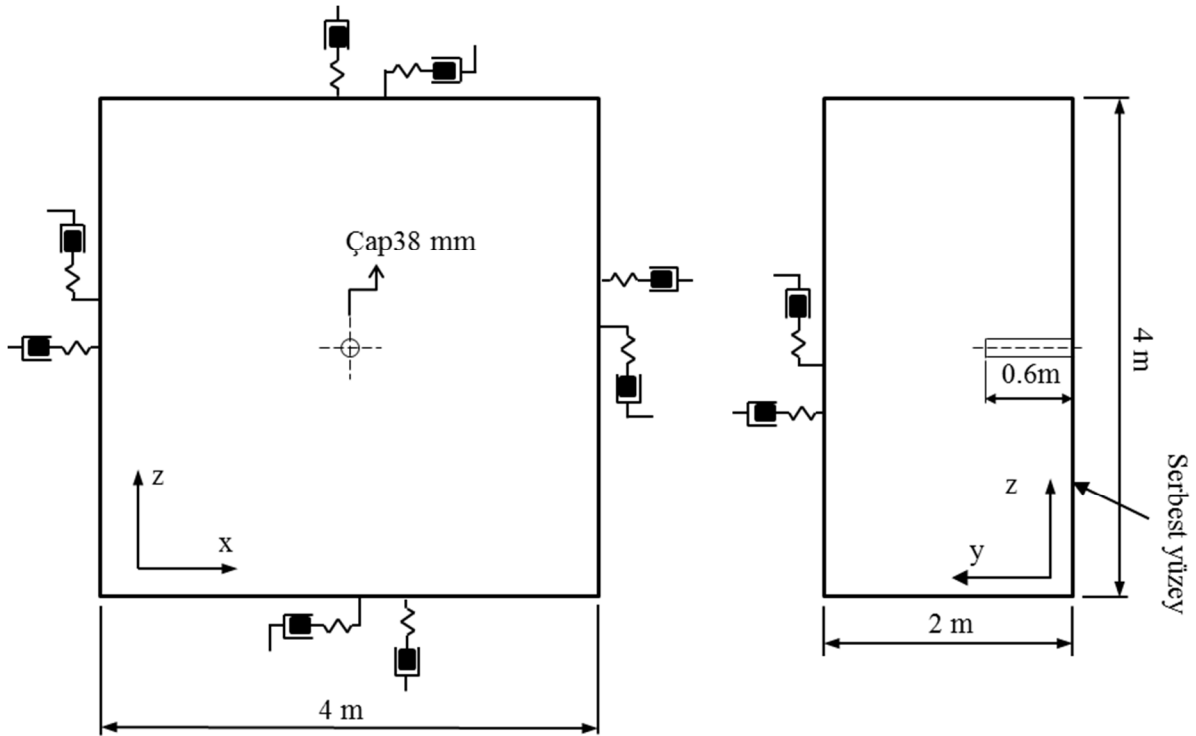
A-A' Kesiti



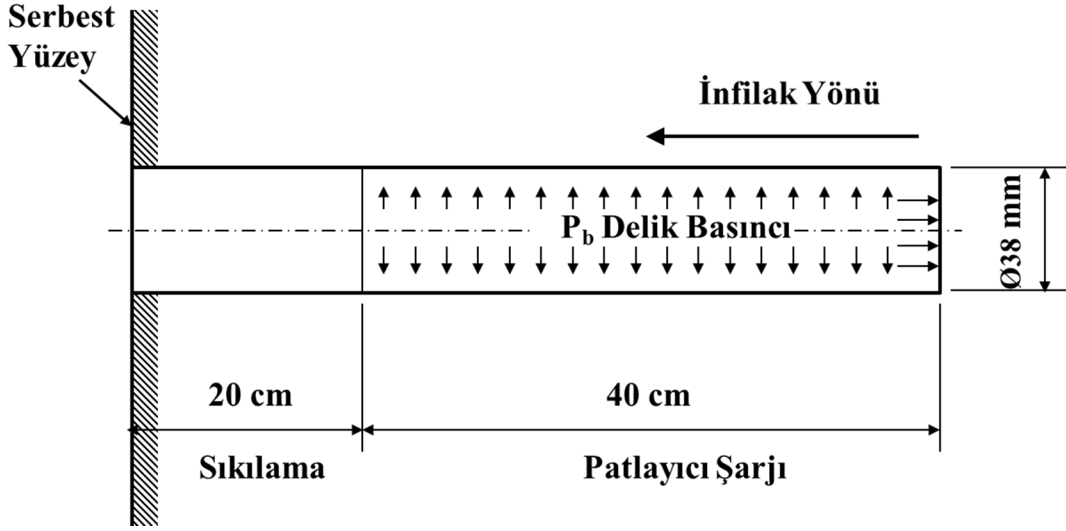
Şekil 5.3 Sayısal çözümler için oluşturulan üç-boyutlu sonlu farklar modeli (üste) ve model içindeki patlama deliğinin detaylı gösterimi (altta).



Şekil 5.4 Detaylı bir gösterim için model ön görünüşünün ¼'lük kısmı ve sonlu farklar örgü ağının yakından görünümü.



Şekil 5.5 Çözümlerde kullanılan üç-boyutlu model geometrisi ve sınır koşulları.



Şekil 5.6 Üç boyutlu modelde oluşturulan delik içi detayı.

Tez çalışmasının bu bölümünde sadece, yükleme hızının patlama sonrası kaya kütlelerinde meydana gelen yenilme bölgeleri üzerindeki etkileri incelendiği için, anizotropik birincil gerilme alanı göz önünde bulundurulmamıştır. Bunun yerine incelenen bütün durumlarda eş gerilme koşulları sağlayabilmek için birincil gerilme alanı hidrostatik olarak seçilmiştir. Yeraltı patlatmaları göz önünde bulundurularak yapılan çözümlerlerde, tünel veya galeri patlatması yapılacak bölgenin derinliği 200 m olarak kabul edilmiştir. Bu derinlik orta sığ kazı çalışmalarını yansıtmaktadır. Yeraltında herhangi bir noktadaki ortalama düşey birincil gerilme, o nokta üzerinde bulunan kaya yükünün bir fonksiyonu olup aşağıdaki bağıntı ile ifade edilmektedir.

$$P_v = \gamma_w h \quad (\text{MPa}) \quad (5.10)$$

Bu bağıntıda  $P_v$ , birim hacim ağırlığı  $\gamma_w$  (genellikle 20 ile 30 kN/m<sup>3</sup> arasında) olan kayada  $h$  (m) derinliğindeki ortalama düşey gerilmedir. Bu kural sayısız ölçümlerle desteklenmiş olup verilen eşitlik birincil gerilmeler konusunda en güvenilir bağıntılardan biridir (Obert and Duvall 1967; Hoek and Brown 1980; Goodman 1989). Bu yaklaşım, düşey gerilme bileşeni doğrudan ölçülmediği sürece bu bileşenin bir tahmini olarak her zaman kullanılabilir. Bu çalışmada göz önünde bulundurulan granit (birim hacim ağırlığı, 25.6 kN/m<sup>3</sup>) ve kumtaşı (birim hacim ağırlığı, 25.9 kN/m<sup>3</sup>) cinsi kaya kütleleri için ortalama birim hacim ağırlığı 25.7 kN/m<sup>3</sup>'dür. Bu durumda, hidrostatik birincil gerilme  $P_0$ , düşey birincil gerilmeye eşit kabul edilerek, 200 m derinlik için hidrostatik birincil gerilme yaklaşık olarak 5 MPa olarak belirlenmiştir. Tünel arınındaki üç-boyutlu gerilme durumunun oldukça karmaşık olması, bütün tünel arınının

modellenmesi sırasında bilgisayar kapasitesinde karşılaşılan zorluklar ve ortamdaki birincil gerilmenin delik içi basınç değerinin yanında oldukça küçük olması gibi nedenlerden dolayı, tünel arınındaki karmaşık gerilme durumu bu çalışmada dikkate alınmamıştır.

Farklı yükleme oranlarında şok dalgası fonksiyonlarının sayısal olarak modellendiği bu çalışmada elde edilen sonuçlarda belirgin bir farklılık gözlemleyebilmek için patlayıcı şok dalgası fonksiyonunun yükseliş süresi 10-1000  $\mu$ s arasında seçilmiştir. Bu bağlamda, en yüksek basınç değeri olan  $P_b$ 'ye ulaşma zamanı olarak  $t_r = 10, 25, 50, 75, 100, 150, 300, 500$  ve 1000 mikro saniye olmak üzere dokuz farklı değerde seçilmiştir.

Cho ve Kaneko (2004), uygulanan basınç dalgası şeklinin kayadaki dinamik çatlak ilerlemesi üzerindeki etkilerini inceledikleri çalışmalarında, çatlak yayılmasının uygulanan basınç dalgasının düşüş süresinden (fall time) daha çok yükseliş süresinden etkilendiğini rapor etmişlerdir. Bu sonuca göre; eğer yükseliş süresi yeteri kadar uzun olursa radyal çekme çatlaklarının maksimum uzunluğu düşüş süresinden bağımsız olacaktır. Bu çalışmada uygulanan şok dalgası fonksiyonunun düşüş süresi  $\beta/\omega$  oranına bağlı olarak değişmektedir. Uygulanan şok dalgası fonksiyonlarında şekil etkisini gidermek için  $\beta/\omega$  oranı tüm şok dalgası fonksiyonlarında 1.4 olarak sabitlenmiştir. Delik basıncı için daha önce bahsedildiği gibi, 1.6 (ANFO) ve 4.9 (emülsiyon) GPa olmak üzere iki ayrı durum incelenmiştir. Çizelge 5.4'de sayısal çözümlerle kullanılan patlayıcı şok dalgası fonksiyonlarına ait seçilen ve hesaplanan değerler verilmiştir. Ayrıca Şekil 5.7'de iki farklı patlayıcı tipi için (iki farklı maksimum delik basıncı için) ayrı ayrı hazırlanan, farklı yükseliş sürelerine sahip patlayıcı şok dalgası fonksiyonlarının basınç-zaman eğrileri sunulmuştur.

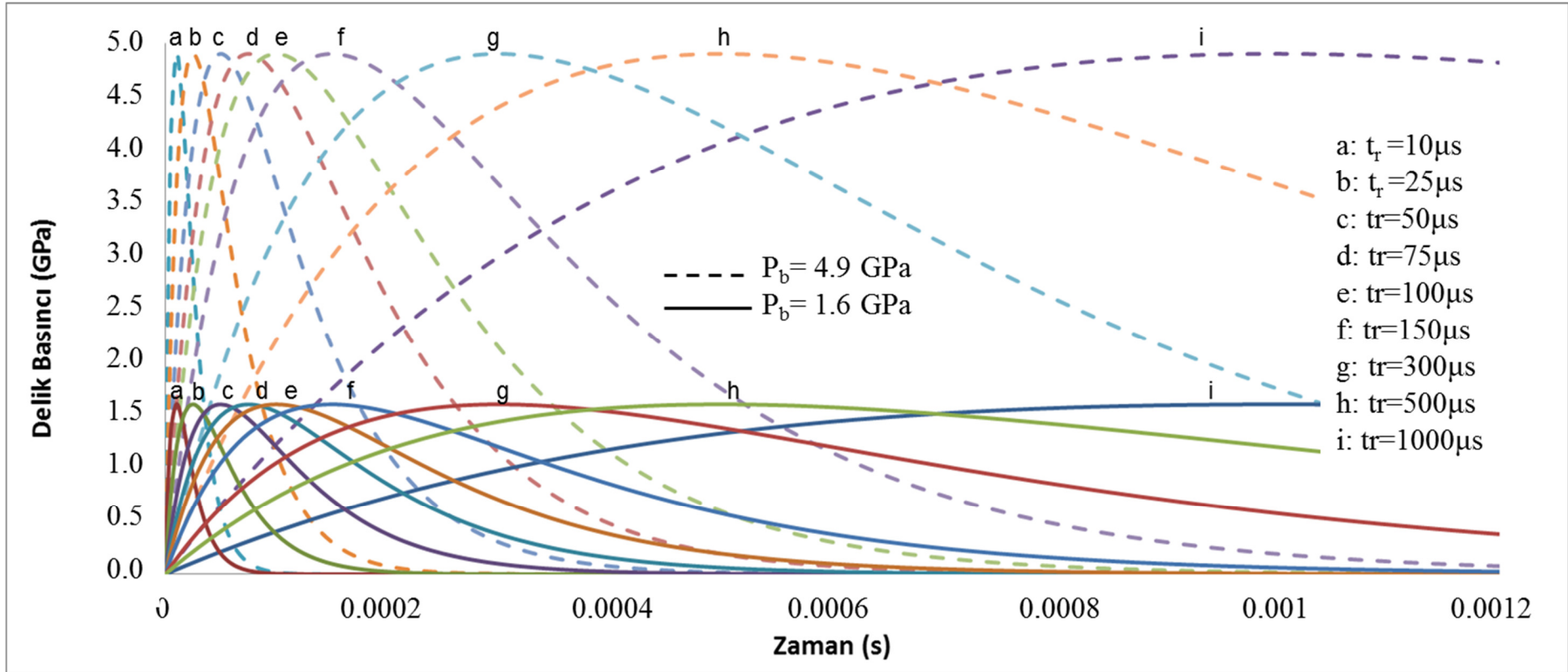
Çizelge 5.4 Sayısal çözümlerinde kullanılan şok dalgası fonksiyonlarının özellikleri.

* Delik basıncı $P_d = 1.6$ GPa, ** Delik basıncı $P_d = 4.9$ GPa ve $\beta/\omega = 1.4$						
Yükseliş süresi tr ( $\mu$ s)	Yükleme hızı (MPa/ $\mu$ s)		Sönümlenme faktörü $\beta$ (1/s)	Açısal hız $\omega$ (rad/s)	Titreşim sıklığı $f$ (döngü/s)	Titreşim periyodu $T$ ( $\mu$ s/döngü)
	A*	B**				
10	160	490	98026	69315	11032	91
25	64	196	39210	27726	4413	202
50	32	98	19605	13863	2206	403
75	21	65	13070	9242	1471	605
100	16	49	9803	6931	1103	906
150	11	33	6535	4621	735	1360
300	5	16	3268	2310	368	2719
500	3	10	1961	1386	221	4532
1000	2	5	980	693	110	9065

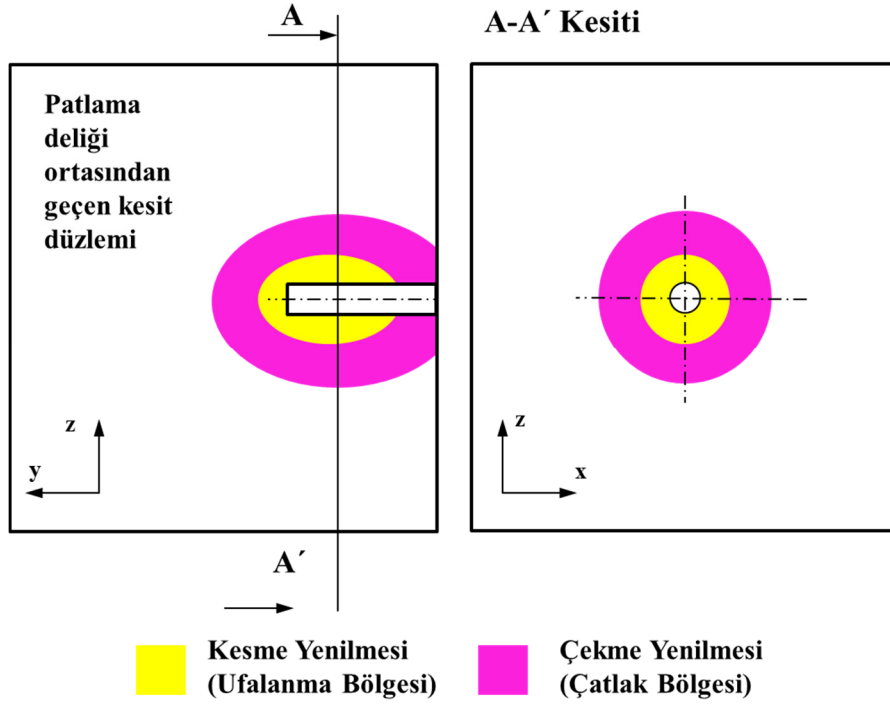
1000 döngü/s = 1MHz

### 5.2.2 Sayısal Gerilme Analizleri

Bu çalışmada iki farklı kaya ve iki farklı patlayıcı tipi için dokuz ayrı yükseliş süreleri göz önünde bulundurularak,  $2 \times 2 \times 9 = 36$  adet üç-boyutlu dinamik çözümleme yapılmıştır. Üç-boyutlu sayısal gerilme çözümlerinin sonucunda, patlayıcı maddenin infilakı sonrasında patlama deliği çevresinde oluşan kesme ve çekme yenilmesi bölgelerinin gösterilmesindeki izlenen yaklaşım Şekil 5.8'de verilmektedir. Patlama deliğinin uzun eksenini boyunca (y-ekseni) (bkz. Şekil 5.3) aksenal simetri olmasından dolayı, delik içerisinde elde edilen üç-boyutlu sonuçların sadece patlama deliği merkezinden geçen x-düzlemi üzerinde (y-z düzlemi) verilmesi yeterli olmaktadır. Bununla birlikte, kesme ve çekme yenilmesi bölgelerinin daha kolay kıyaslanabilmesi ve görsel kolaylık açısından, ek olarak patlayıcı şarjının orta noktasından geçen y-düzlemi üzerindeki bir kesit düzleminde elde edilen yenilme bölgelerinin sunulması uygun bulunmuştur (Şekil 5.8).



Şekil 5.7 ANFO ( $P_d=1.6$  GPa) ve emülsiyon ( $P_d=4.9$  GPa) tipi patlayıcılar için sayısal çözümlerinde kullanılan farklı yükseliş sürelerine sahip patlayıcı şok dalgası fonksiyonlarının basınç-zaman eğrileri



Şekil 5.8 Sayısal gerilme çözümlemesiyle elde edilen sonuçların sunulmasında izlenen yaklaşım.

Şekil 5.9 ve 5.10’da göz önünden bulundurulmuş farklı yükseliş süreleri için, sırasıyla granit ve kumtaşı cinsindeki kayalarda, ANFO tipi patlayıcıyla ( $P_d = 1.6$  GPa) elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 500  $\mu s$  sonraki durumları sunulmaktadır. ANFO tipi patlayıcı için yükseliş süresi 1000  $\mu s$  olan durum haricinde, infilak başlangıcından 500  $\mu s$  sonra fark edilebilir bir yenilme artışı gözlenmemiştir. Bu nedenden dolayı, çözümlere 500  $\mu s$ ’den sonra devam ettirilmemiştir. Şekil 5.11 ve 5.12’de ise düşük ve yüksek yükseliş süreleri arasındaki farklılıkların belirgin bir şekilde gözlemlenebilmesi amacıyla, 10 ve 1000  $\mu s$  yükseliş süreleri için granit ve kumtaşı cinsindeki kayalarda, ANFO tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 1000  $\mu s$  sonraki durumları sunulmaktadır. Patlama yükü sonrası oluşan yenilme bölgelerinin son halini elde etmek için bu çözümler 1000  $\mu s$ ’ye kadar devam ettirilmiştir.

Şekil 5.13 ve 5.14’de ise, göz önünden bulundurulmuş farklı yükseliş süreleri için, sırasıyla granit ve kumtaşı cinsindeki kayalarda, emülsiyon tipi patlayıcıyla ( $P_d = 4.9$  GPa), elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 500  $\mu s$  sonraki durumları sunulmaktadır. Emülsiyon tipi patlayıcı için yükseliş süresi 300, 500 ve 1000  $\mu s$  olan durumlar haricinde infilak başlangıcından 500  $\mu s$  sonra fark edilir bir yenilme artışı gözlenmemiştir. Bu nedenden dolayı, bahsedilen durumlar için çözümler 500  $\mu s$ ’den sonra devam

ettirilmemiştir. Yükseliş süresi 300, 500 ve 1000  $\mu$ s olan durumlar için ise çözümlemelere oluşan yenilme gelişimi bitene kadar (800 ve 1000  $\mu$ s) devam ettirilmiştir. Şekil 5.15 ve 5.16'da ise yine, düşük ve yüksek yükseliş süreleri arasındaki farklılıkların belirgin bir gözlemlenebilmesi amacıyla, 10 ve 1000  $\mu$ s yükseliş sürelerinde granit ve kumtaşı cinsi kayalarda, emülsiyon tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 1600  $\mu$ s sonraki durumları sunulmaktadır. Özellikle nispeten zayıf kaya yapısında, yüksek delik basıncı uygulandığı durumlarda, çözümlmeler yenilme bölgeleri son halini alana kadar devam ettirilmiştir.

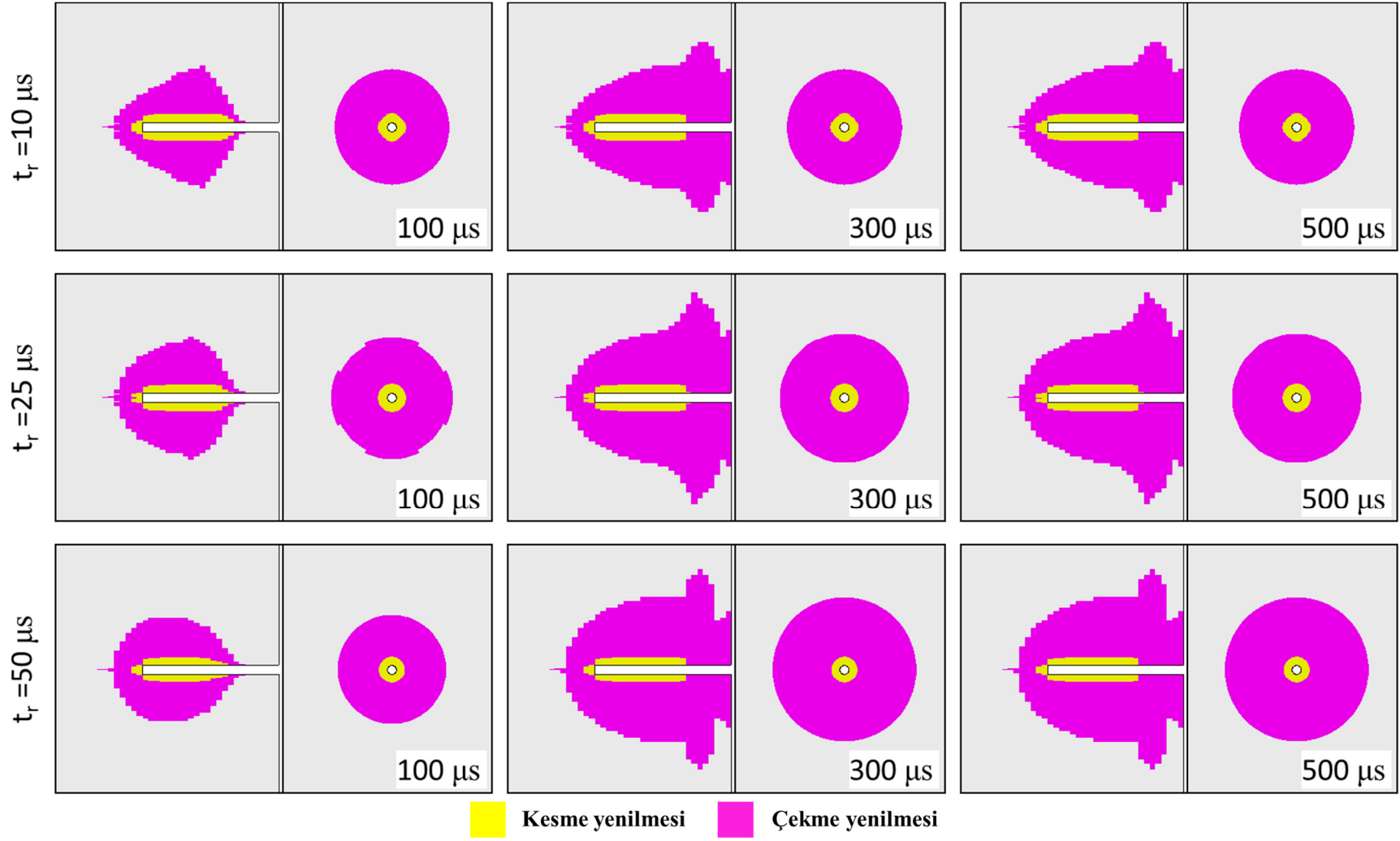
### 5.2.3 Çözümleme Sonuçları

Üç-boyutlu dinamik sayısal gerilme çözümlmeleriyle elde edilen sonuçlar incelendiğinde göze çarpan bulgular şu şekilde sıralanabilir:

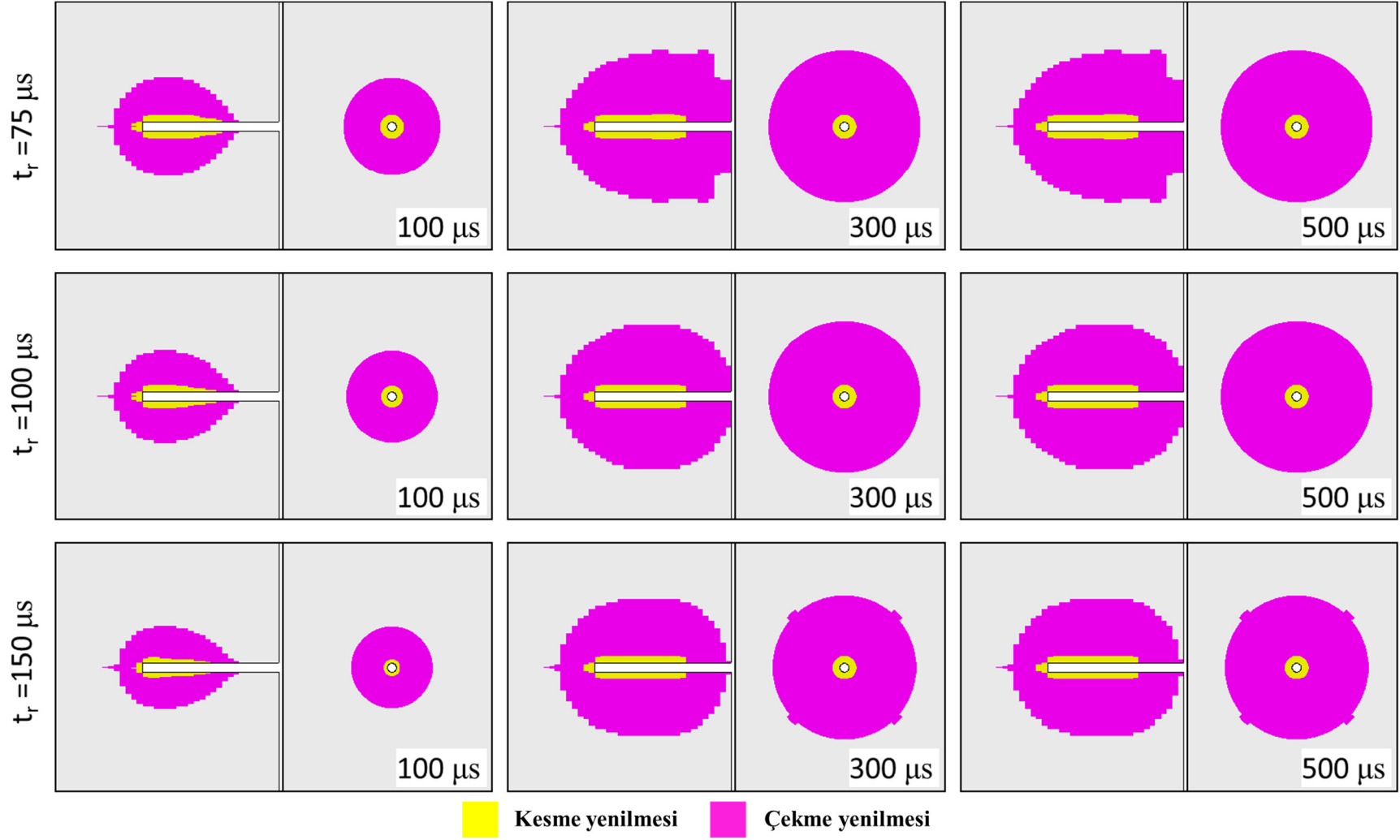
- Patlama sonrası, ufalanma bölgesi olarak adlandırılan kesme yenilmesi bölgelerinde uygulanan basınç dalgasının yükseliş süresine kadar bir artış gözlenirken bu süreden sonra kesme yenilmelerinde dramatik bir değişim olmamaktadır (Şekil 5.9-5.16). Yani başka bir deyişle, ufalanma bölgesi infilak başlangıcından patlayıcı en yüksek basınç değerine ulaşana kadar geçen sürede oluşmaktadır.
- Özellikle patlayıcı reaksiyonunun tamamlanmasına kadar geçen sürede, yani yaklaşık ilk 100  $\mu$ s'de, hızlı yükleme oranlarında yoğun ve geniş kesme yenilmeleri oluşurken, daha yavaş yüklemelerde kesme yenilmesi bölgeleri daha küçük oluşmaktadır. Bu sonuç bu konu üzerinde çalışan diğer araştırmacıların (Kutter and Fairhurts 1971; Donze et al. 1997; Cho et al. 2003; Cho and Kaneko 2004; Ma and An 2008) bulgularıyla benzerlik göstermektedir. Bu durum Şekil 5.11, 5.12, 5.15 ve 5.16'da belirgin olarak gözlemlenmektedir.
- Patlama sonrası oluşan nihai yenilme bölgeleri dikkate alındığında, yoğun kesme yenilmelerinin oluştuğu ufalanma bölgesinin büyüklük olarak yükleme hızından bağımsız olduğu, ancak oluşma hızının basınç dalgası fonksiyonun yükseliş süresine bağlı olduğu söylenebilir. Bununla birlikte, radyal çatlakların oluştuğu çatlak bölgesi büyüklüğü yavaş yükleme oranlarında daha küçükken, hızlı yükleme oranlarında nispeten daha büyüktür.

Sonuç olarak kaya malzemesinin mekanik özelliklerinin yükleme hızına dolayısıyla gerinim hızına bağlı olarak değiştiği sonucu bu çalışmada doğrulanmıştır.

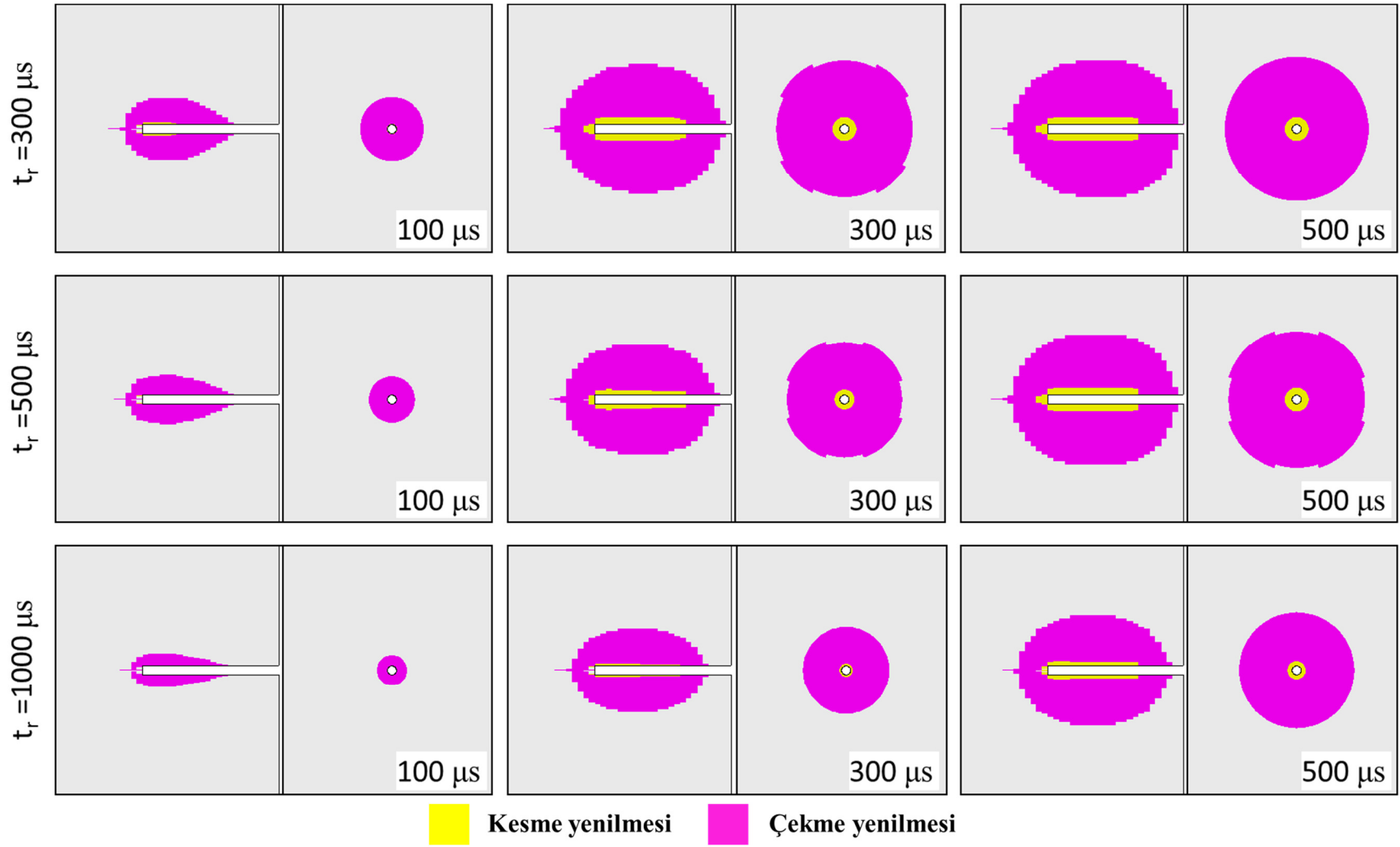
Statik delik basıncı için, çatlak ilerlemesi uygulanan basıncın en yüksek değerine bağlı olarak değişmektedir. (Cho and Kaneko 2004). Bu nedenle, radyal çatlak bölgesi uygulanan delik içi basıncı büyüklüğünden etkilenmektedir. Patlama sonrası oluşan gaz basıncının oluşturduğu statik yükün patlatma yapılan kaya kütesinin dayanımını aşmadığı durumlarda (ANFO tipi patlayıcının kullanıldığı durumlar ve emülsiyon tipi patlayıcının granit için kullanıldığı durumlar), ideal olmayan infilak niteliği gösteren patlayıcılarda görülen tipik yükseliş sürelerinin (yaklaşık 75-150  $\mu$ s) daha iyi kaya parçalanması sağladığı görülmektedir. Gaz basıncının oluşturduğu statik yükün kayaç dayanımını aşabildiği durumda (emülsiyon tipi patlayıcının kumtaşı için kullanıldığı durumlar) ise yükseliş süresi arttıkça oluşan radyal çatlakla bölgesi büyüklüğü artmaktadır. Ancak pratikte bu kadar yavaş yükleme yapabilen patlayıcıların olması mümkün olmayabilir. Sonuç olarak bu çalışmada ticari patlayıcıların askeri (yüksek) patlayıcılardan daha iyi kaya parçaladığı gerçeğinin doğrulandığı söylenebilir.



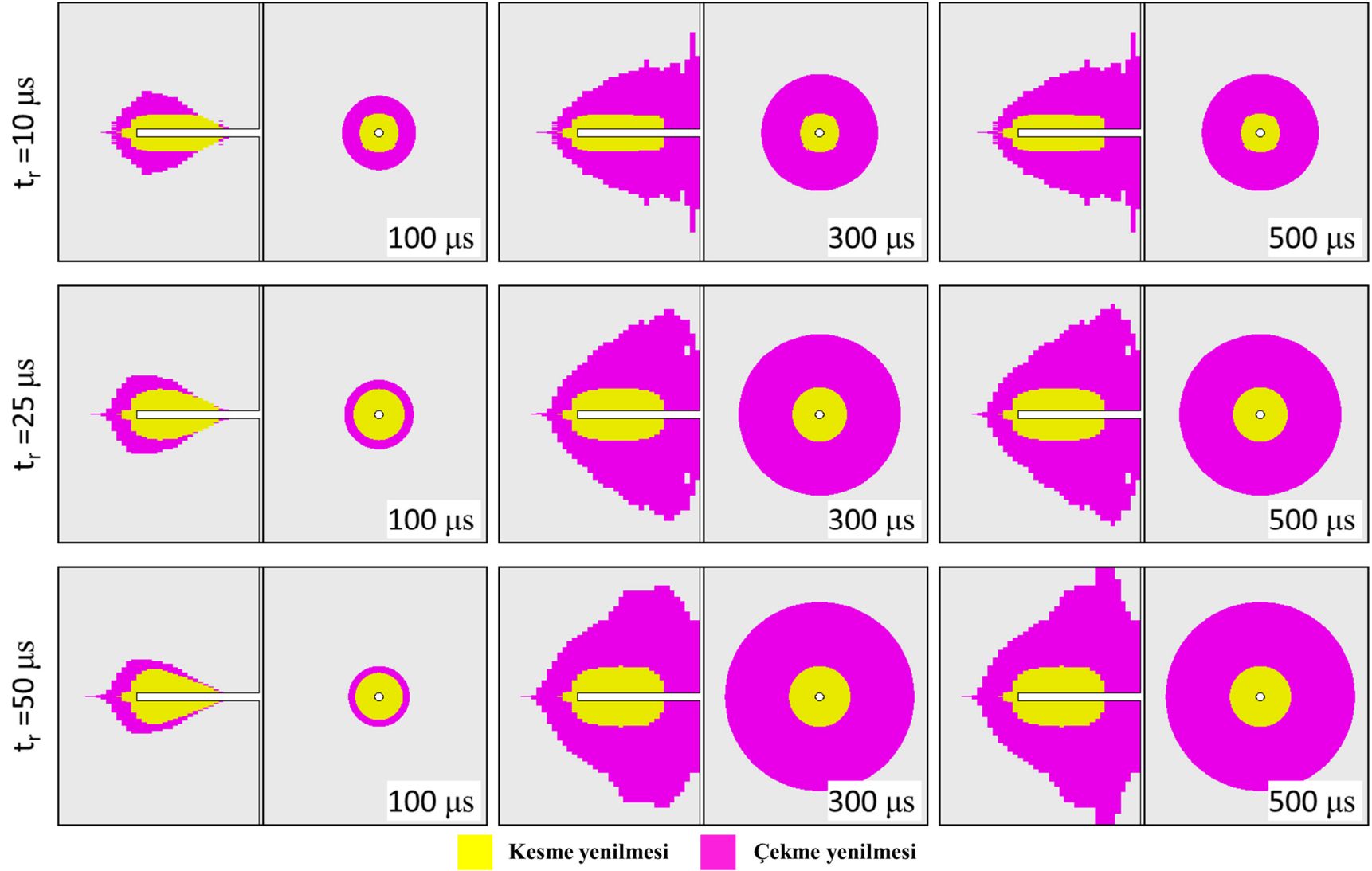
Şekil 5.9 Farklı yükseliş sürelerinde granit cinsi kayada ANFO tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 500  $\mu s$  sonraki durumları.



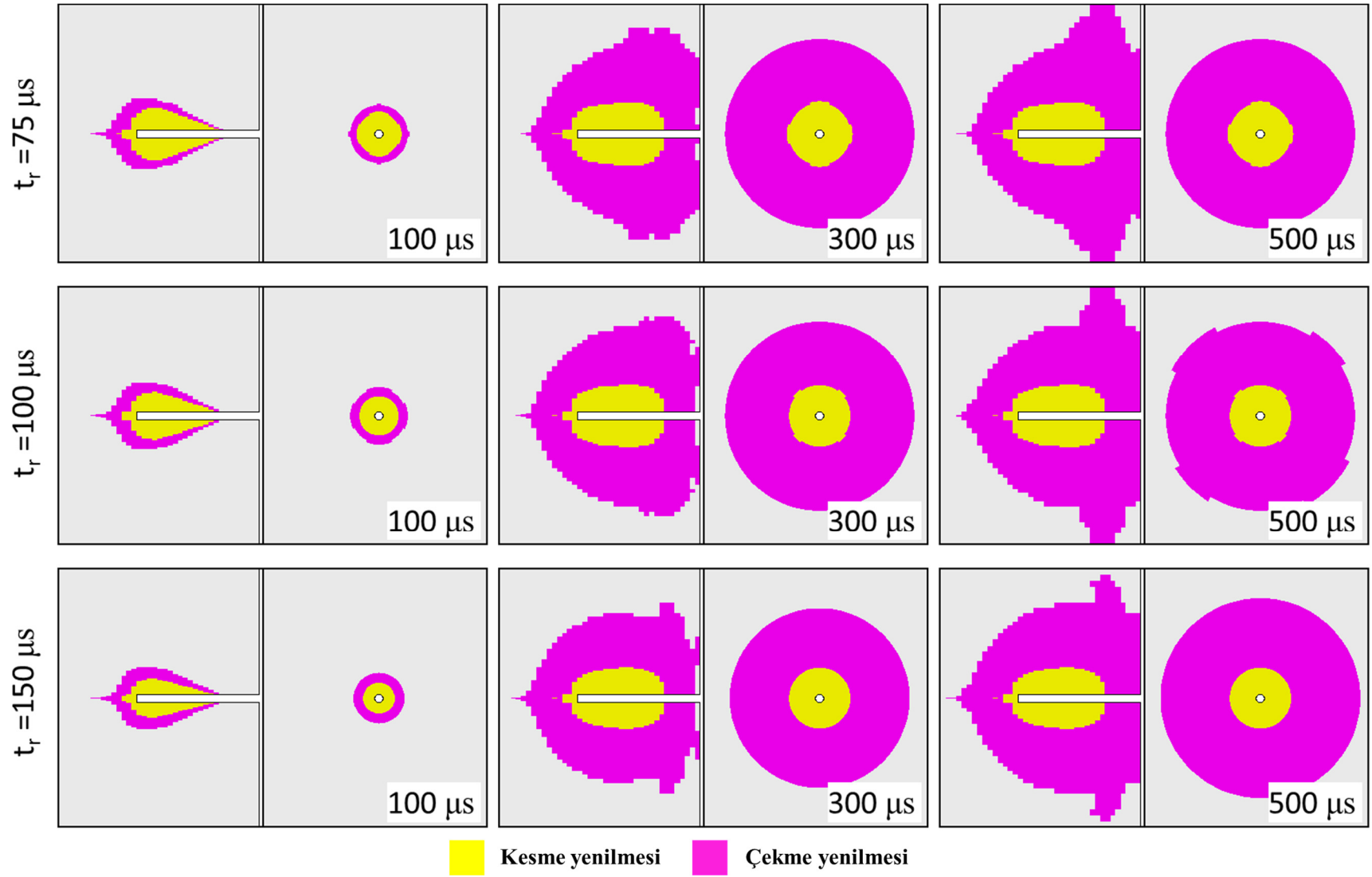
Şekil 5.9 (devam ediyor).



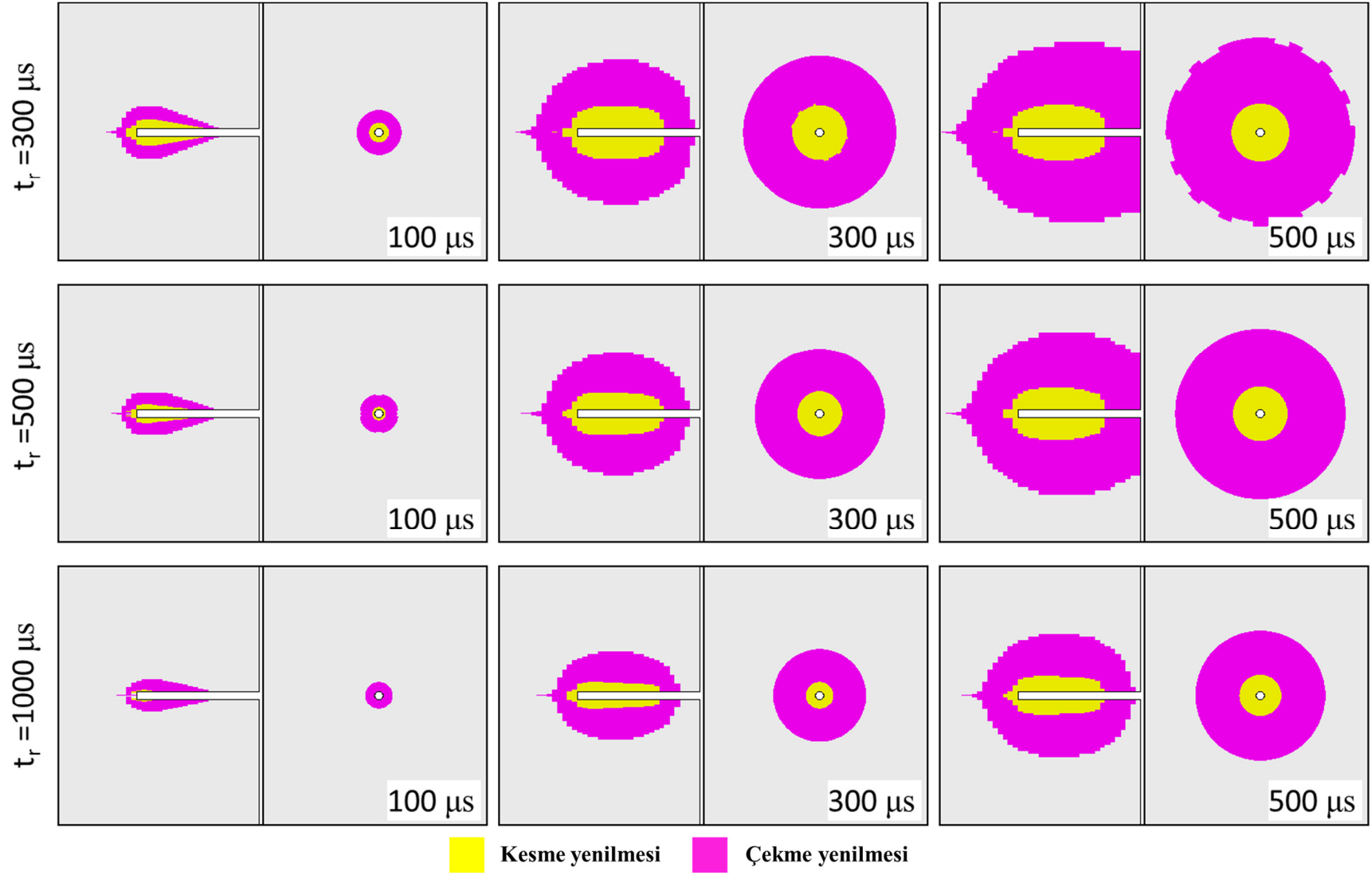
Şekil 5.9 (devam ediyor).



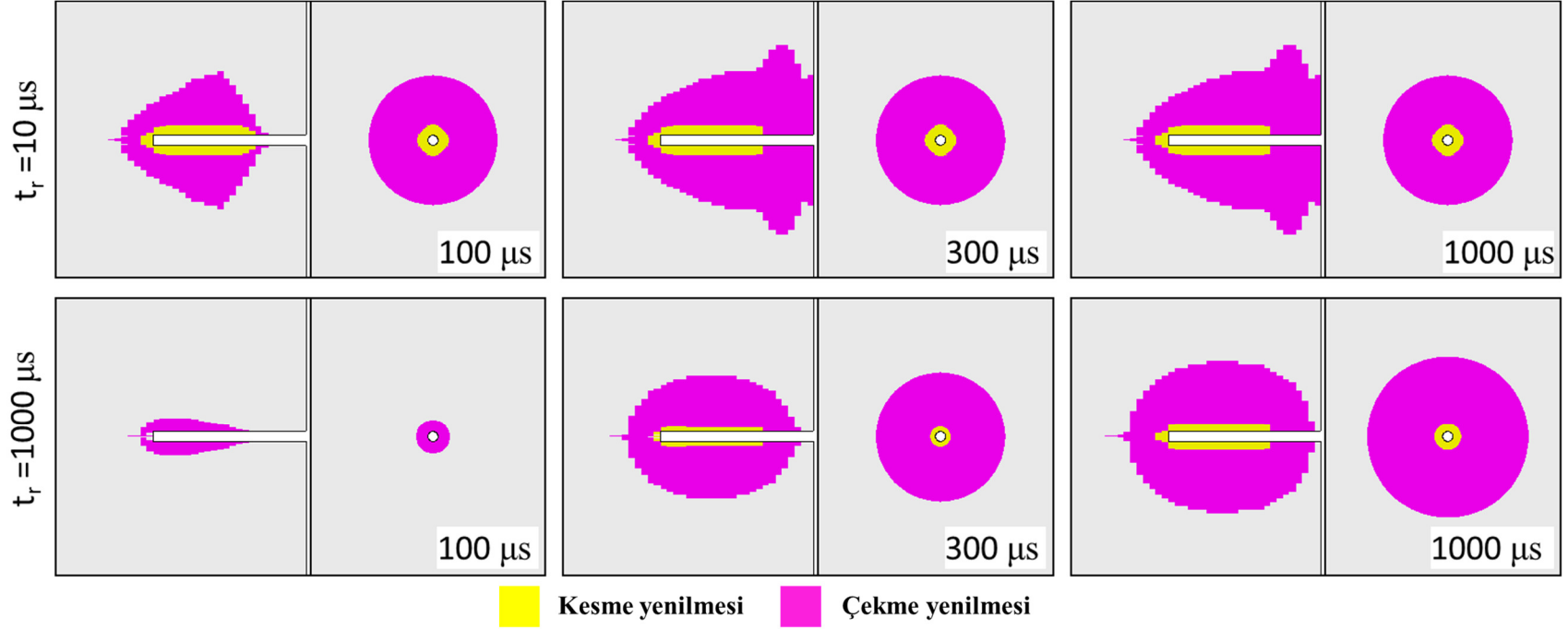
Şekil 5.10 Farklı yükseliş sürelerinde kumtaşı cinsi kayada ANFO tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 500  $\mu s$  sonraki durumları.



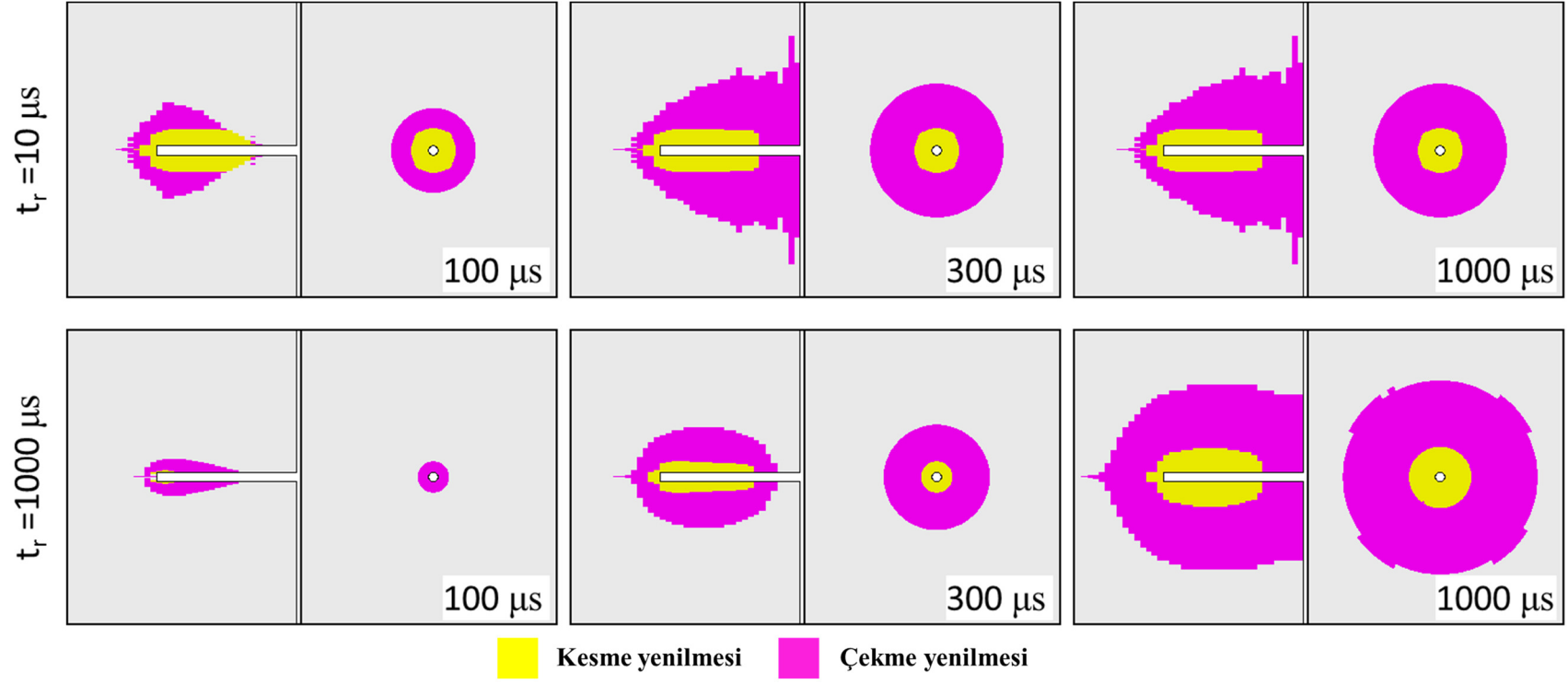
Şekil 5.10 (devam ediyor).



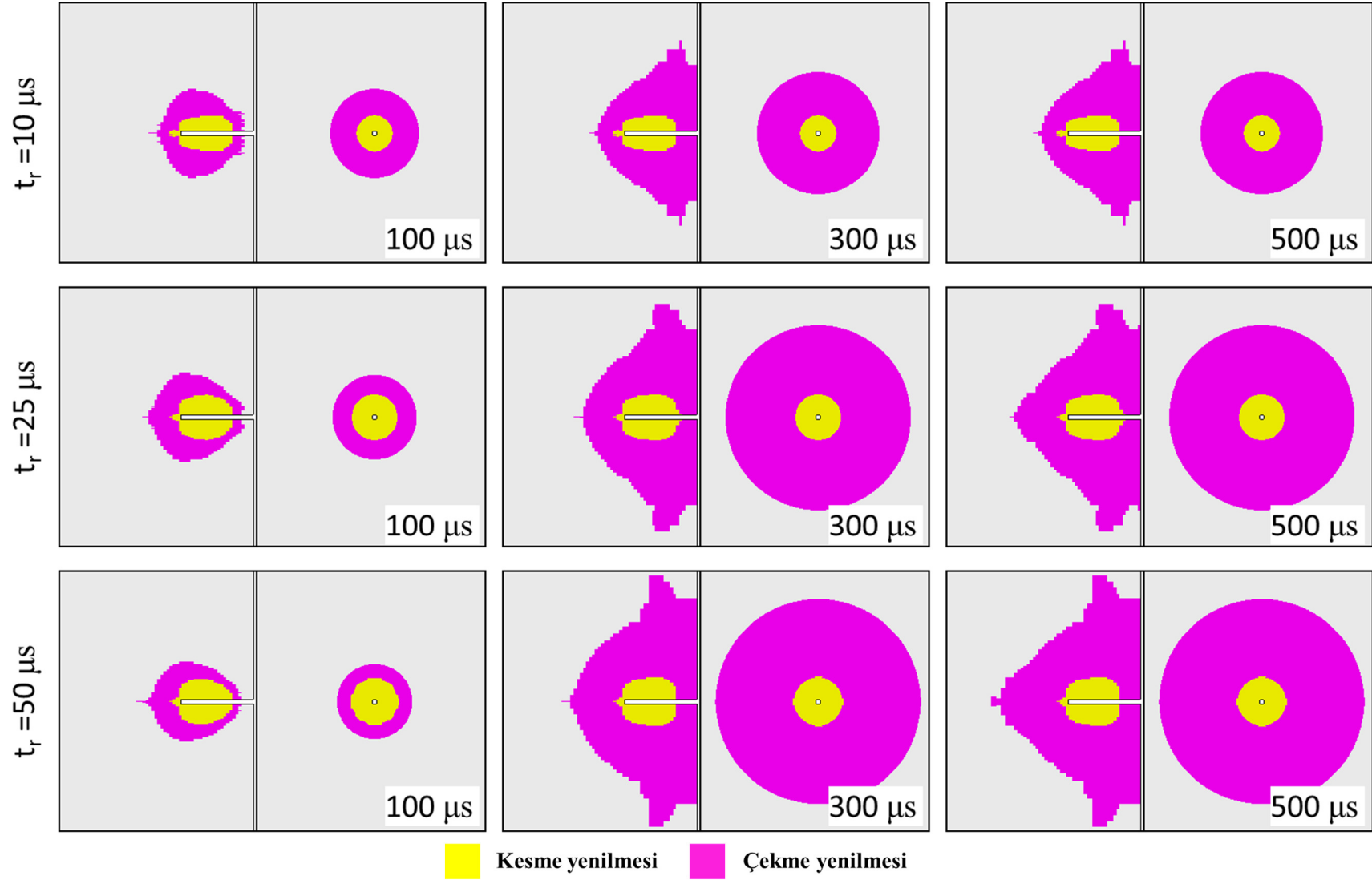
Şekil 5.10 (devam ediyor).



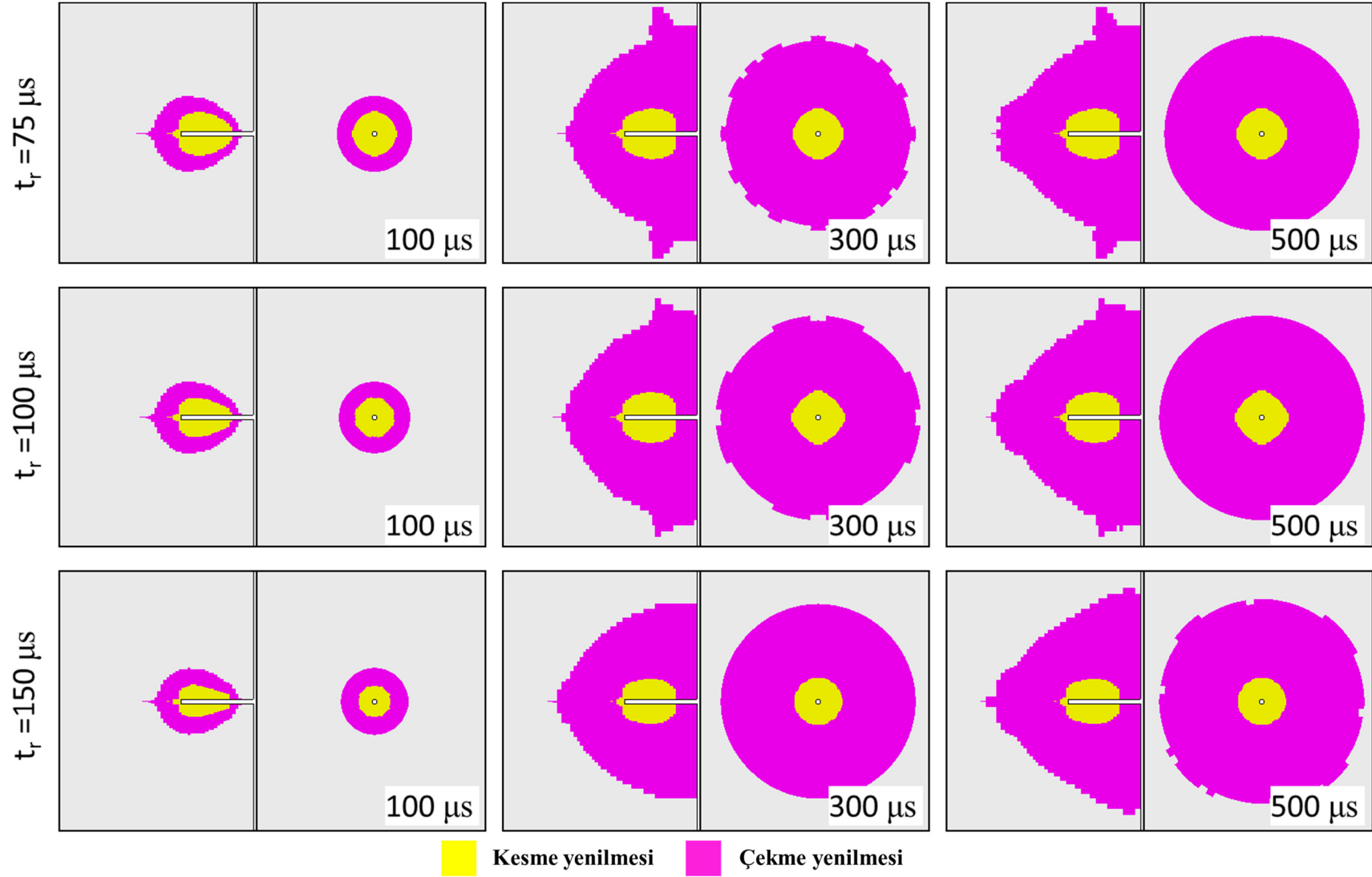
Şekil 5.11 10 ve 1000  $\mu\text{s}$  yükseliş sürelerinde granit cinsi kayada ANFO tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 1000  $\mu\text{s}$  sonraki durumları.



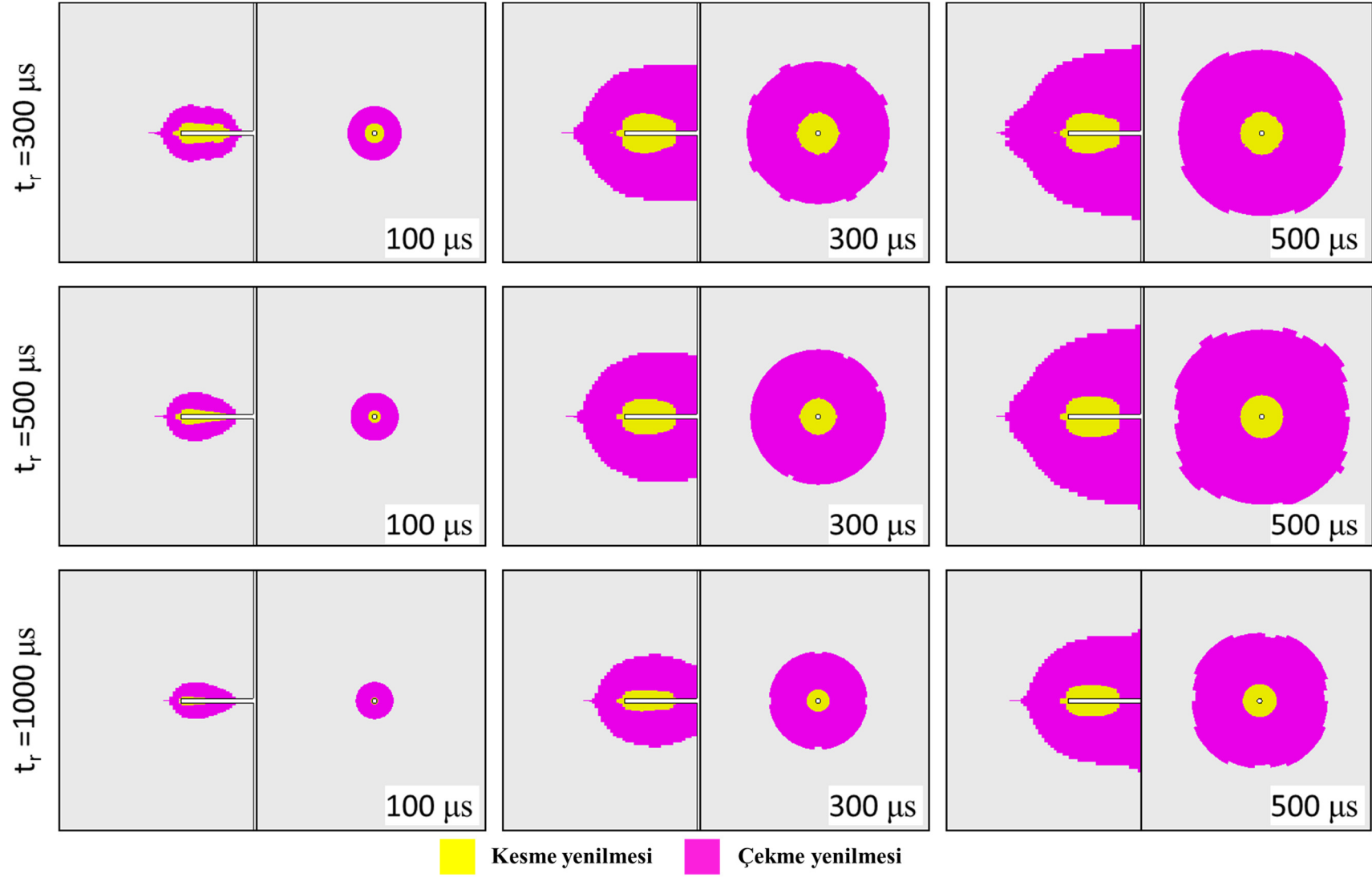
Şekil 5.12 10 ve 1000  $\mu s$  yükseliş sürelerinde kumtaşı cinsi kayada ANFO tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 1000  $\mu s$  sonraki durumları.



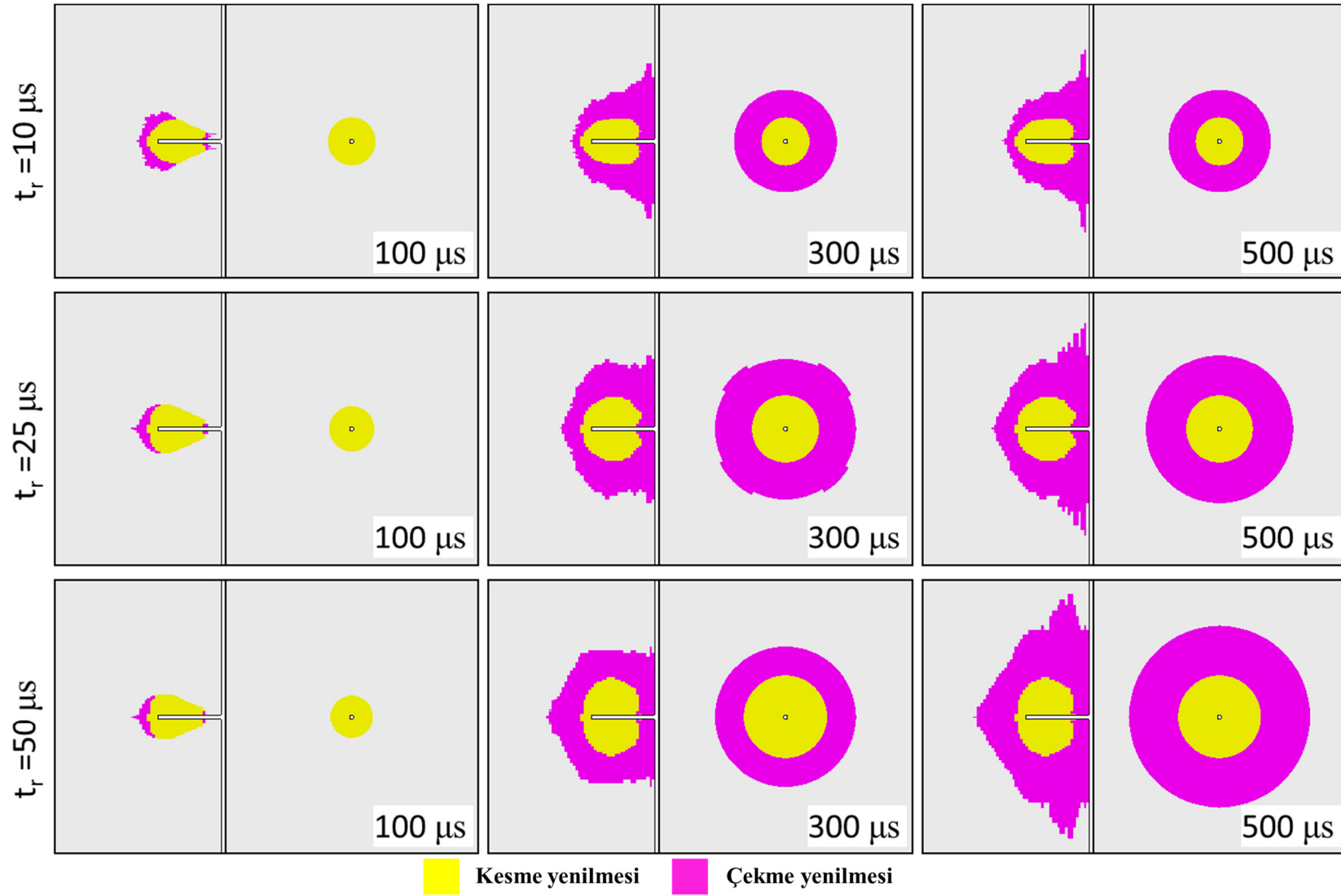
Şekil 5.13 Farklı yükseliş sürelerinde granit cinsi kayada emülsiyon tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 500  $\mu s$  sonraki durumları.



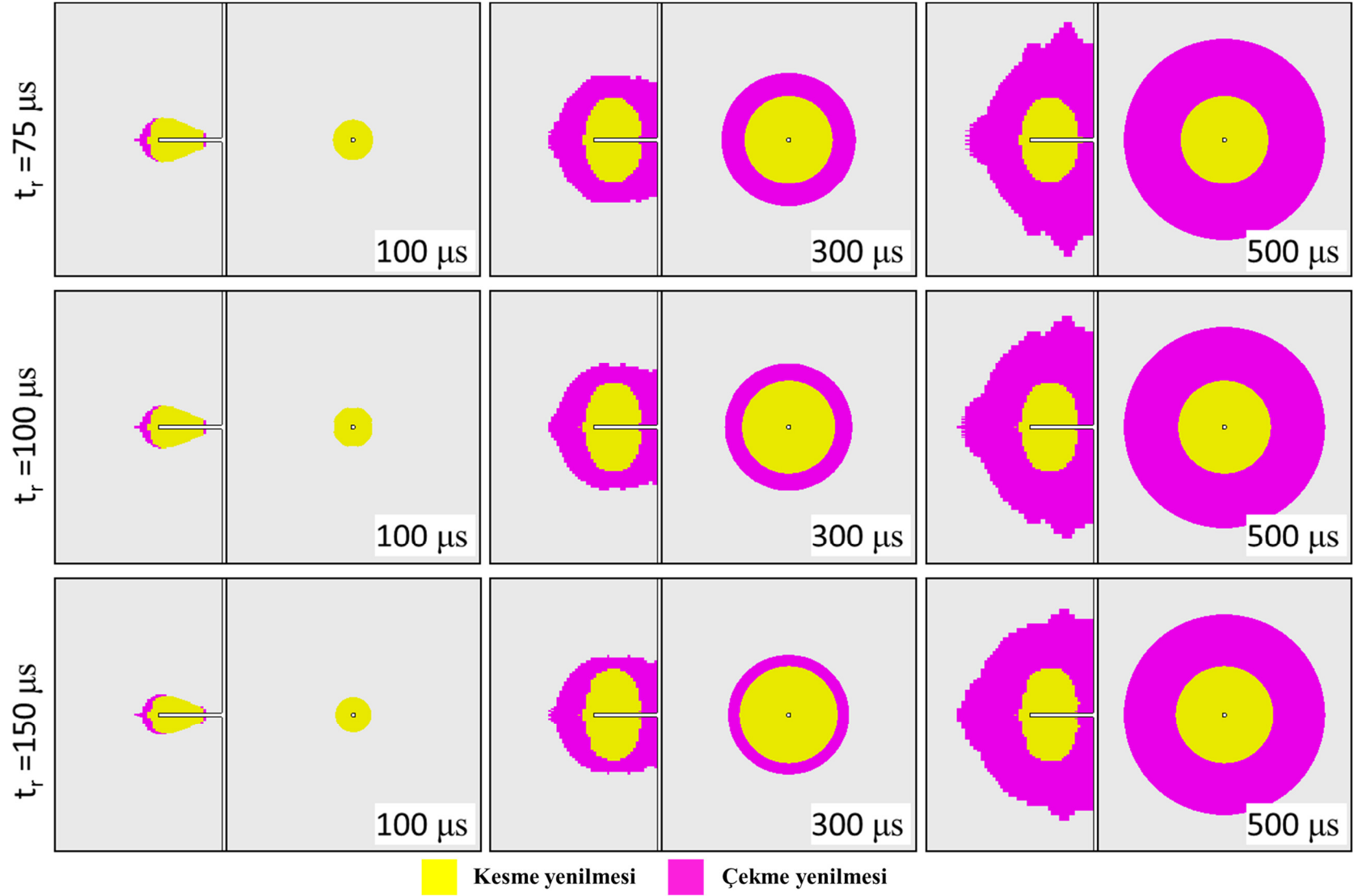
Şekil 5.13 (devam ediyor).



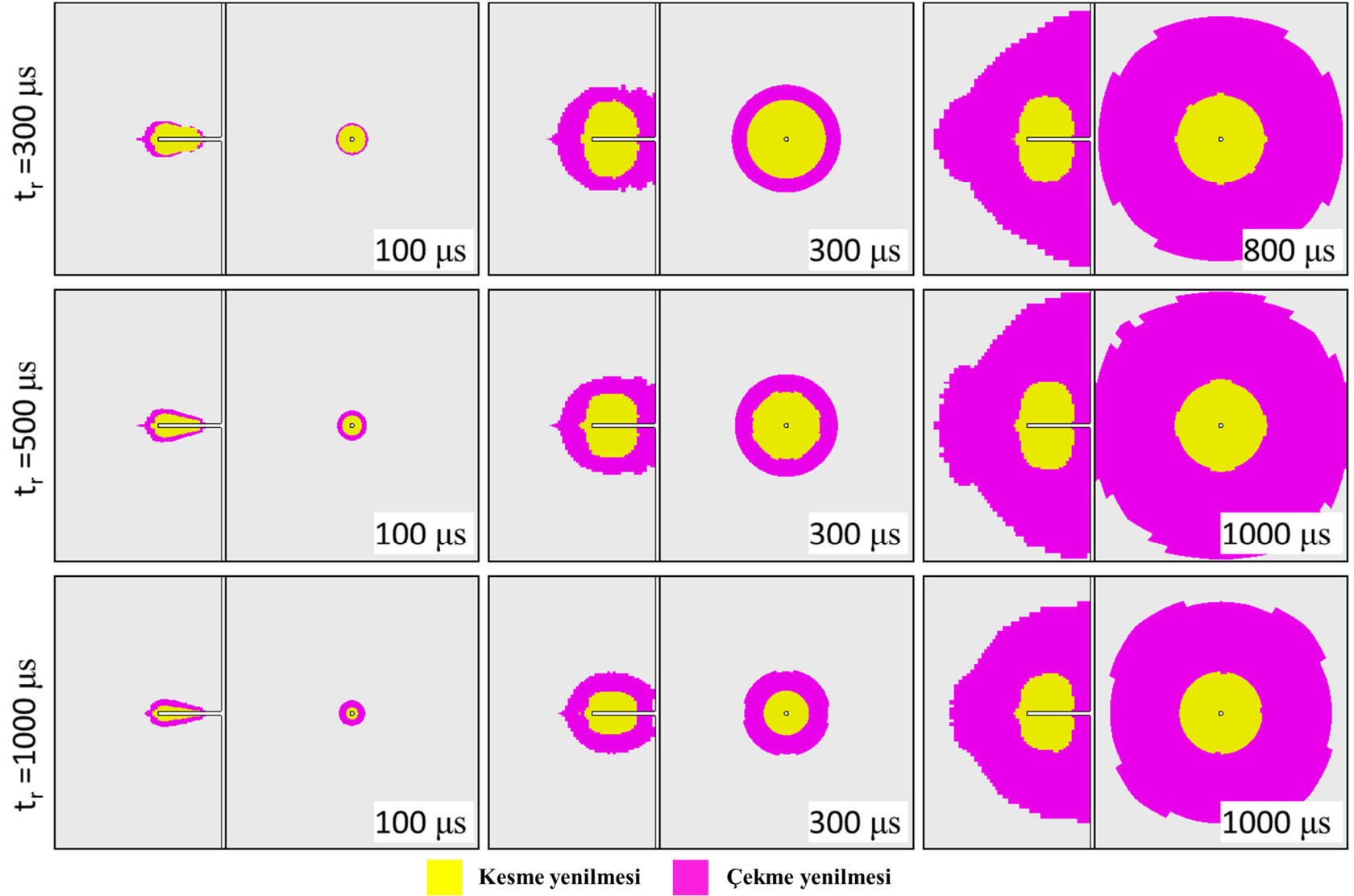
Şekil 5.13 (devam ediyor).



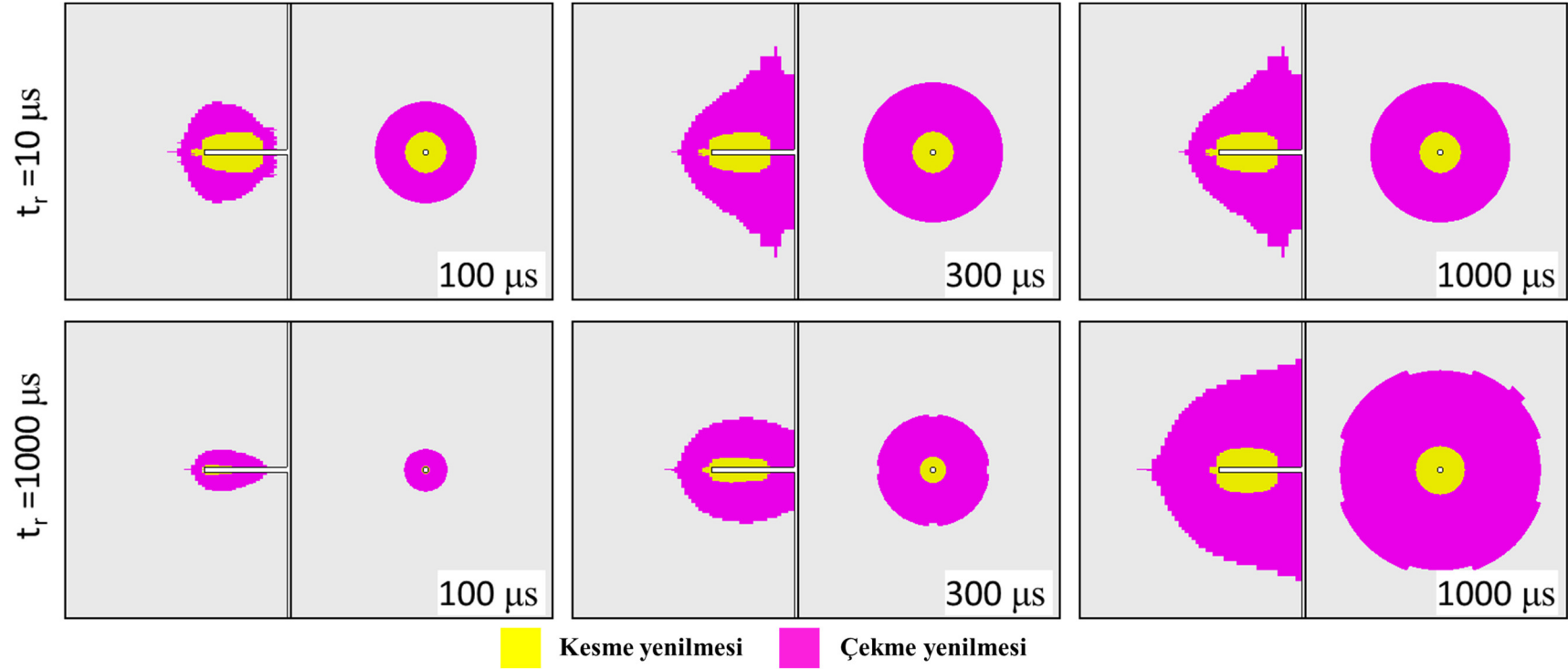
Şekil 5.14 Farklı yükseliş sürelerinde kumtaşı cinsi kayada emülsiyon tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından farklı süreler sonraki durumları.



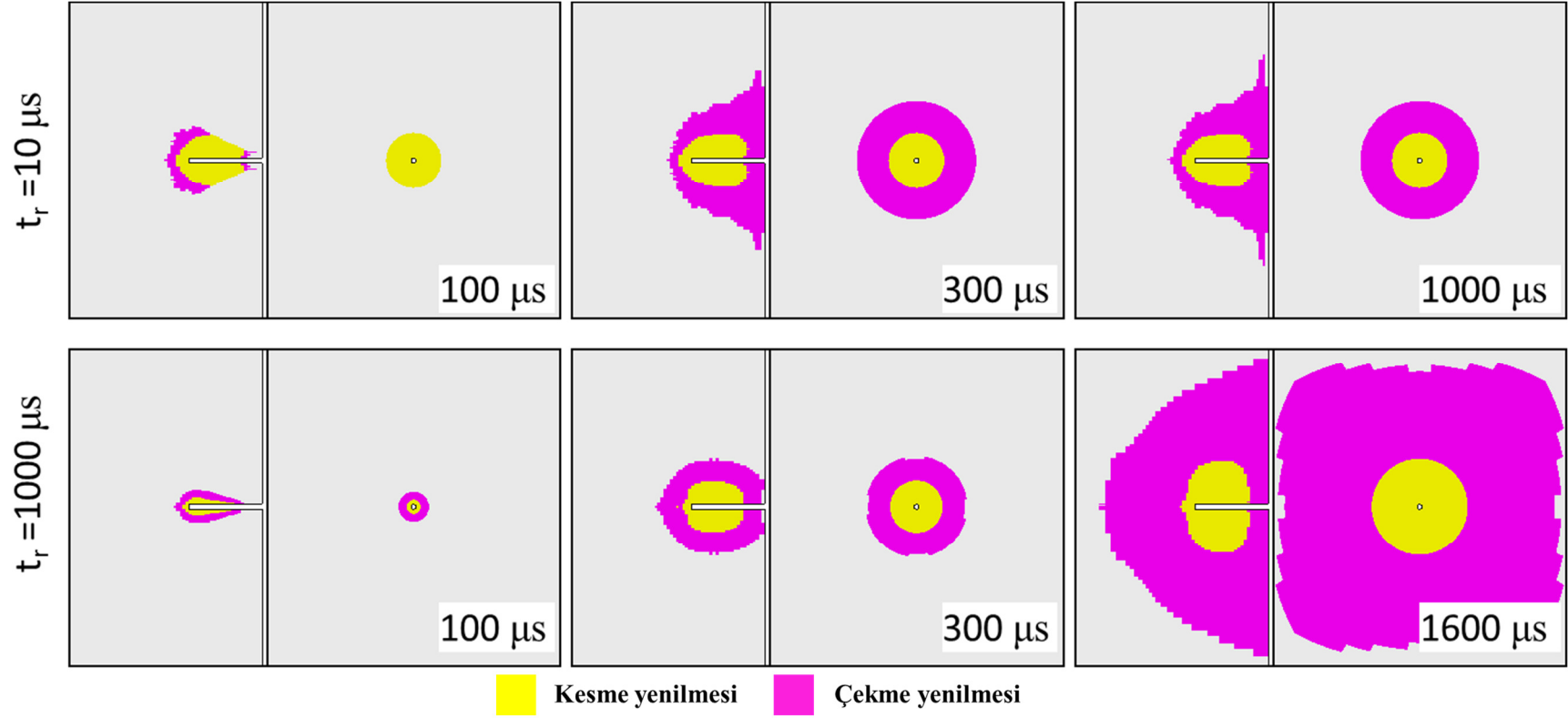
Şekil 5.14 (devam ediyor).



Şekil 5.14 (devam ediyor).



Şekil 5.15 10 ve 1000  $\mu s$  yükseliş sürelerinde granit cinsi kayada emülsiyon tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından 100, 300 ve 1000  $\mu s$  sonraki durumları.

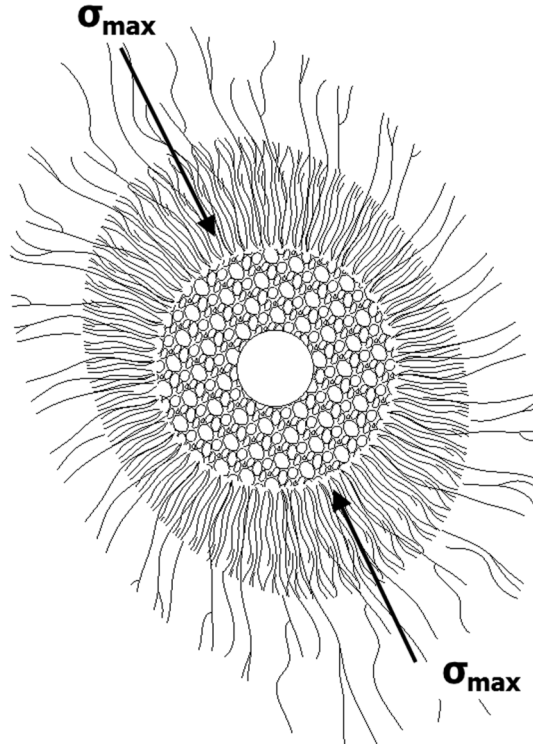


Şekil 5.16 10 ve 1000  $\mu s$  yükseliş sürelerinde kumtaşı cinsi kayada emülsiyon tipi patlayıcıyla elde edilen yenilme bölgelerinin infilak başlangıcından farklı süreler sonraki durumları.

### 5.3 BİRİNCİL GERİLMELERİNİN PATLATMA ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ

Derin yeraltı kazılarında, kaya yapısı içerisinde yüksek statik gerilmeler genellikle mevcut bulunmaktadır (Obert 1962). Bu gibi koşullarda yapılan delme-patlatma çalışmalarında, patlatma etkinliği yüksek arazi gerilmeleri tarafından etkilenebilmektedir. Yüksek arazi gerilmelerinin iki farklı etkisi bulunmaktadır. Birinci etki şu şekilde özetlenebilir; bu yüksek arazi gerilmeleri delme-patlatma işlemi için açılan patlatma delikleri çevresinde çatlaklara neden olabilir ve bu çatlaklar komşu patlama deliklerine kadar uzanabilirler. Bu durum, patlama sonrası oluşacak çatlakların gelişmesini ve ilerlemesini etkilemektedir. İkinci etki ise, yüksek arazi gerilmelerinin açıklık aynasında ve patlatma deliği çevresinde oluşturduğu gerilme yığılmalarıdır. Bu durum, patlatma sonrasında eş dağılım göstermeyen çatlak oluşumlarına neden olabilmektedir (Bhandary 1997).

İki-boyutlu düzlem üzerinde (patlayıcı deliği uzun eksenli boyunca düzlem gerilme durumu olduğu varsayılarak), iki asal gerilme arasındaki farklılık, patlatma sonrasında patlayıcı deliği çevresinde radyal olmayan çatlak yayılımına neden olur. Özellikle sağlam kayalarda, patlama deliği civarından başlayan çatlaklar radyal olarak yayılmaya başlar ancak ışınal çatlaklar ortamdaki maksimum asal gerilme doğrultusunu tercih ederler (Şekil 5.17) (Bhandary 1997).



Şekil 5.17 Yüksek gerilmeler nedeniyle oluşan anizotropik çatlak ilerlemesi (Bhandary 1997).

Kutter ve Fairhurst (1971), bir patlatma deliği çevresindeki gerilme dalgası ve gaz basıncı kaynaklı çatlak ilerlemelerinin her ikisinin de, maksimum birincil gerilme doğrultusunu tercih ettiğini yerinde ve laboratuvar ortamındaki çalışmalarda gözlemlemişlerdir. Kutter ve Fairhurst'a (1971) göre bu etki o kadar kuvvetlidir ki önceden var olan çatlakların etkilerini bile gidermektedir. Donze vd. (1997), ayırık elemanlar yöntemi kullanarak yaptıkları sayısal modellemelerde gerilme çatlaklarının maksimum gerilme eksenine paralel olarak yöneldiğini gözlemlemişlerdir. Benzer bir çalışma Ma ve An (2008) tarafından iki-boyutlu dinamik doğrusal olmayan sonlu elemanlar programı kullanılarak yapılmıştır. Araştırmacıların 2 ila 50 MPa arasında değişen düşey ön-yükler altında yaptıkları çalışmalarda, çatlakların başlıca ön-yük ekseninde şekillendiği ve genişlediği rapor edilmiştir.

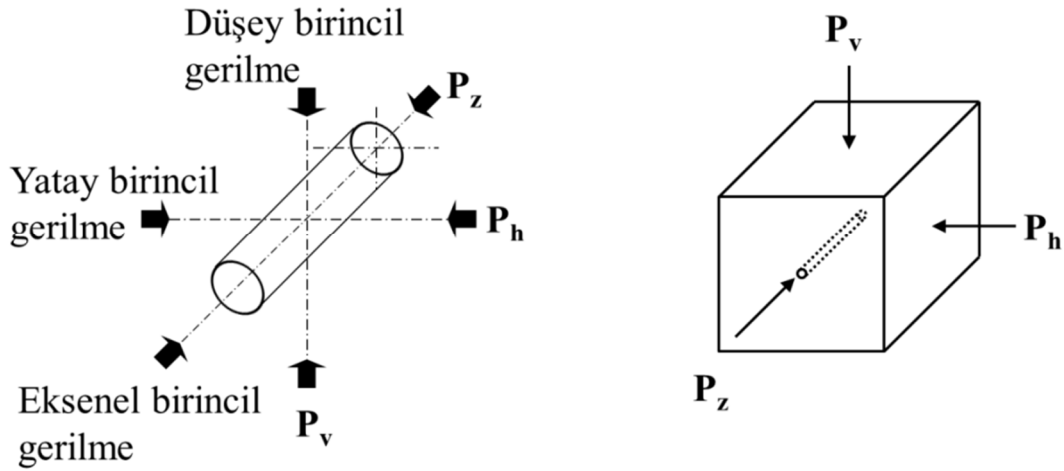
Genel olarak bu durumun, maksimum asal gerilme eksenine paralel çekme gerilmelerinin bastırılmasından kaynaklandığı söylenebilir. Düşey gerilme değerinin örtü yükü arttıkça artmasından dolayı, kayayı arından ilerletmek için gereken iş örtü yükü arttıkça artmaktadır. Bu duruma neden olarak, gerinim dalgası enerjisinden elde edilen yararlı işin ve gaz basıncı etkinliğinin artan örtü yüküyle birlikte azalması gösterilebilir (Bhandary 1997). Bu durum derin yeraltı çalışmalarında arının tavan bölümündeki ön çatlakma uygulamalarındaki zorlukları da açıklamaktadır (Kutter and Fairhurst 1971).

### **5.3.1 Problem Geometrisi ve Birincil Gerilme Durumu**

Günümüzde, yerkürenin farklı bölgelerinde (ABD, Avustralya, İngiltere, vb.) gerçekleştirilen birincil gerilme ölçümlerinin sonuçları, birincil gerilme bileşenlerinin başlıca yatay ve düşey düzlem üzerinde olduğunu ve yatay gerilme alanlarının minimum yatay gerilme maksimum yatay gerilmeye dik olacak şekilde iki eksenli olduğunu göstermiştir (Pugh 1988; Siddall and Gale 1992; Amadei and Stephansson 1997; Mark et al. 1998). Aslında anizotropik birincil gerilme alanları dünya çapında oldukça yaygın bir durum teşkil etmektedir (WSM 2013). Bu nedenden dolayı, önceden var olan basınç gerilmelerinin kaya patlatması üzerindeki etkileri araştırılırken sadece yüksek düşey gerilmeler değil aynı zamanda yüksek yatay gerilmelerin de hesaba katılması gerekmektedir.

Sürekli bir ortam içerisinde, herhangi bir bölgedeki gerilme durumu, gerilme gereyinin birbirinden farklı altı adet bileşeni veya üç adet asal gerilme ve bu asal gerilmelerin doğrultularıyla tanımlanabilmektedir. Yerkabuğundaki bir noktadaki birincil gerilme durumu,

sıklıkla doğrultuları hakkında tahminler yapılarak asal gerilmeler ile tanımlanmaktadır (Amadei and Stephansson 1997). Bu çalışmada, yeraltında patlatma yapılacak bölgedeki üç adet asal birincil gerilmeden birinin düşey düzlem üzerinde ( $P_v$ ), diğer ikisinin de yatay düzlem üzerinde olduğu varsayılmıştır. Bununla birlikte, açıklığın ve dolayısıyla patlatma deliğinin uzun eksenine paralel olan yatay asal gerilme bileşeni, eksenel birincil gerilme ( $P_z$ ), ve bu eksene dik olan üçüncü asal bileşeni de yatay birincil gerilme ( $P_h$ ) olarak tanımlanmıştır. Şekil 5.18'de patlama deliğinin konumuna göre seçilen asal gerilmelerin doğrultuları gösterilmektedir.



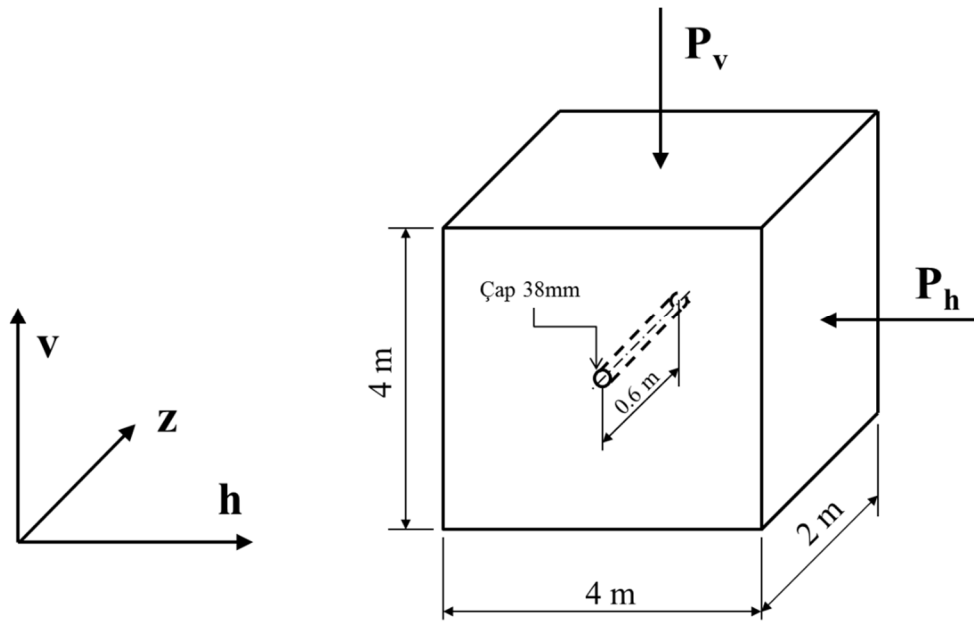
Şekil 5.18 Asal birincil gerilme bileşenlerinin tanımlanması.

Asal birincil gerilmelerin doğrultuları bu şekilde seçildikten sonra yeterli derecede gerilme anizotropisi sağlamak amacıyla, asal birincil gerilmelerin büyüklükleri göz önünde bulundurulmuş gerilme durumuna göre 3P, 2P ve P olarak tanımlanmıştır. Burada P yalnızca bir gerilme katsayısını ifade etmekte olup, bu çalışmada elde edilecek sonuçlarda belirgin bir etki gözlemleyebilmek için 25 MPa olarak seçilmiştir. Ancak, patlama deliği çevresinde oluşan gerilme gölgelenmesi etkisi nedeniyle tünel arınındaki patlama deliği uzun eksenine paralel olan yatay gerilme bileşeni ihmal edilebilir olduğundan, bu çalışmada eksenel birincil gerilme 0 olarak kabul edilmiştir. Çizelge 5.5'de farklı gerilme durumlarını temsil eden 4 adet birincil gerilme durumu için, asal gerilme bileşenlerine atanan değerler gösterilmektedir.

Çizelge 5.5 Asal gerilme bileşenleri için atanan gerilme katsayıları.

Gerilme durumu	Yatay gerilme, $P_h$	Düşey gerilme, $P_v$	Eksenel gerilme, $P_z$
A Sığ		0	
B Hidrostatik	P	P	
C Anizotropik	P	2P	0
D Aşırı Anizotropik		3P	

Bu çalışmada model geometrisi olarak daha önce kullanılan model geometrisinin aynısının kullanılması uygun görülmüştür. Bu bağlamda, önceden var olan basınç gerilmelerin patlatma üzerindeki etkilerini incelemek için kullanılan model geometrisi ve seçilen koordinat eksenleri Şekil 5.19'da şematik olarak sunulmaktadır. Model koordinat ekseninin asal gerilme eksenleri ile uyumlu olması için, koordinat eksenleri de  $h, v, z$  olarak seçilmiştir.



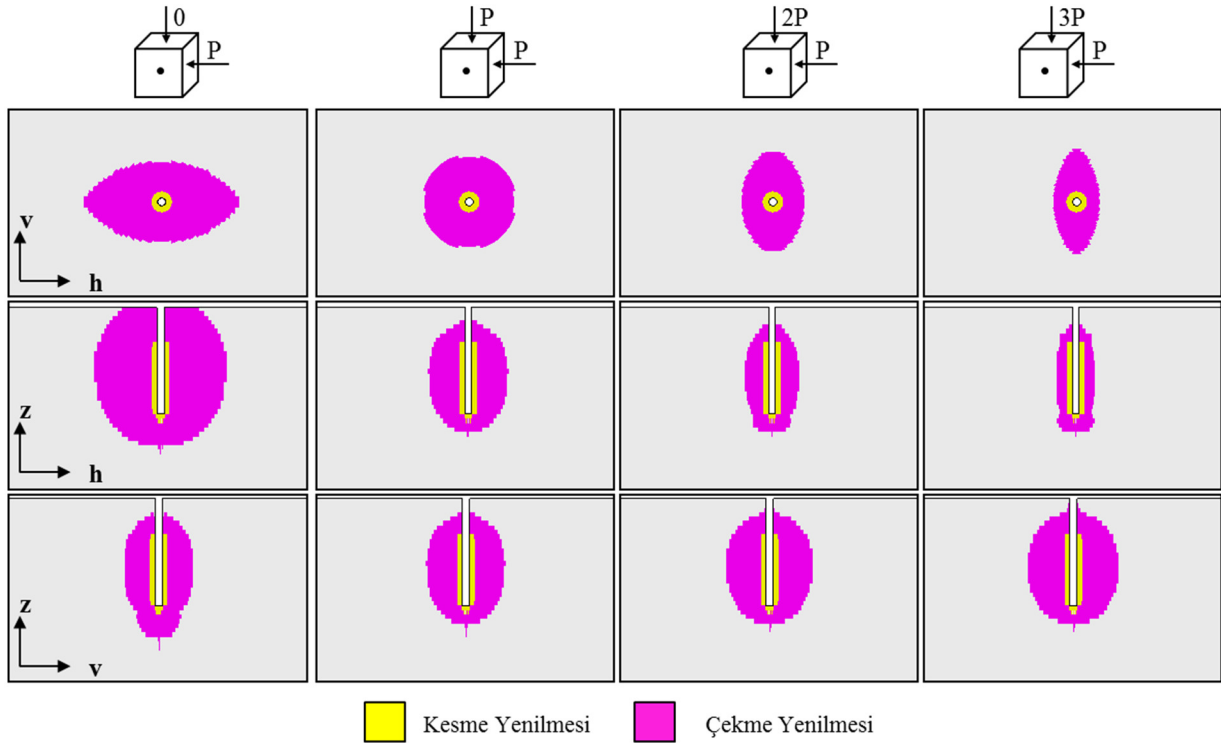
Şekil 5.19 Çalışmada kullanılan model geometrisi ve seçilen koordinat eksenleri.

### 5.3.2 Sayısal Gerilme Çözümlenmeleri ve Elde Edilen Sonuçlar

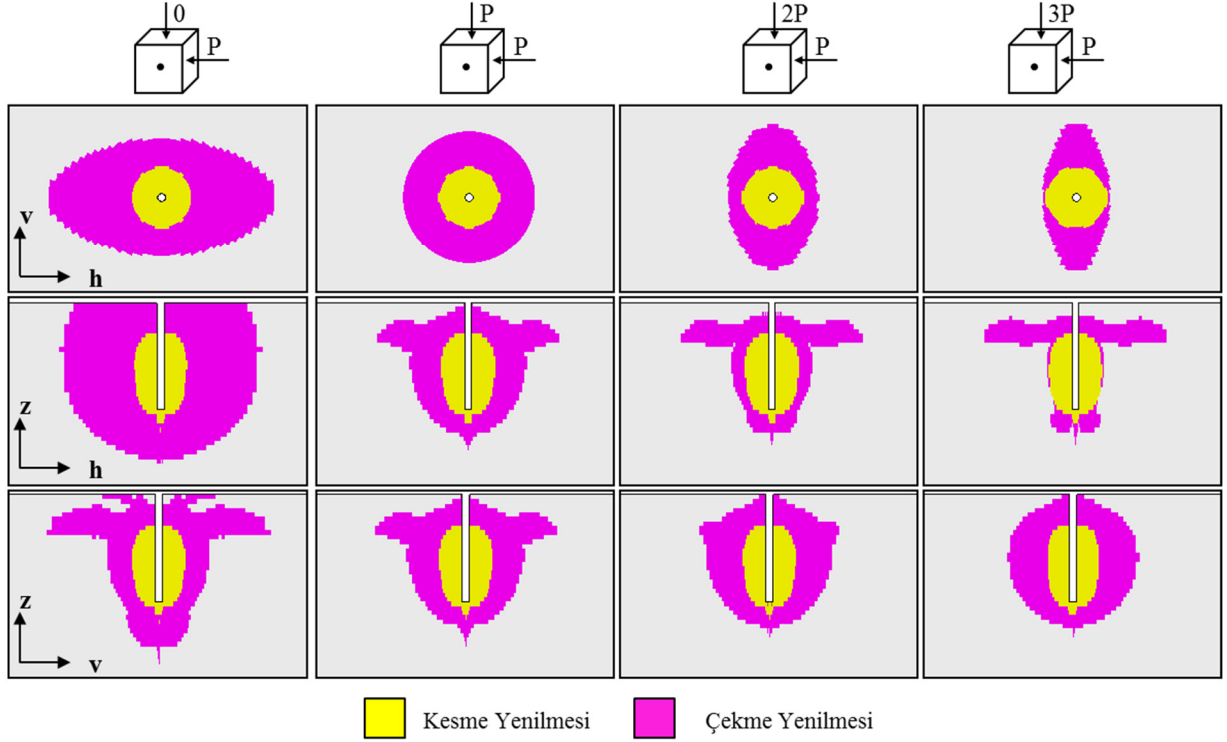
Bu çalışmada gerinim hızı etkisine bakmaksızın sadece önceden var olan basınç gerilmelerinin kaya patlatması üzerindeki etkilerinin gözlemlenmesi amaçlandığından, patlayıcı modelinde bir tek ideal olmayan infilak niteliğinin kullanılması uygun görülmüştür. Kaya patlatma uygulamalarında kullanılan patlayıcı türü, başlıca delik içerisindeki patlama sırasında oluşan gerilme büyüklüğünü etkilemektedir. Bununla birlikte, patlayıcıyı maksimum basınca ulaşma

süresi ve oluşan gerilme dalgasının toplam genliği kullanılan patlayıcıyla belirgin olarak değişmemektedir (Duvall and Atchinson 1957). Bir patlayıcıyı maksimum basınca ulaşma süresi çok kısadır ve belirli bir patlayıcı için bu değer başlıca; delik çapı, delik çapı/patlayıcı çapı arasındaki oran ve kaya dayanımı gibi etkilere bağlı olarak değişmektedir. Genel olarak 38 mm çaplı patlatma deliği içerisindeki bir patlayıcının ideal olmayan infilak niteliği için maksimum basınca ulaşma zamanı (yükseliş süresi) 150  $\mu$ s'dir (Jung et al. 2001). Bu bağlamda sayısal çözümlerinde patlayıcı modeli için sadece 150  $\mu$ s yükseliş süresi kullanılmıştır.

İdeal olmayan infilak niteliği için delik basıncı  $P_b$ , daha önceden 1.6 GPa olarak hesaplanmıştı. Bu araştırmada da bu değer kullanılmıştır. Çözümlerinde, oluşturulan sayısal model üzerine uygulanan birincil gerilmeler altında duraylı hale geldikten sonra, model içerisindeki patlatma deliği cidarına seçilen gerilme dalgası uygulanmıştır ( $t_r=150$   $\mu$ s ve  $P_b=1.6$  GPa). Granit ve kumtaşı modelleri üzerinde yapılan sayısal gerilme çözümlerinin sonuçları, infilak başlangıcından 0.5 ms sonrası için (infilak başlangıcından 0.5 ms sonra yenilmenin durduğu gözlemlenmiştir) Şekil 5.20 ve 5.21'de verilmektedir.



Şekil 5.20 Granit türü kayada anizotropik birincil gerilmelerin patlatma kaynaklı hasar bölgeleri üzerindeki etkileri ( $t=0.5$  ms,  $t_r=150$   $\mu$ s ve  $P_b=1.6$  GPa).



Şekil 5.21 Kumtaşı türü kayada anizotropik birincil gerilmelerin patlatma kaynaklı hasar bölgeleri üzerindeki etkileri ( $t=0.5$  ms,  $t_r=150$   $\mu$ s ve  $P_b=1.6$  GPa).

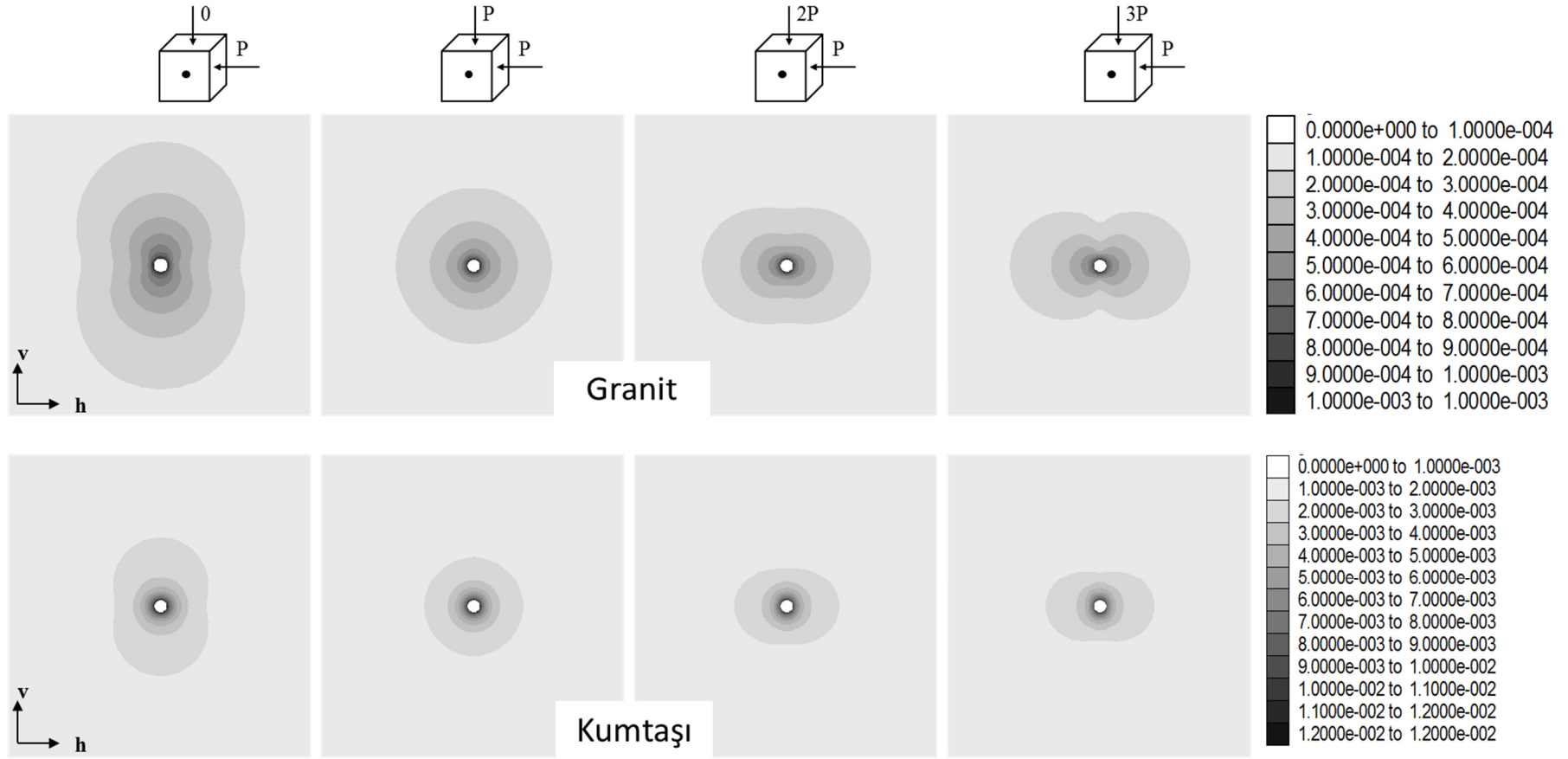
Her bir durum için elde edilen yenilme bölgeleri incelendiğinde, patlama deliği uzun eksinine dik düzlem üzerinde (v-h düzlemi) çekme yenilmelerinin (çatlakların) maksimum asal gerilme doğrultusunu tercih ettikleri açık bir şekilde görülmektedir. Bu duruma maksimum asal gerilmeye dik doğrultuda olan çekme gerilmelerinin bastırılmasının neden olduğu söylenebilir. Aynı zamanda, çatlakların maksimum asal gerilme doğrultusunu tercih ettikleri de bilinmektedir. Bununla birlikte, kesme yenilmelerinin hakim olduğu ufanma bölgesinin, önceden var olan anizotropik arazi gerilmelerinden etkilenmediği gözlenmektedir. Çatlakların radyal olarak yayıldığı bu bölge, en belirgin olarak nisbeten daha düşük dayanımlı olan kumtaşı örneğinde gözlemlenmektedir. Elde edilen bu sonuçlar literatürdeki araştırmacıların bulgularını da (Kutter and Fairhurst 1971; Bhandary 1997; Donze et al. 1997; Ma and An 2008) desteklemektedir. Bununla birlikte, incelenen kesit düzlemi üzerindeki iki asal gerilme arasındaki fark ne kadar fazla ise yenilme anizotropisinin de o kadar fazla olacağı görülmektedir.

Şekil 5.22’de ise patlama deliği uzun eksinine dik kesit üzerinde (v-h düzlemi) oluşan yerdeğiştirme konturları, granit ve kumtaşı cinsi kayalar için yine infilak başlangıcından 0.5 ms sonrası için verilmektedir. Yerdeğiştirme konurları için en anlamlı bakış açısının patlatma

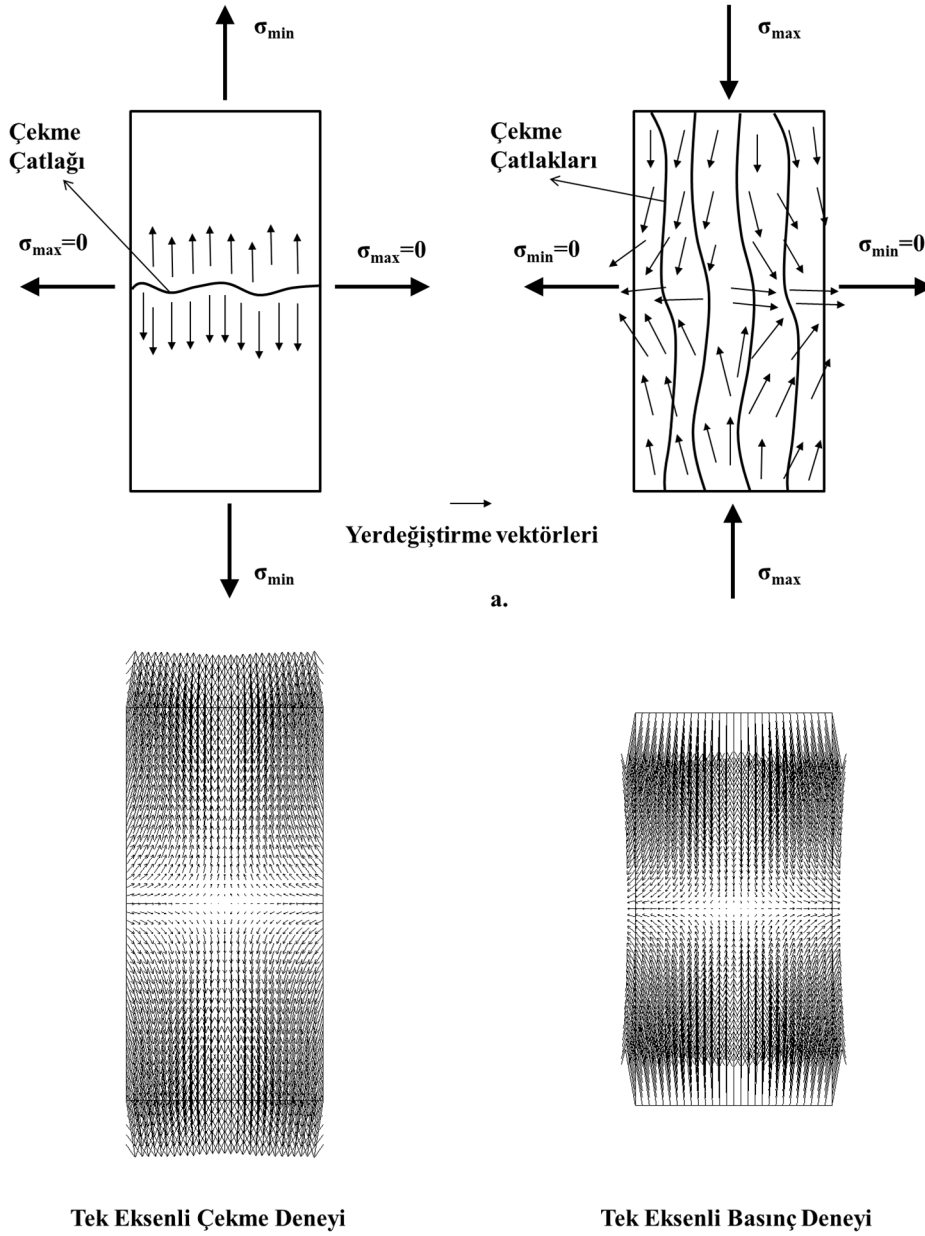
deliğini önden gören v-h düzlemi olduğundan, sadece bu kesit düzleminin verilmesi yeterli görülmüştür.

Şekil 5.22’de farklı kayaçlar için karşılaştırma yapılırken ölçeklerinin farklı olduğu unutulmamalıdır. Burada vurgulanmak istenen yerdeğiştirme miktarlarının büyüklüğü değil yerdeğiştirme doğrultusu ve yönüdür. Sonuç olarak yenilme bölgelerinin aksine yerdeğiştirme konturlarının minimum asal gerilme doğrultusunu tercih ettikleri gözlemlenmektedir. Bu durum en iyi ve en basit olarak kaya mekaniğinde çok yaygın olarak kullanılmakta olan tek eksenli çekme ve basınç deneyleri göz önünde bulundurularak açıklanabilir. Tek eksenli çekme deneyinde, yenilme düzlemi (çekme çatlakları) karot uzun eksenine paralel uygulanan minimum asal gerilme (çekme gerilmesi) doğrultusuna dik olarak geliştiği halde, yerdeğiştirme vektörleri minimum asal gerilmeye paralel olarak hareket etmektedir (Şekil 5.23). Başka bir deyişle, çekme çatlakları maksimum asal gerilme doğrultusunda gelişirken yerdeğiştirme vektörleri minimum asal gerilme doğrultusunda hareket etmektedir. Benzer durum tek eksenli basınç deneyinde de söz konusudur. Yenilme (çekme modundaki yenilme türünde gözlemlenen çekme çatlakları) karot uzun eksenine paralel uygulanan maksimum asal gerilme (basınç gerilmesi) doğrultusuna paralel yönde oluşurken yerdeğiştirme vektörleri minimum asal gerilme doğrultusunda hareket etmektedir. Sonuç olarak, bu iki basit deneyi incelediğimiz zaman, çekme çatlaklarının maksimum asal gerilme doğrultusunda, yerdeğiştirme vektörlerini ise minimum asal gerilme doğrultusunda hareket ettiği görülmektedir. Anizotropik birincil gerilme alanında patlatma işlemi yaparken de karşılaştığımız bu durumun aynısıdır. Bu çalışmada elde edilen sonuçlar da bu durumla uyum göstermektedir.

Bu çalışmadan elde edilen bilgiler ışığında, tünel veya galeri açma amaçlı yapılan delme-patlatma çalışmalarında uygulanacak olan delik düzenlerinin, patlatma yapılacak bölgedeki arazi gerilmeleri hesaba katılarak yapılması gerekliliği açığa çıkmaktadır. Gerek yüksek düşey gerilmelerle karşılaşma olasılığının kuvvetli olduğu derin yeraltı seviyelerinde, gerekse yüksek yatay gerilmelerle sıklıkla karşılaşılacak dağ yamacı veya tektonik tabaka hareketlerinin var olduğu bölgelerde (özellikle sığ derinliklerde) delme-patlatma delik düzeni yapılırken bu anizotropik birincil gerilme dağılımları dikkate alınmalıdır.



Şekil 5.22 v-h düzleminde patlatma deliğinin uzun ekseninin orta noktasından geçen bir kesit üzerinde granit ve kumtaşı cinsi kayalar için infilak başlangıcından 0.5 ms sonra elde edilen yerdeğiştirme konturları ( $t_r = 100 \mu s$  ve  $P_b = 1.6 \text{ GPa}$ ).



Şekil 5.23 Tek eksenli çekme ve basınç deneylerinde oluşan tipik çekme yenilmeleri ve yerdeğiştirme vektörlerinin şematik (a.) ve Flac3D'de (b.) elastik çözümlemeyle elde edilmiş gösterimi.

#### 5.4 SERBEST YÜZEYİN PATLATMA ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ

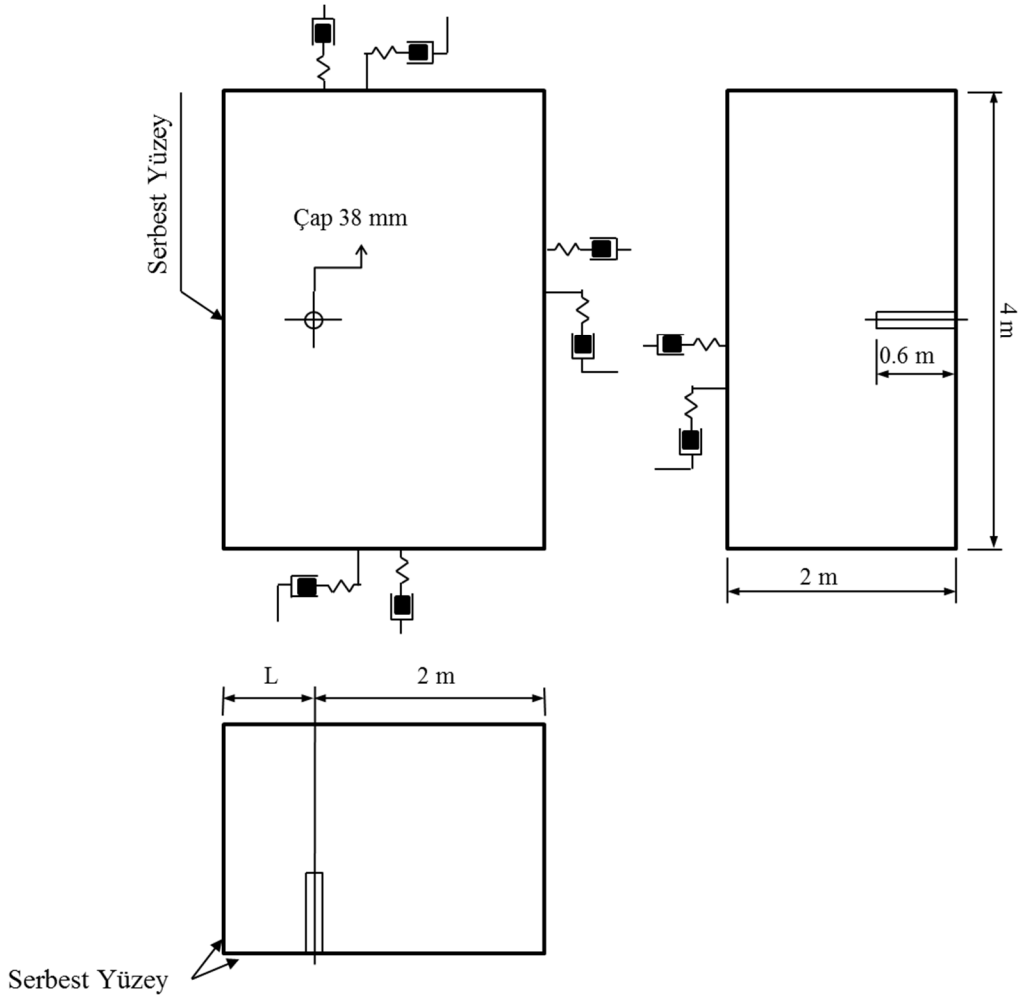
Patlayıcı ile kaya kazısında, basınç gerilmesi dalgalarının yansıyabileceği bir serbest yüzey bulunması durumunda oluşacak parçalanma şablonu, böyle bir serbest yüzey bulunmaması halinde farklılık göstermektedir. Bu durumda, patlatma deliği çevresinde oluşan teğetsel çekme gerilmeleri sonsuz durumda olduğu gibi eş dağılımlı değildirler. Ancak patlama deliği ve serbest yüzey arasındaki mesafeye bağlı olarak değişmektedirler. Serbest yüzey patlatma

deliğine ne kadar yakın olursa, patlatma deliği çevresinde gelişen şok dalgalarını o kadar fazla etkileyecektir. Bu nedenle maksimum çekme gerilmesi patlatma deliği serbest yüzeye yaklaştıkça artmaktadır. Dolayısıyla, serbest yüzey ve patlatma deliği arasındaki mesafe azaldıkça oluşan çekme gerilmeleri de artmaktadır (Kutter and Fairhursts 1971).

Pratikte, patlayıcı kullanarak yapılan kaya parçalama işlemleri, parçalanana kaya kütlelerini ana kütlelerden ayırmak için serbest yüzeye yakın olarak yapılır. Patlayıcı maddenin infilakı ile kaya kütleleri içerisinde oluşan basınç gerilmesi (şok) dalgaları bir serbest yüzeye çarptıklarında, çekme gerilmesi dalgaları oluşturarak kayaç içerisine geri yansır. Yansıyan bu çekme gerilmesi dalgaları ortamın dinamik çekme dayanımından fazlaysa, serbest yüzeyden patlayıcı deliğine doğru aşamalı olarak bir parçalanarak dökülme (spalling) oluşur (Hagan 1973). Aynı zamanda serbest yüzeyin varlığı çatlakların oluşumu ve genişlemesine de yardımcı olur.

Bu bölüm içerisinde yer verilen önceki çalışmalarda, sonsuz var sayılan bir model üzerinde yükleme hızı ve ortamda önceden var olan anizotropik birincil gerilmelerin kaya patlatması üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Çalışmanın bu kısmında ise, farklı patlayıcı yükseliş sürelerinin (başka bir ifade ile yükleme hızı) patlatma deliğine yakın bir serbest yüzey içeren kaya kütlelerindeki parçalanma süreci üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Bu amaç doğrultusunda, patlatma deliği uzun eksenine paralel bir serbest yüzey içeren sayısal kaya modeli üzerinde üç-boyutlu dinamik gerilme çözümlenmeleri yapılmıştır. Çözümlenmelerde, patlayıcı yükseliş süreleri olarak 10, 50, 100, 150, 300 ve 1000  $\mu$ s olmak üzere altı farklı değer seçilmiştir (daha önceli çalışmada kullanılan 25, 75 ve 500  $\mu$ s ara değerleri pratik açıdan bu çalışmada çıkarılmıştır).

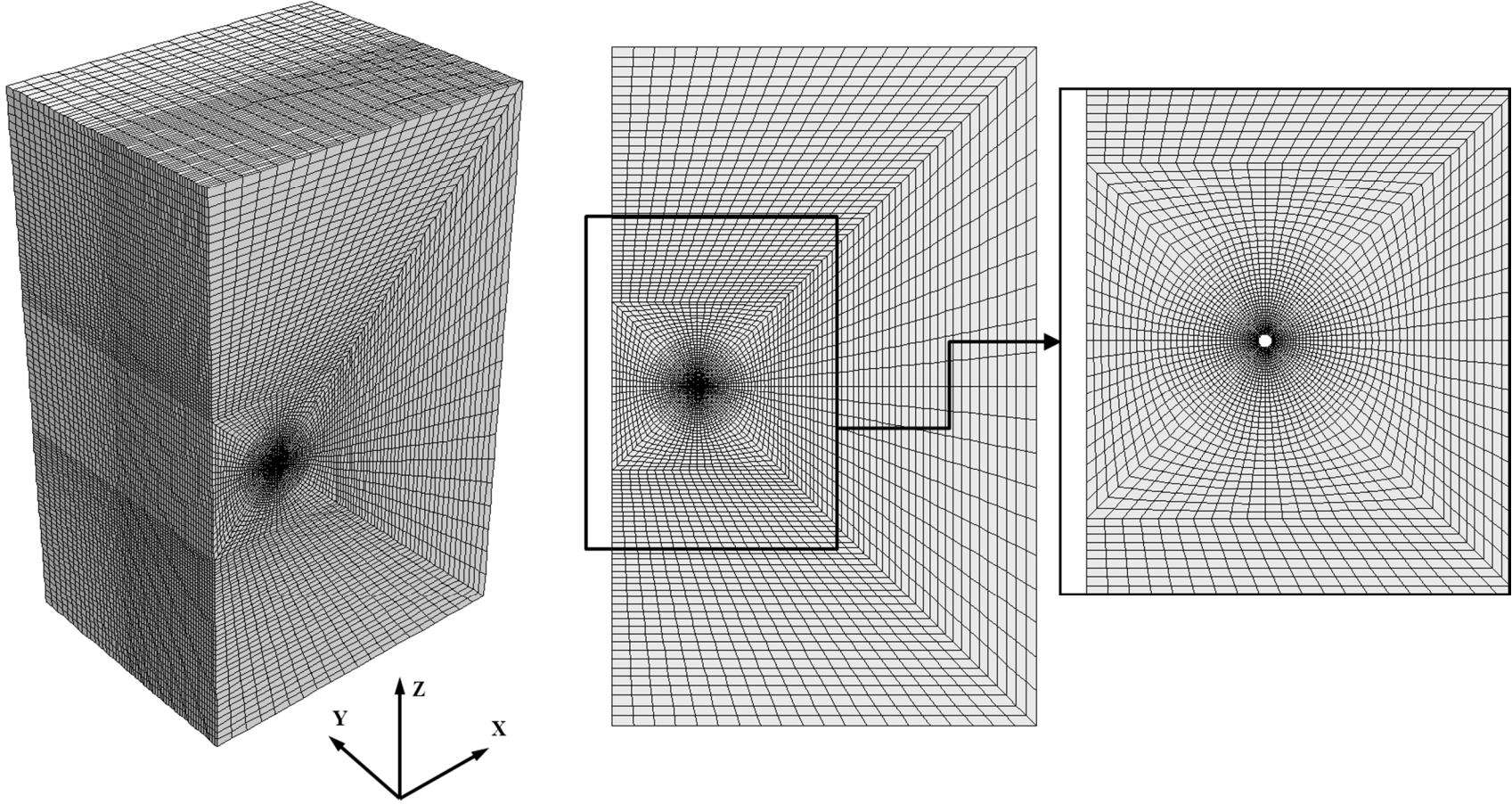
Çalışmada model geometrisi olarak daha önce kullanılan model geometrisi üzerinde küçük değişiklikler yapılarak, patlama deliği uzun eksenine paralel ikinci bir serbest yüzey içeren sayısal sonlu farklar modeli hazırlanmıştır. Patlatma deliği ve serbest yüzeyin bir birlerinden etkilenmesi için, başka bir ifade ile şok dalgalarının serbest yüzeyden yansımaya olanak sağlamak için, patlatma deliği serbest yüzeye yakın konumlandırılmıştır. Şekil 5.24’de bu çalışmada kullanılan problem geometrisi şematik olarak sunulmuştur. Burada, patlama deliği ve serbest yüzey arasındaki mesafe L olarak tanımlanmıştır. Patlama deliği ve serbest yüzey arasındaki mesafenin patlatma üzerindeki etkilerini araştırmak için 50 ve 80 cm olmak üzere iki farklı L mesafesi seçilmiştir. Şekil 5.25’de ise çözümlenmelerde kullanılan sonlu farklar ağının (mesh) perspektif ve önden görünümü verilmektedir.



Şekil 5.24 Serbest yüzeyin etkilerini araştırmak için kullanılan model geometrisinin şematik gösterimi.

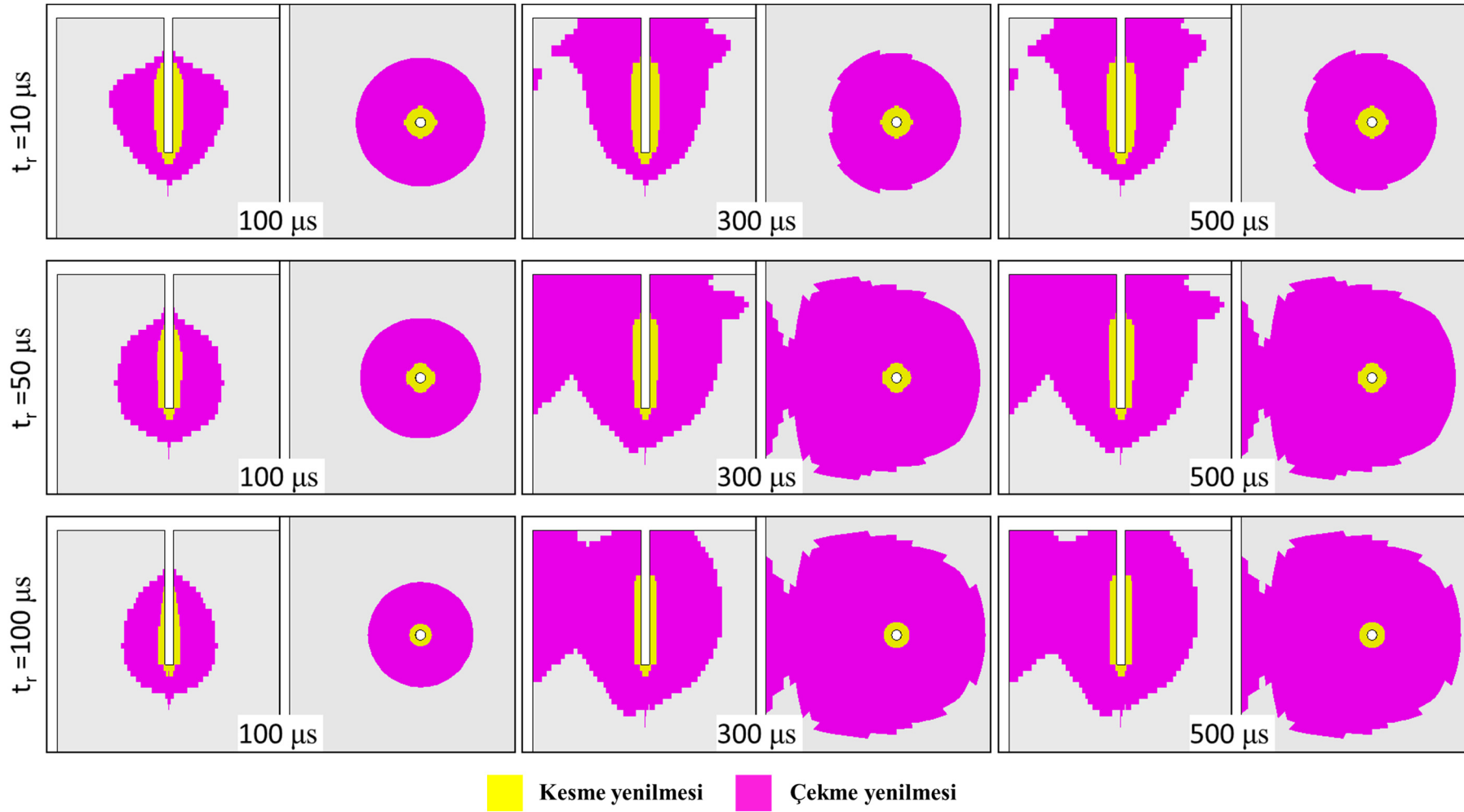
#### 5.4.1 Sayısal Gerilme Çözümlenmeleri

Bu çalışmada da, önceden yapılan çalışmalara benzer olarak mekanik özellikleri daha önceki bölümlerde tanımlanmış olan granit ve kumtaşı cinsi iki farklı kaya cinsi göz önünde bulundurulmuştur. Delik içerisinde kullanılacak patlayıcı modelinde ideal olmayan infilak niteliğine sahip ANFO tipi patlayıcı uygulanmıştır. Bu bağlamda, patlatma deliği ve serbest yüzey arasındaki iki farklı mesafe ve ideal olmayan infilak niteliğindeki patlayıcı modeli için göz önünde bulundurulan altı farklı yükseliş süresi hesaba katıldığında, bu çalışmada toplam 24 adet üç boyutlu dinamik sayısal gerilme çözümü yapılmıştır.

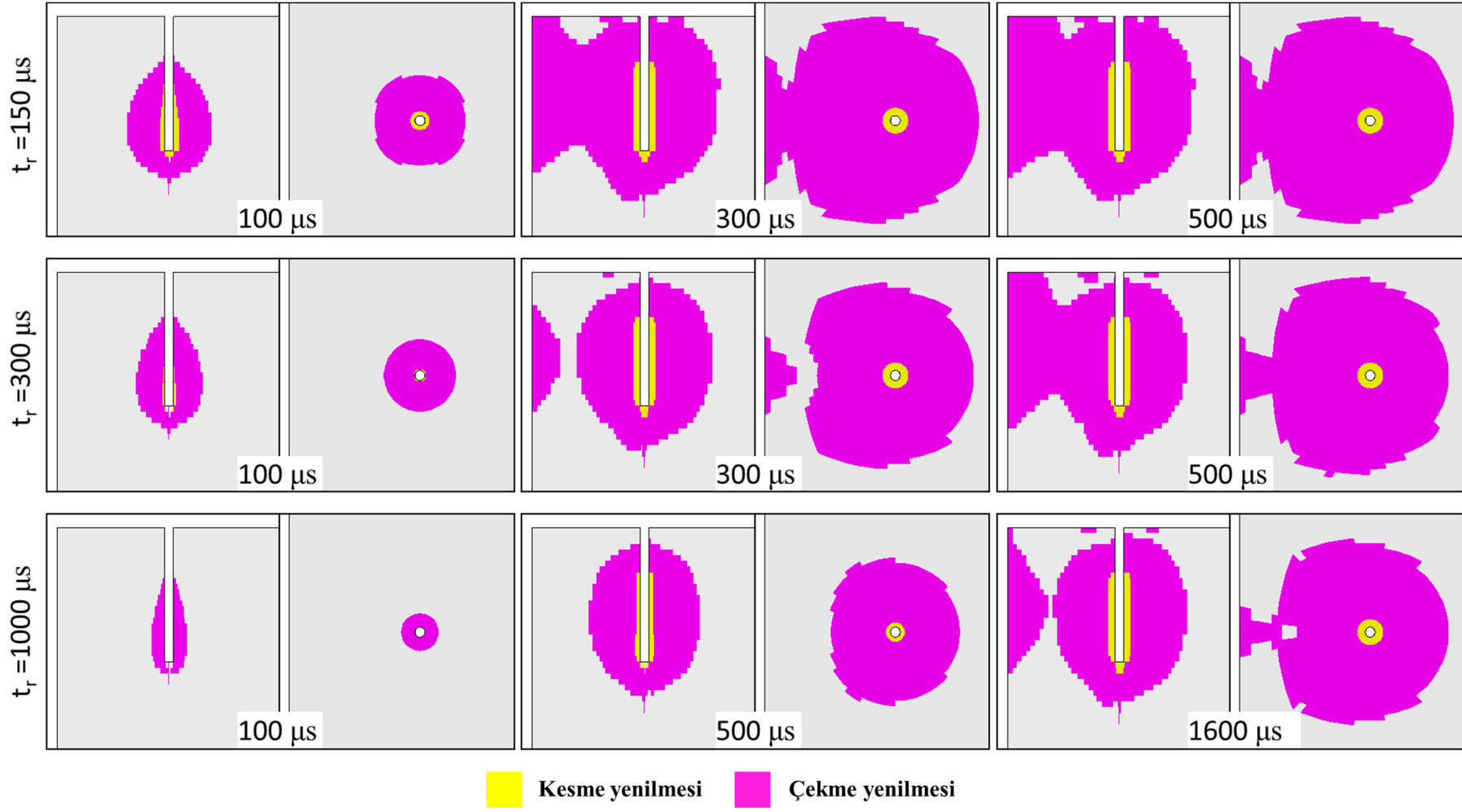


Şekil 5.25 Sayısal çözümlemede kullanılan sonlu farklar ağ modelinin üç-boyutlu ve önden görünümü.

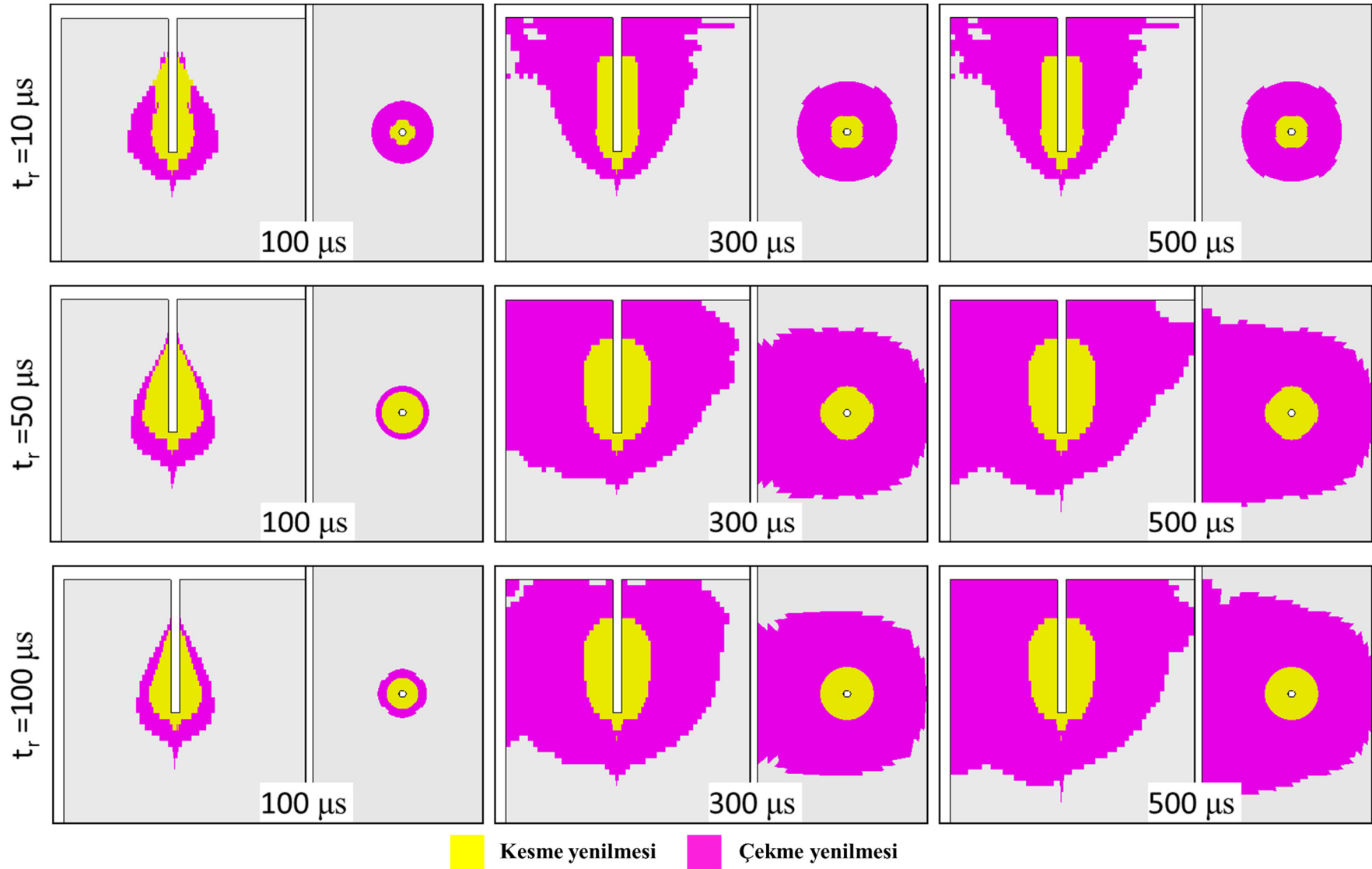




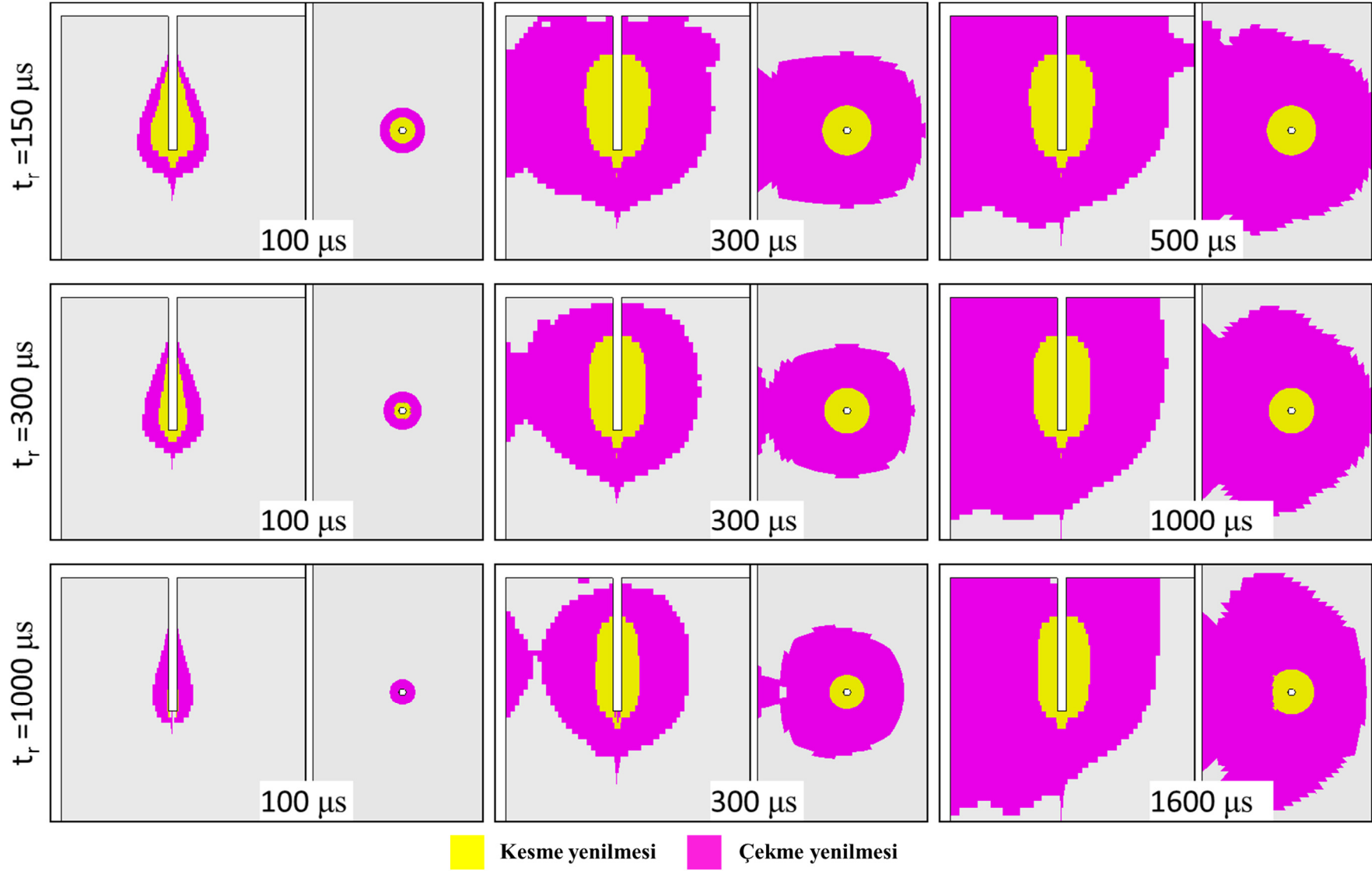
Şekil 5.27 Granit türü kayaçta farklı yükleme oranlarında gözlemlenen yenilme bölgelerinin zamana bağlı değişimi ( $L= 50$  cm).



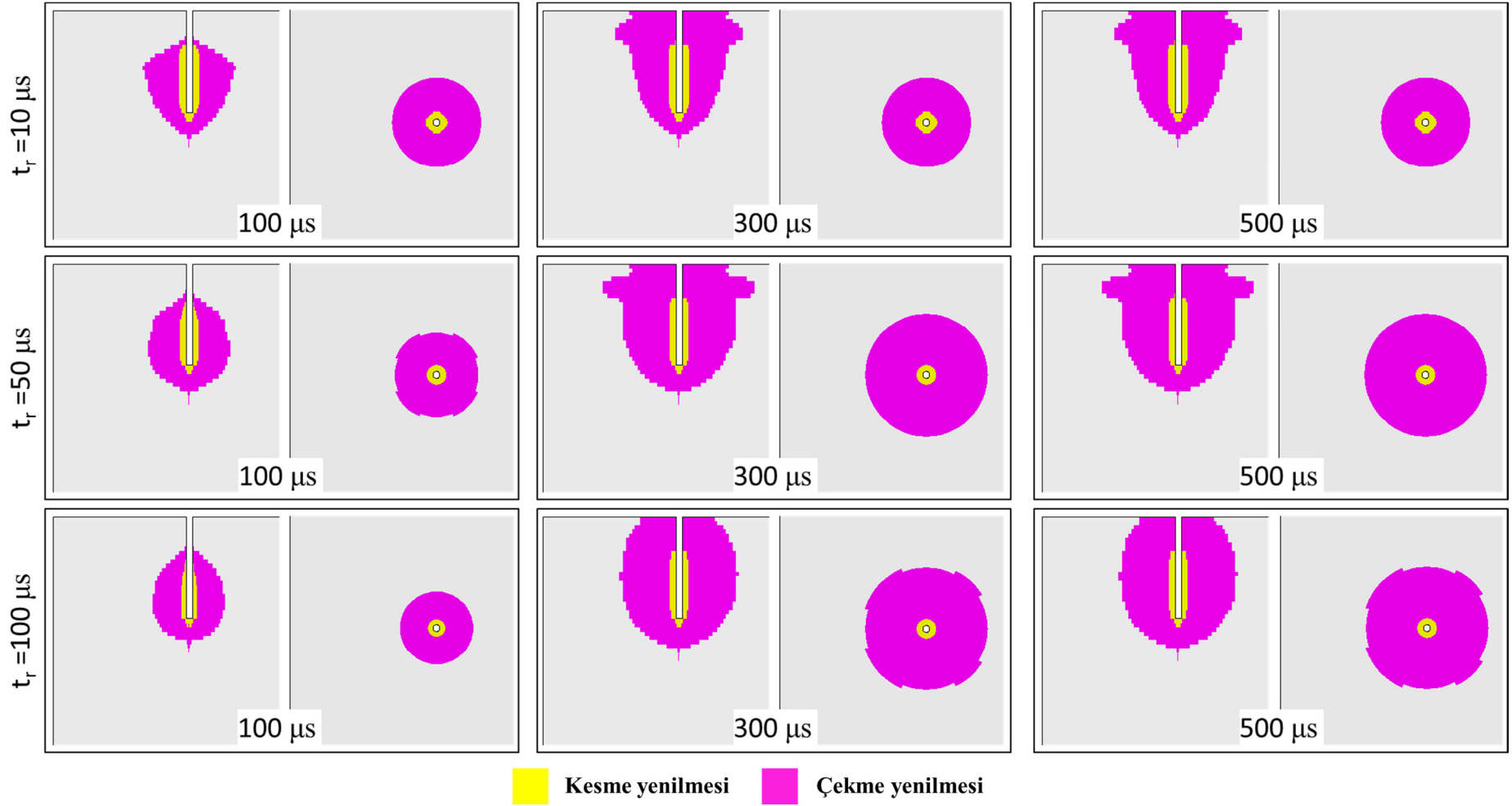
Şekil 5.27 (devam ediyor).



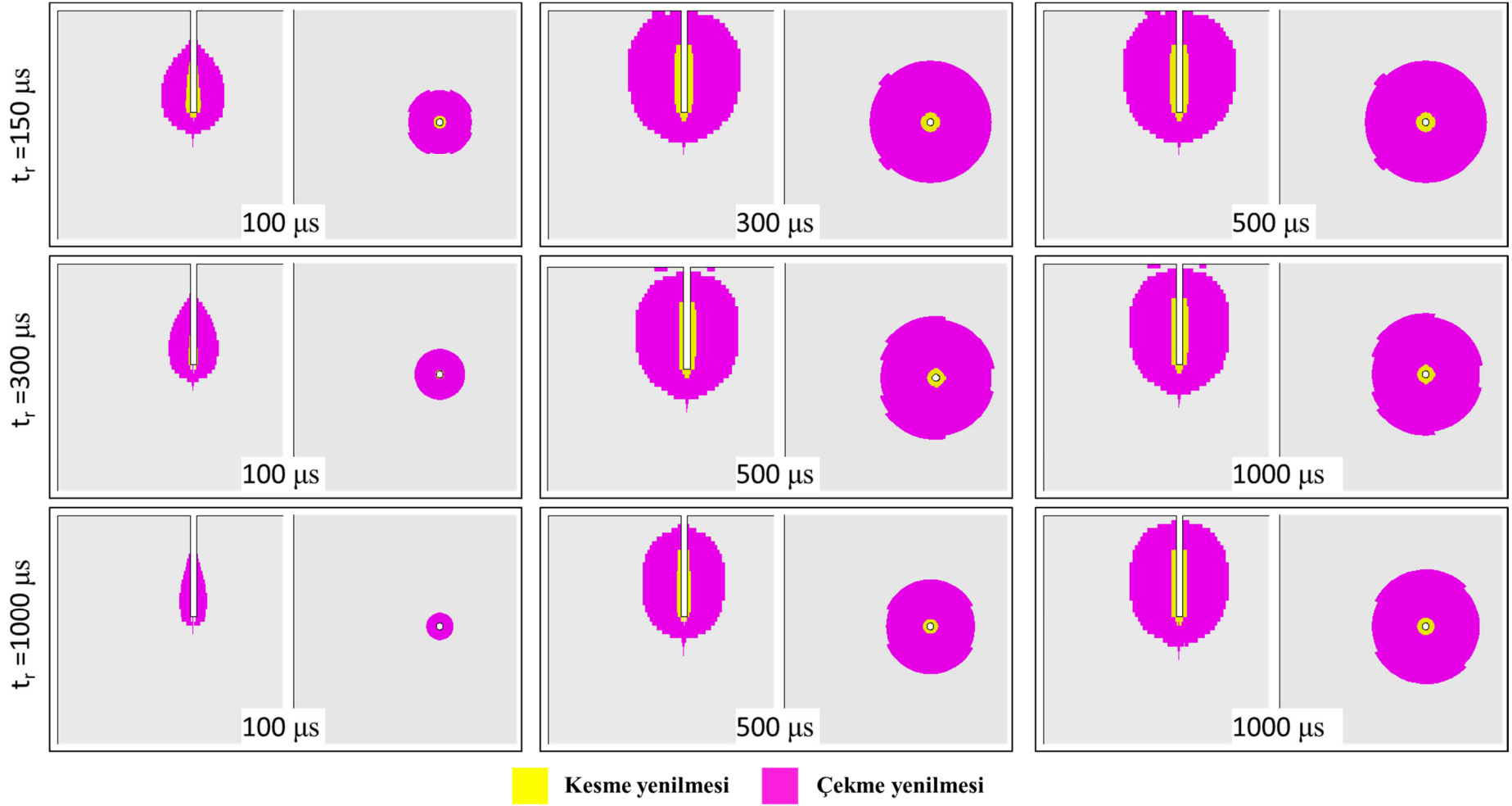
Şekil 5.28 Kumtaşı türü kayaçta farklı yükleme oranlarında gözlemlenen yenilme bölgelerinin zamana bağlı değişimi ( $L= 50$  cm).



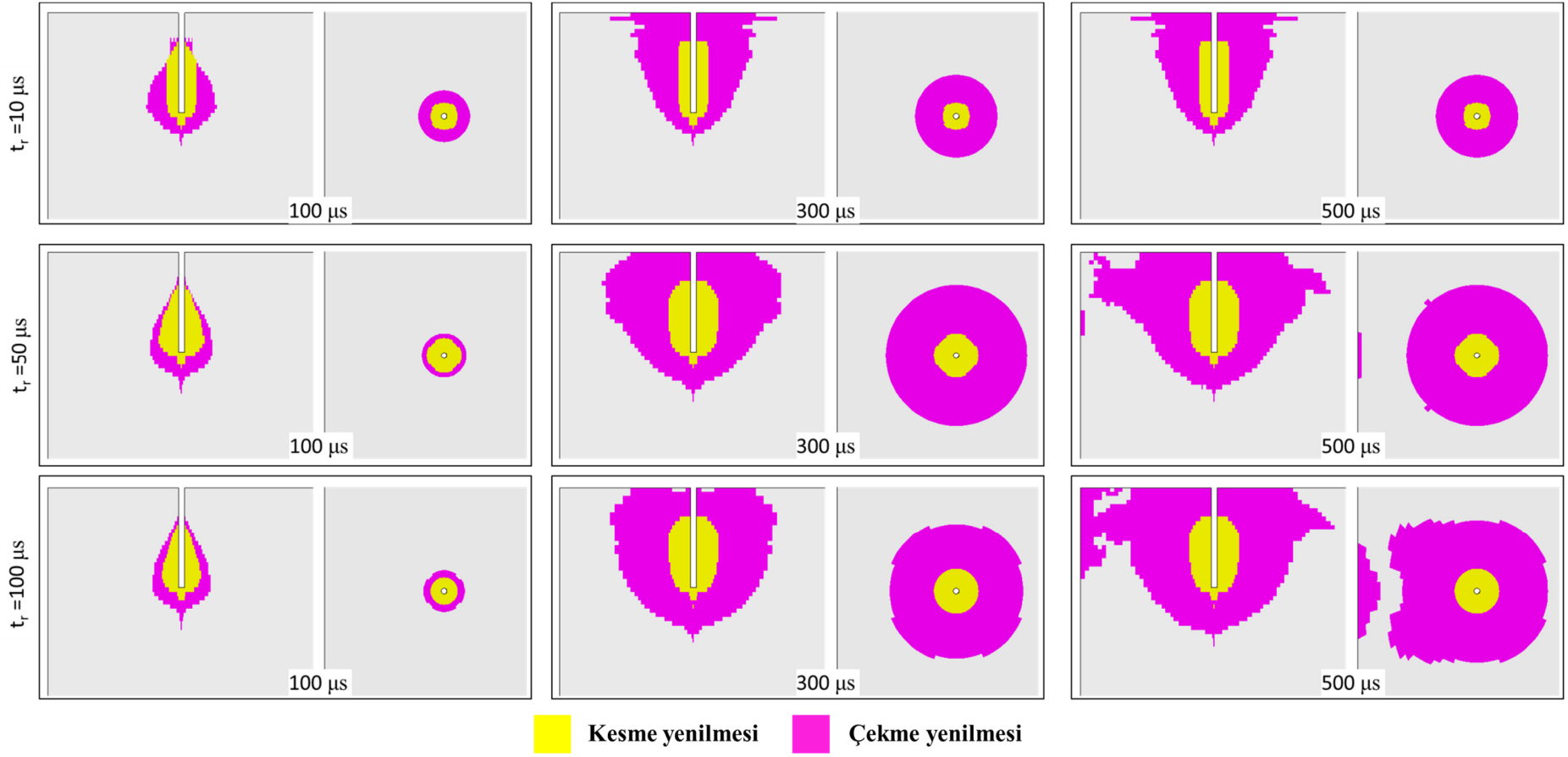
Şekil 5.28 (devam ediyor).



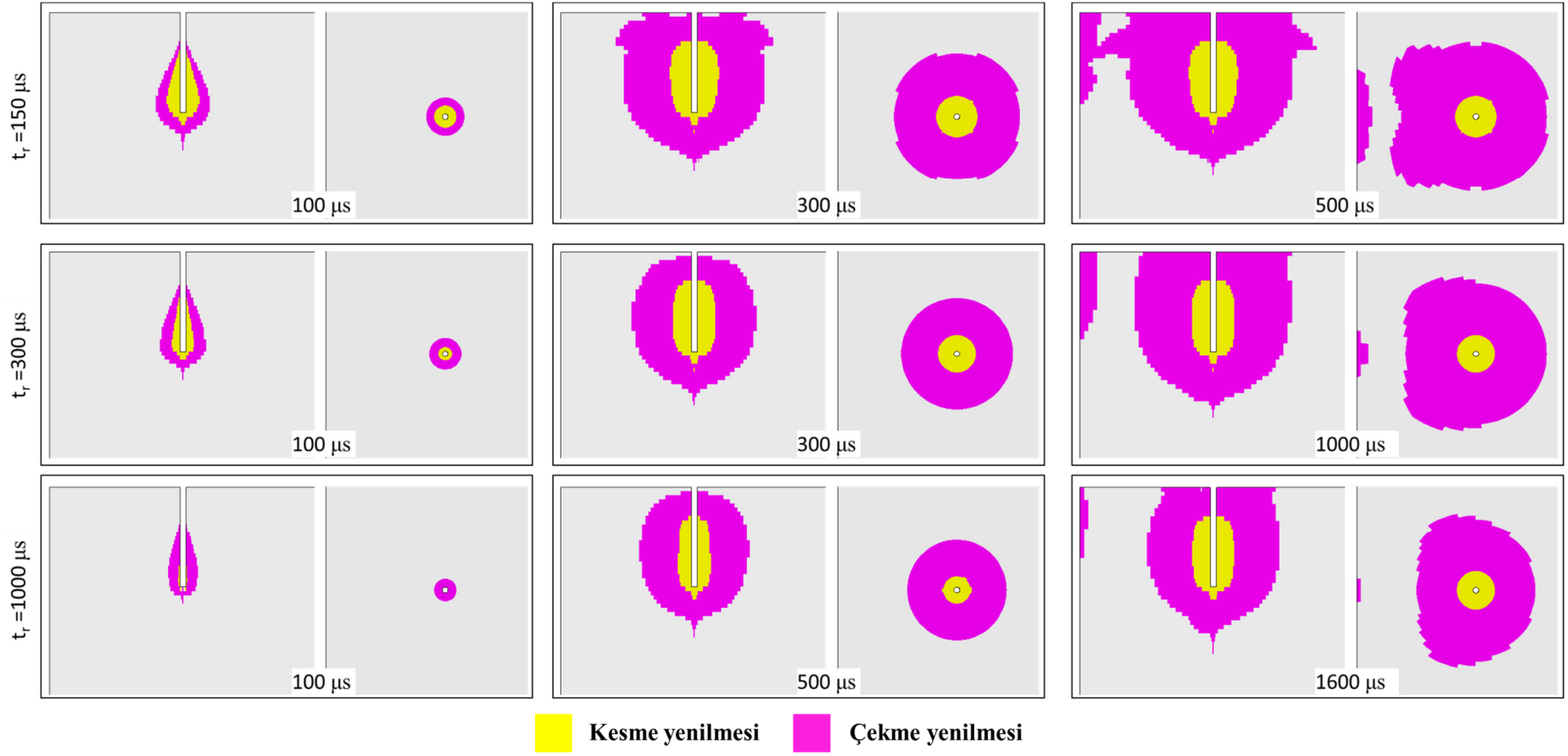
Şekil 5.29 Granit türü kayada farklı yükleme oranlarında gözlemlenen yenilme bölgelerinin zamana bağlı değişimi ( $L = 80 \text{ cm}$ ).



Şekil 5.29 (devam ediyor).



Şekil 5.30 Kumtaşı türü kayacda farklı yükleme oranlarında gözlemlenen yenilme bölgelerinin zamana bağlı değişimi ( $L= 80$  cm).



Şekil 5.30 (devam ediyor).

#### 5.4.2 Sayısal Gerilme Çözümlemesi Sonuçları

Patlatma işleminin ilk aşaması olan patlayıcı maddenin İnfilakı sırasında (ilk 100  $\mu$ s), patlatma deliği çevresinde oluşan yenilme bölgelerinin, ikinci bir serbest yüzeyin olmadığı sonsuz var sayılan durumda yapılan sayısal çözümlere benzer bir şekilde, hiç bir yönel tercih göstermeksizin aksenel simetrik olarak geliştiği gözlemlenmiştir. İlerleyen sürelerde gerilme dalgalarının kayaç içerisinde dağılmaya başlamasıyla birlikte, basınç niteliğindeki şok dalgaları, yakında bulunan serbest yüzeye çarparak kaya kütleleri içerisine doğru çekme gerilmesi dalgaları olarak geri yansımıştır. Serbest yüzeyden yansıyan bu çekme gerilmesi dalgalarının, kaya kütlelerinde serbest yüzeyden patlatma deliğine doğru ilave bir çekme yenilmesi bölgesine neden olduğu gözlemlenmektedir. Sayısal çözümler sonucunda elde edilen bu çekme yenilmesi bölgelerinin, gerçek patlatma uygulamalarında kaya kütlelerinin parçalanarak dökülme (spalling) biçimindeki yenilmesine neden olacağı söylenebilir. Benzer bir gözlem Ma ve An (2008) tarafından yapılan iki-boyutlu dinamik sayısal çözümlerinin sonucunda rapor edilmiştir. Ayrıca diğer çalışmalarda olduğu gibi (Kutter and Fairhursts 1971; Hagan 1973), parçalanarak dökülme sırasında bazı çatlakların serbest yüzeye paralel şekilde hatırı sayılır derecedeki uzunluklara ulaştığı gözlemlenmiştir.

Patlayıcı yükseliş süresinin çok kısa olduğu durumda (10  $\mu$ s), yükleme süresinin çok az olmasında dolayı, şok dalgalarının serbest yüzeye çarparak geri dönecek zamanı bulamadığı gözlenmiştir. Bu nedenle, serbest yüzeyden kaya içerisine doğru ilave çekme çatlakları oluşmadığı ve böylece serbest yüzeyin patlatma etkinliği üzerinde bir etkisinin olmadığı görülmüştür. Bu durumda, patlama sonrası elde edilen yenilme bölgeleri aynı tek bir serbest yüzeyin olduğu durumlar ile benzerlik göstermektedir.

Patlayıcı yükseliş süresi artmaya başladığında (uygulanan yükleme hızı düştüğünde), serbest yüzeyin oluşan yenilme bölgeleri üzerindeki etkilerinin artmaya başladığı gözlemlenmiştir (granit tipi kayaçta L=80cm olan durum hariç). Granit türü kayaç için L=80 cm olan durumda (Şekil 5.29), patlama sonrası oluşan yenilme bölgeleri hiçbir durumda serbest yüzeyden etkilenmemiştir. Bu duruma kaya kütlelerinin oldukça sağlam olması ve patlama deliği ve serbest yüzey arasındaki mesafenin kullanılan patlayıcı cinsine göre (ANFO,  $P_b = 1.6$  GPa) fazla olmasının neden olduğu söylenebilir. Ancak diğer durumlar göz önünde bulundurulduğunda (Şekil 5.27, 5.28 ve 5.30), ANFO tipi patlayıcı için serbest yüzeyin patlama sonrası oluşan yenilme bölgeleri üzerindeki etkisinin en fazla olduğu durum olarak patlayıcı yükseliş süresinin

100 ve 150  $\mu$ s olduğu durumlar gösterilebilir. Bu değerden sonra, serbest yüzeyden yansıyan çekme gerilmelerinin neden olduğu çekme yenilmelerinin giderek azalmaya başladığı ve serbest yüzeye (basamak arınına) paralel yenilme bölgelerinin gittikçe daralmaya başladığı görülmektedir. Bu durumda, düşük infilak hızlı bir ticari patlayıcı için (düşük delik içi basıncı) en ideal patlayıcı yükseliş süresi 100-150  $\mu$ s olarak belirlenmiştir ki bu değer ideal bir ticari patlayıcıda olması gereken değerdir.

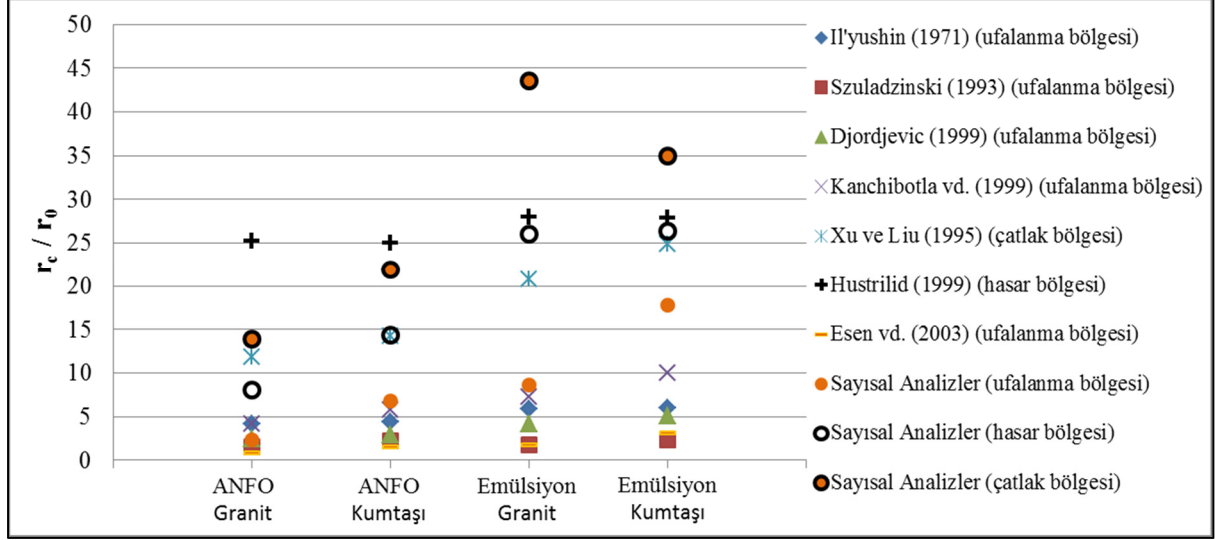
Cho ve Kaneko (2004) tarafından yapılan benzer bir çalışmada da patlayıcı yükseliş süresi arttığında serbest yüzeye paralel yönde oluşan çatlaklarda artış gözlemlendiği rapor edilmiştir. Bu duruma neden olarak, kısa dalga boylarında serbest yüzeyden yansıyan maksimum gerilme serbest yüzeye dik olarak oluşurken uzun dalga boylarında ise serbest yüzeyden yansıyan gerilme bileşenlerinin serbest yüzeye paralel olarak oluştuğu gösterilmiştir (Cho and Kaneko 2004).

Basamak patlatması uygulamalarında karşılaşılan, yakında bulunan ikinci bir serbest yüzeyin patlatma sonrası oluşan yenilme bölgeleri üzerindeki etkilerini araştırıldığı bu çalışmada sonuç olarak; serbest yüzeyin ilave çekme bölgesi alanları oluşturduğu ve bu yenilme alanlarının da kaya kütesinin parçalanarak dökülmesine neden olacağı söylenebilir. Bu çalışmadan da görüldüğü gibi, şok dalgalarının yansıyabileceği yakınlıkta bir serbest yüzey bulunduğunda patlatma etkinliğinde bir artış olmaktadır. Bu serbest yüzeyin bulunması gereken mesafe, kaya kütlesi dayanımı ve kullanılan patlayıcı cinsine (dolayısıyla delik için basıncına) göre değişmektedir. En uygun mesafe belirlenirken bu iki etki birlikte düşünölmelidir. Ayrıca, çok uzun patlayıcı yükseliş sürelerinde serbest yüzeyin etkisinin azaldığı görölmektedir. Bu süre doğrudan patlayıcı cinsi ve delik çapına bağlı olduğundan bu kadar uzun yükseliş sürelerinden kaçınılmalıdır.

## **5.5 ELDE EDİLEN HASAR BÖLGELERİNİN GÖRGÖL YÖNTEMLERLE KARŞILAŞTIRMASI**

Bu kısımda, daha önce Bölüm 4’de verilen patlatma deliğı çevresinde oluşan hasar bölgelerinin hesaplanmasına yönelik bağıntularla hesaplanan ufanma ve çatlak bölgesi büyüklükleri, bu bölümde yapılan dinamik sayısal çözümlerle elde edilen değerlerle karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırma sonuçları Şekil 5.31’de sunulmaktadır. Sayısal çözümler sonucunda elde edilen ufanma ve çatlak bölgeleri ölçölürken 38 mm patlatma deliğı için tipik sayılabilecek

150  $\mu$ s yükseliş süresi esas alınmıştır. Ayrıca, Şekil 5.31’de gösterilen hasar bölgesi Hustrilid ve Johnson’ın (2008) önerdiği gibi ufalanma ve çatlak bölgesin orta noktası olarak kabul edilmiştir.



Şekil 5.31 Sayısal çözümlerle elde edilen sonuçların görgül yaklaşımlarla elde edilen sonuçların karşılaştırılması.

Şekil 5.31’den de görülebileceği gibi, bu çalışmada sayısal çözümlerle elde edilen ufalanma ve çatlak bölgesi büyüklükleri görgül bağıntılarla elde edilenlerden daha büyüktür. Bu duruma neden olarak, sayısal çözümlerlerde mekanik özellik olarak kaya malzemesi yerine kaya kütlesi özelliklerin kullanılması gösterilebilir. Bununla birlikte, hasar bölgesi göz önünde bulundurulduğunda, sayısal çözümlerlerde elde edilen sonuçların patlatma kaynaklı hasar bölgesinin tahmininde kabul edilebilir sonuçlar verdiği söylenebilir.

Sonuç olarak bu bölümde gerçekleştirilen bütün üç-boyutlu dinamik çözümler ve bu çözümlerin sonuçlarıyla ilgili karşılaştırmalar değerlendirildiğinde, bu çalışmada önerilen sayısal yöntem kullanılarak bir patlatma deliğinin dinamik çözümlemesinin başarılı bir şekilde modellenebileceği söylenebilir. Bu bölümde önerilen yaklaşımla, gelecek çalışmalarda yapılacak olan orta çekme düzenlerin sayısal olarak modellenmesinin doğru sonuçlar vereceği görülmektedir.

## BÖLÜM 6

### PATLATMA KAYNAKLI YER SARSINTILARI

Patlayıcı maddeler gerek yeraltı işletmeciliğinde, gerekse açık ocak işletmeciliğinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Patlatma kaynaklı olumsuz çevresel etkiler günümüzde birçok maden ve taş ocağının karşılaştığı en önemli kısıtlayıcı sorun olarak görünmektedir. Patlatma kaynaklı bu olumsuz çevresel etkiler ayrıca inşaat mühendisliği çalışma alanlarında da sıklıkla karşılaşılan bir problemdir. Madencilik alanlarının giderek azalması sonucu yerleşim alanlarının yakınlarındaki madencilik faaliyetlerinin artması buna neden olarak gösterilebilir. Madencilik ve alt yapı çalışmalarının artmasına paralel olarak artan patlatmalı kaya kazısı işleri, çevresel problemleri de beraberinde getirmektedir. Günümüzde, patlatma tekniklerinin gelişmesiyle birlikte yerleşim yerlerinin altında dahi ileri patlatma işlemlerinin yapılmasına olanak sağlanmaktadır.

Patlayıcı maddelerin kaya kütlelerini kırma amacı ile kullanımlarında çevreye verebilecekleri başlıca dört değişik olumsuz etki bulunmakta olup bu etkiler;

1. Kaya (taş) savrulması
2. Toz emisyonu (salınımı)
3. Hava şoku ve
4. Yer sarsıntıları

olarak sıralanabilir (Bilgin 2005). Günümüzde çevre bilincinin gittikçe önem kazanması patlatma kaynaklı olumsuz çevresel etkilerin en aza indirilmesi zorunluluğunu beraberinde getirmektedir. Çevresel etkilerin ölçülmesi ve ölçüm sonuçlarının değerlendirilmesi amacıyla literatürde farklı yaklaşımlar mevcuttur Ölçümlerin doğru olarak gerçekleştirilmesi ve çevresel olumsuzlukların nedenlerinin doğru bir şekilde ortaya konması sorunun çözümünde önemli bir unsur olmaktadır.

Normal olarak patlatma sonucu ortaya çıkan enerjinin iki farklı bileşeni vardır. Bunlardan ilki infilak anında ses üstü hızda gelişen kimyasal reaksiyonun yarattığı şok enerjisi diğeri ise reaksiyon sonucu açığa çıkan çok yüksek basınçlı gazların itme kuvvetidir. Bu yüksek basınçlı gazların kayanın ötelenmesi gibi yararlı bir etkisinin yanında kaya fırlaması gibi olumsuz bir etkisi de bulunmaktadır. Patlayıcı maddenin kaya kütlesi içinde iyi bir şekilde hapsedilmediği durumlarda, reaksiyon sonucu oluşan yüksek basınçlı gaz ürünler bulabildikleri çatlaklardan atmosfere erken deşarj olurlar. Çok yüksek hızla oluşan gaz boşalımı, bazı kaya parçalarının çok uzaklara savrulmasına neden olabilir. Öylece savrulan kaya parçaları çevrede tehlike yaratırlar.

Açık ocak patlatmalarında patlama sonrası havaya bir miktar toz salındığı bir gerçektir. Ancak patlama sonrası oluşan bu toz miktarı, diğerk ocak işi faaliyetlerden kaynaklanan tozla kıyaslandığında önemsenmeyecek kadar azdır. Bu nedenle toz problemi söz konusu olduğunda patlatmalardan çok diğerk etkenlerle ilgili önlemler alınır. Açık ocak patlatmalarında tozla mücadele için patlatılacak bölgenin patlama öncesi ıslatılmasından başka bir yöntem bulunmamaktadır.

Yeraltı patlatmalarında ise deliklere sıkılama malzemesi ile birlikte su kartuşları koyularak patlatma sonrasında zerrecikleşmiş olan suyun havada asılı olan tozun hızlı bir şekilde bertaraf edilmesi sağlanabilir.

Patlatmada önlemler alınmadığı durumlarda kaya çatlaklarından dış atmosfere hızla ve erken boşalan, reaksiyon ürünü gazlar önemli düzeyde gürültü oluştururlar. Önlemlerin alınmadığı koşullarda gürültü düzeyi yüksek boyutlara ulaşarak hava şoku dalgalarına dönüşür. Şok dalgalarının oluşmasında diğerk bir etkenin de, hızla harekete geçen kaya kütlesi olduğu savları bulunmaktadır. Harekete geçen kaya kütlesi bir piston görevi görerek şok dalgaları yaratmaktadır. Şok dalgaları çoğunlukla insanlarda psikolojik rahatsızlıklara neden olmakta, patlatmanın kendilerine zarar vereceği endişesi yaratmaktadır. Atmosferde yol alarak binalara ulaşan şok dalgaları, cam ve gevşek çerçevelerin titreşimine yol açmakta, insanlarda patlatmanın çok şiddetli olduğu kanısını uyandırmaktadır. Çizelge 6.1'de gösterildiği gibi, eğer oluşan hava basıncı 140 dB'den fazlaysa hava şoku pencerelerin kırılması ve yapısal hasarlara neden olabilir (Siskind et al. 1980). Burada, dB ses basıncının birimidir. Basınç birimi olan dB gürültü birimi olan dB'den farklıdır. Gürültü ölçümleri basınç değışikliklerini filtre eden ses seviyesi ölçerlerle yapılır. Sismograflar ve basınç ölçerler gerçerk hava basıncını ölçmek için

tasarlanmışlardır. Sismograflar doğrudan dB veya psi olarak ses basıncını ölçerler ( $\text{psi} = \log^{-1}(\text{dB} - 170.75/20)$ ).

Hava şoku dalgaları 0.1 Hz ile 200 Hz arasında değişen geniş bir frekans aralığına sahiptir. Frekansı 20 Hz'in üzerinde olan şok dalgaları işitilebilir ve gürültü olarak nitelendirilir. Frekans değeri 20 Hz'in altında olan ses dalgaları ise duyulmaz. Şok dalgaları yeterince büyükse her iki frekans aralığında da binalarda hasar meydana getirebilir (WV-OEB, 2004). Şok dalgalarının yayılmasında rüzgar yönü, rüzgar hızı ve sıcaklık gibi atmosferik koşullar da etkilidir.

Çizelge 6.1 Hava şoku seviyelerinin çevresel etki değerleri (Hüdaverdi ve Kuzu 2005).

dB	psi	
180	3.0	Binalar hasar görür
170	0.95	Pencere camlarının çoğu kırılır
160	0.30	
150	0.095	Bazı pencere camı kırılmaları
140	0.030	Ani ses için maksimum seviye
128	0.0070	Emniyetli seviye
120	0.0030	Rahatsız edici sürekli ses sınırı, 15 dakika sürekli şok dalgaları halinde şikayetler
110	0.00095	
100	0.00030	
90	0.000095	8 saatlik sürekli seste rahatsız olma
80	0.000030	

Hava şokunun önlenmesi için alınması gereken önlemler, taş savrulmasının önlenmesi için alınması gereken önlemlerle aynı olmaktadır. Ancak bunun yanında, delme öncesi patlatma aynası incelenerek gaz deşarjına yol açabilecek bir jeolojik olgu olup olmadığı incelenip, böylesine bir jeolojik olgunun varlığında o bölgeye az patlayıcı madde yerleştirilmesi de gerekmektedir (Barutsan 1999). Hatalı patlatma şablonu, yetersiz sıkılama boyu ve malzemesi hava şoku oluşumuna neden olmaktadır. Hava şoku oluşumuna neden olan bir diğer unsur da infilaklı fitil kullanımınıdır. Basamak patlatmasında deliklerin infilaklı fitil ile ateşlenmesi ve infilaklı fitilin patar atımlarında kullanılması yüksek hava şoku değerlerinin oluşmasına neden olabilmektedir.

Madenciliğin karşı karşıya olduğu en önemli sorunlardan bir tanesi patlatma sonucu meydana gelen yer sarsıntılarıdır. Nüfus artışı, kent alanlarının yayılımının artması ve daha büyük patlatmalara doğru bir eğilim olması ile birlikte, yer sarsıntısı problemleri ve şikayetleri giderek artış göstermektedir (Atlas Powder Company 1987). Çünkü, taş savrulması, hava şoku ve toz oluşumu patlatma noktasına yakın bölgelerde etkin olabilirken yer sarsıntısı çok uzaklarda da kendini hissettirebilmektedir. Yer sarsıntısı, kaya patlatma sürecinin kaçınılmaz bir sonucudur. Patlatmalı kazı işlemlerinde patlatmanın asıl amacı kayayı kırarak gevşetmek veya ötelemektir. Ancak, infilak süresince açığa çıkan ve kayaya uygulanan enerjinin en azından bir kısmı, sismik dalga ve hava şoku şeklinde verimsiz artık enerjiye dönüşür (Barutsan 1999). Bu enerji, patlatma kaynağından uzaklaştıkça ihmal edilebilir bir düzeye iner ve tamamen sönmöleninceye kadar uzun bir mesafe kat edebilir. Titreşimler, patlatma kaynağına yakın bölgelerde, mesken, sanayi, tesisleri ve diğer yapılarla birlikte kaya yapılarına hasar verebilir, kaya şev duraylılığında problemlere neden olabilirler (Barutsan 2001). Yer sarsıntılarını depremler ile benzer etkiler yaparlar. Dolayısı ile oluşan yapı hasarları benzerlik gösterirler. Bu nedenle deprem veya patlatma sarsıntısı ile oluşan hasarları, diğer nedenler ile oluşan hasarlardan ayırmak teknik olarak mümkündür.

Yer sarsıntılarının büyüklüğü; gecikme başına kullanılan şarj miktarına, deliklerin sıklama durumuna, kayaç niteliğine, patlatma yerinden olan mesafeye ve örtü tabakasının oluşturduğu zeminin jeolojisi gibi değiştirgelere bağlıdır. Yer sarsıntılarını, ancak doğru patlatma yöntemi, delinen deliklerin ve ateşleme sıralarının doğru seçilmesiyle, kontrol altına alınabilir.

Teknik ve ekonomik yönden uygun patlatma tasarımları gerçekleştirilirken bu tip çevresel etkiler de kontrol edilmelidir. Yapılacak patlatmalarda; parçacık hızı (mm/s), parçacık yerdeğiştirmesi (mm), parçacık ivmesi (mm/s<sup>2</sup>) ve frekansı (Hz) değerlerini ölçmek ve bunları kontrol edilebilir sınırlarda tutarak tasarımlar gerçekleştirmek suretiyle çevresel sorunlar en aza indirilebilir. Konunun önemi, doğrudan can ve mal güvenliği ile ilgili olmasından kaynaklanmaktadır.

Yukarıda belirtilen olumsuzlukların yaşanmaması için sahaya özgü patlatma niteliklerinin, dalga genliği, frekans ve parçacık titreşim hızı gibi değiştirgelerin yerinde yapılacak patlatma işlemleri ile belirlenmesi ve yapılacak değerlendirme sonucunda aynı anda ateşlenebilecek maksimum patlayıcı miktarının saptanması gerekir. Bu tür ölçümler için uygun sismograf cihazları ile kayıt yapılması bir zorunluluktur.

## 6.1 PATLATMA KAYNAKLI YER SARSINTILARININ ÖZELLİKLERİ

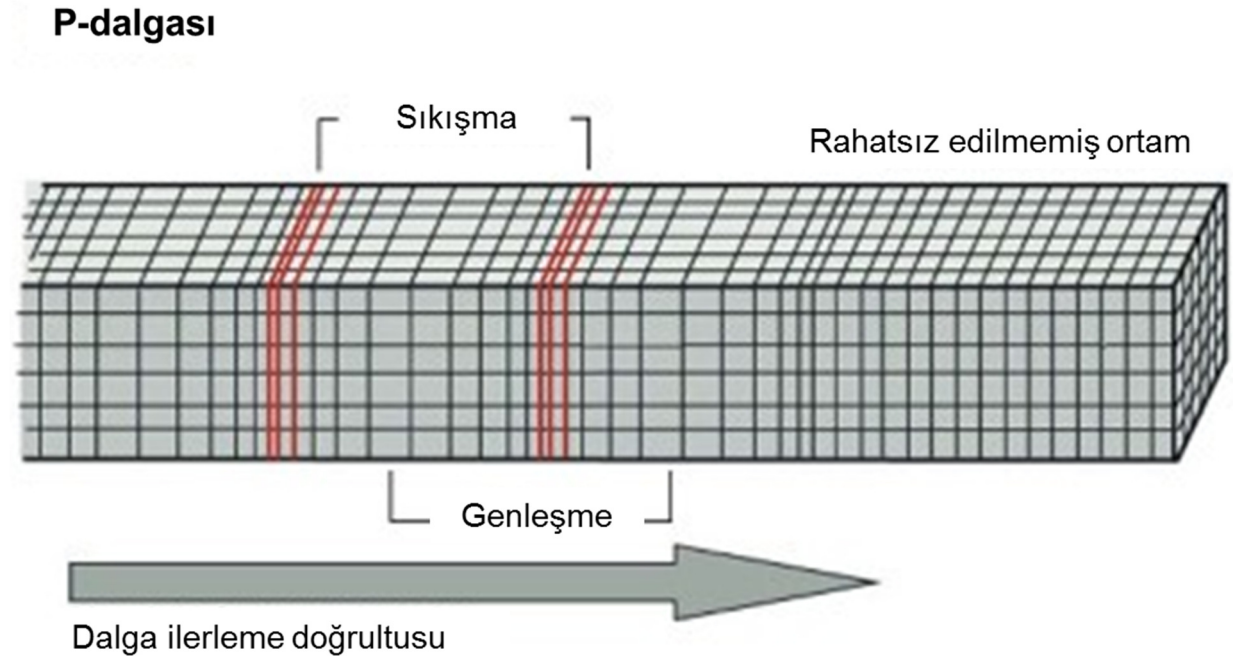
Madencilikte yer sarsıntısı, kayaçların patlatılmasından kaynaklanan sismik yer hareketleri olarak tanımlanabilir. Patlatma kaynaklı yer sarsıntıları, depresel dalgalar gibi jeolojik ortam içinde hareket ederler ve bir noktadan diğer noktaya ulaşan enerji transferini temsil etmektedirler. Patlatma ile açığa çıkan enerjinin bir kısmı, farklı frekanslı sismik dalgalar olarak patlama deliğinden tüm yönlere doğru yayılım gösterir. Oluşan bu sismik dalgalar enerjileri tükeninceye kadar yayılmaya devam ederler ve sonunda sönümlenirler (Olofsson 1988). Bu sönümlenmenin başlıca iki nedeni vardır. Bunlardan biri, kaya yapısının jeolojik ve fiziksel yapısı dolayısıyla gösterdiği direnç, diğeri ise dalganın kaynağından uzaklaştıkça geometrik olarak daha büyük alana yayılmasıdır (Erkoç 1990). Sismik dalga hareketi sırasında toplu bir hareket veya madde taşınması oluşmaz. Ortamı oluşturan parçacıklar, denge pozisyonlarında salınım ve dönme hareketine uğrarlar. Ortam boyunca herhangi bir yerdeğiştirme söz konusu değildir (Kahriman 1995).

Patlatma kaynaklı yer sarsıntıları incelenirken, bir jeolojik ortamda ilerleyen sismik dalga türlerinin anlaşılması gerekmektedir. Çünkü farklı dalga türleri farklı kuvvetler ile etkili olur ve farklı hasarlanma şekillerine neden olurlar. Jeolojik bir ortamda bir kaynaktan yayılan sismik dalgalar başlıca iki sınıfta toplanabilir. Bunlar;

1. Kayaç içerisinde ilerleyen cisim dalgaları,
2. Arazi yüzeyine yakın veya yüzeyinde ilerleyen yüzey dalgalarıdır.

Bir kaynaktan yayılan sismik dalgaların iki temel olgusu söz konusudur. Bunlardan en çok kullanılanı dalga yayılımı hızıdır. Dalga yayılım hızı, ortamın jeolojik ve fiziksel özelliklerine bağlı olarak değişmez bir elemandır ve uzaklıkla değişmemektedir. Kaya yapısı sağlamlaştıkça dalga yayılma hızı yüksek olmakta ve kayaların sınıflandırılmasında kullanılmaktadır. Bunun dışında; dalga yayılım hızı, sarsıntıyla zarar verme olayında önemli bir büyüklük olan dalga boyunu tayin etmede kullanılmaktadır (Erkoç 1990). Sismik dalgalar içlerinden geçtikleri kaya parçacıkları veya zemine göre değişik özellikler göstermektedirler. Bunun sonucu olarak da, gerek yer üstü gerekse yeraltı yapıları veya kaya kütlesi her dalga tipine göre farklı bir şekilde deforme olmaktadır.

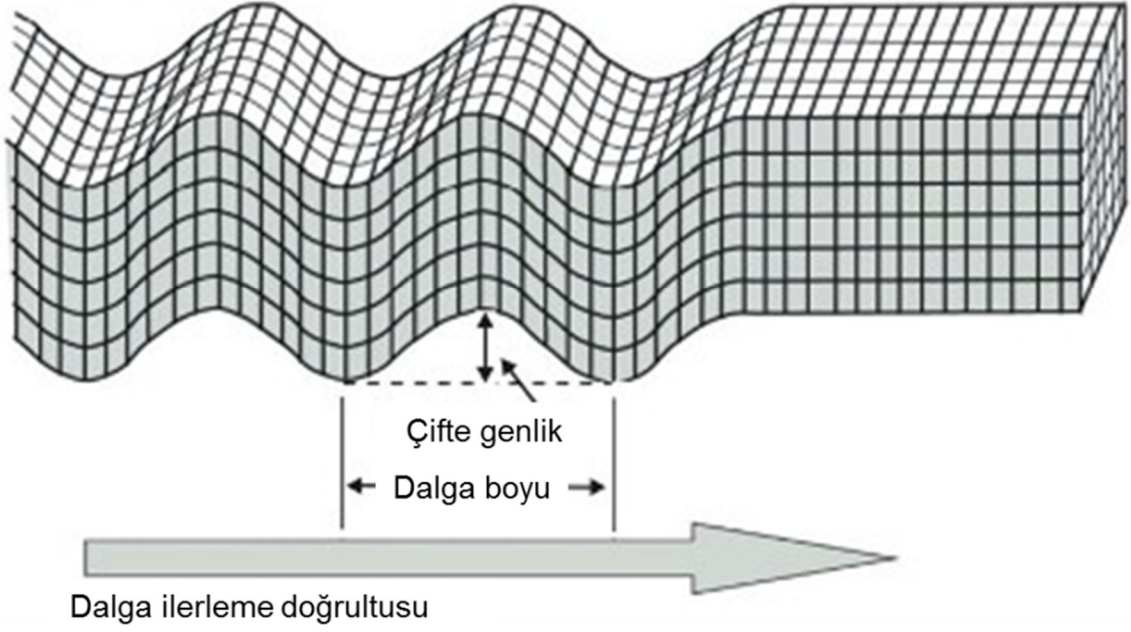
Cisim dalgaları, P dalgaları (dilatasyon veya basınç dalgaları) ve S dalgaları (şekil bozucu veya kesme dalgaları) olarak ikiye ayrılırlar. P dalgasında parçacık hareketi yayılma doğrultusuna paraleldir. Bu dalga, basınç ve genleşme (dilatasyon) meydana getirerek basınç dalgasının yönünde zemindeki parçacıklar içinde yayılır (Şekil 6.1). P dalgaları en hızlı dalgalardır ve içinden geçtikleri malzemenin hacimlerini değiştirir fakat şeklini değiştirmezler (Dowding 1992; Jimeno et al. 1995).



Şekil 6.1 P dalgasının bir ortam içerisinde oluşturduğu parçacık hareketi.

S dalgası, ikincil tür cisim dalgasıdır ve kesme dalgası olarak da adlandırılmaktadır. S dalgasında parçacık hareketi yayılma doğrultusuna diktir (Şekil 6.2) ve P dalga hızından daha yavaş bir hıza sahiptir. S dalgaları geçtiği ortamın şeklini değiştirir fakat yoğunluğunu değiştirmez.

## S-dalgası



Şekil 6.2 S dalgasının bir ortam içerisinde oluşturduğu parçacık hareketi.

P ve S dalgaları farklı hızlarda hareket etmelerine rağmen her ikisinin de hızları içinden geçtikleri jeolojik ortamın yoğunluğu ve katılığına bağlıdır (Eşitlik 6.1).

$$C = \sqrt{\frac{\text{Katılık}}{\text{Yoğunluk}}} = \sqrt{\frac{E_i}{\rho_r}} \quad (6.1)$$

Burada C, boyuna dalga hızıdır. P (basınç) dalgası yayılma hızı kesme modülü ve bulk modülüne bağlı olarak sonsuz, türdeş (homojen), eşyönlü (izotropik) ve elastik bir ortamda,

$$C_p = \sqrt{\frac{4/3G+K}{\rho_r}} = \sqrt{\frac{(1-\nu) \cdot E_i}{(1+\nu) \cdot (1-2\nu) \cdot \rho_r}} \quad (6.2)$$

biçiminde yazılabilir. Benzer koşullarda S (kesme) dalgası yayılma hızı ise sadece kesme (rijitlik) modülüne bağlı olarak,

$$C_s = \sqrt{\frac{G}{\rho_r}} = \sqrt{\frac{E_r}{2(1+\nu) \cdot \rho_r}} \quad (6.3)$$

şeklinde verilmektedir (Brady 1993). Burada,  $C_p$  ve  $C_s$  sırasıyla P ve S dalgası yayılma hızları, G kesme (rijitlik) modülü, K' bulk (sıkıştırılmazlık) modülü,  $E_i$  elastisite modülü,  $\nu$  poisson

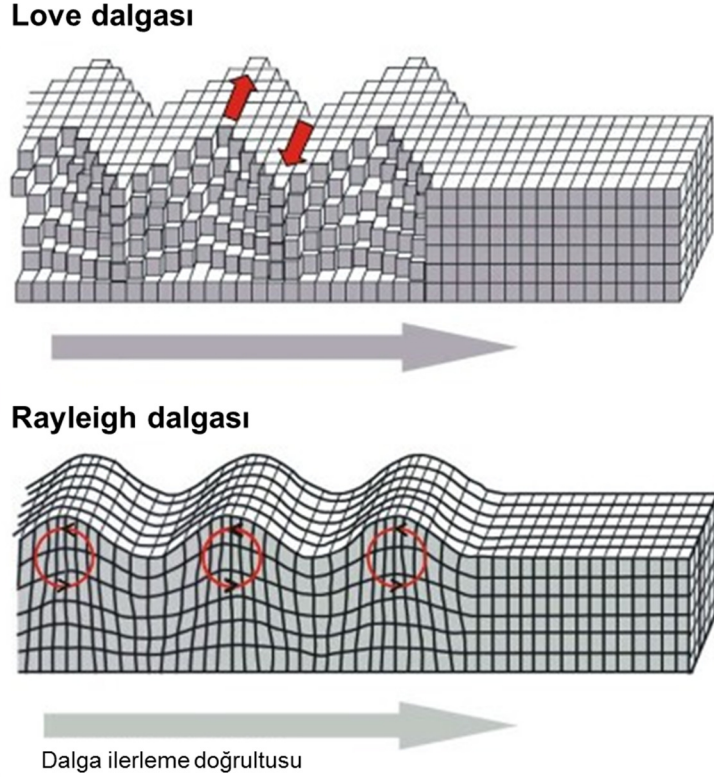
oranı ve  $\rho_r$  ortamın yoğunluğudur. Bu bağıntılardan yola çıkarak cisim dalgaları hızının, geçtikleri jeolojik ortamın katılığı arttıkça artacağı ve buna zıt olarak geçtikleri jeolojik ortamın yoğunluğu arttıkça düşeceği görülmektedir. P dalgasının yayılma hızı, yeryüzünde 1.5-8 km/s arasındadır. S dalgası genellikle P dalgasının hızının % 60-80'i kadar olup sıvı ortamda  $G = 0$  olduğundan S dalgaları sadece katı ortamda yayılmaktadırlar (Brady and Brown 1985).

Kayaç yapısında bulunan çok sayıdaki katmanlar ve süreksizlikler yansıma ve kırılma odakları oluşturarak yüzey dalgaları olarak isimlendirilen sismik dalgaların oluşmasına neden olur. Jeolojik yapıya bağlı olarak oluşan yüzey dalgaları çok çeşitli olmasına rağmen, yüzey dalgalarının başlıca iki önemli türü vardır. Bunlar Rayleigh dalgası ve Love dalgasıdır.

Rayleigh dalgası derinlikle birlikte hızlı bir şekilde sönümlenen bir yüzey dalgasıdır. P ve S dalgalarından daha yavaş bir şekilde yayılırlar. Rayleigh dalgaları, yayılma yönü ile aynı yönde ve düşey düzlemde eliptik olarak parçacık hareketi oluştururlar. Diğer bir ifadeyle parçacık hareketinin yatay ve düşey bileşenleri dalga yayılımı düzleminde oluşmaktadır. Hasar tanımında en önemli olan dalga tipi Rayleigh dalgalarıdır. Love dalgaları ise Rayleigh dalgalarından daha hızlıdır ve yatay ve daha çok yayılma doğrultusuna dik doğrultuda parçacık hareketi oluşturmaktadırlar (Şekil 6.3).

Rayleigh dalgasının yayılımı yaklaşık S dalgası hızında olmasına rağmen, Love dalgası yayılma hızı, yüzey tabakasındaki ve alt tabakadaki S dalgalarının yayılma hızları arasındaki bir değerde oluşmaktadır. Kaynak bölgesinden yayılan sismik dalgalar, geçiş yolu üzerindeki geometri ve malzeme özelliklerinden etkilenmektedir. P ve S dalgaları geçiş yolu boyunca farklı malzeme özelliklerine sahip tabakaların ara yüzeyleriyle karşılaştıklarında yansımakta veya kırılarak yansımaktadır. Bu dalgalar arasındaki farklılık nedeniyle enerji kaynağından çıkan dalgaların genliklerinde bölgesel bir artış veya azalışla sonuçlanabilmektedir. Geçiş yolundaki diğer düzensizlikler (yüzey topoğrafyası, süreksizliklerdeki ve malzeme özelliklerindeki değişimler, vb.) yansıma ve kırılıp yansıma olaylarını büyük bir karmaşıklığa sokmaktadır. Yüzey topoğrafyası ve yüzeye yakın tabakalanma da yüzey dalgalarının özelliklerini etkilemektedir (John and Zahrah 1987; Ak 2006). Rayleigh dalgası yayılma hızı  $C_R$ , yaklaşık olarak aşağıdaki eşitlikle verilebilir (Persson 1996);

$$C_R = C_S \frac{0.86+1.14\nu}{1+\nu} \quad (6.4)$$



Şekil 6.3 Love ve Rayleigh dalgalarının bir ortam içerisinde oluşturduğu parçacık hareketi.

Yukarıda bahsedilen dalga bileşenlerinin toplamdaki dalga enerjisine oranları göz önüne alındığında, Rayleigh dalgaları toplam sarsıntı enerjisinin %70-80'ini oluşturmaktadır. Başka bir ifade ile hasar yaratma riski en yüksek sarsıntı dalgaları bileşeni Rayleigh dalgalarıdır.

Yayılan sismik dalgalar farklı hızlarda seyahat ettiklerinden ve patlatmalarda gecikme aralıklarının sayısı fazla olabileceğinden, karmaşık hareketler meydana getirirler ve birbirlerini etkilerler. Bu nedenle üç yöndeki bileşenlerinin (boyuna, enine, düşey) de ayrı ayrı ölçülmesi gerekir.

Çevreye verilecek hasar açısından önem taşıyan bir diğer husus, sismik dalgaların ulaştıkları belirli bir noktada yarattıkları elastik deformasyonlardır (Langefors and Kihlström 1979). Bir kaya yapısı içerisinde patlatma yapıldığı zaman, patlatma noktasının hemen yanı başındaki bölgede kırılma ve kalıcı deformasyonlar oluşur. Patlatma şoku çevreye yayıldıkça enerjisini kaybeder ve artık kaya yapısı içerisinde sadece elastik deformasyonlara neden olabilir. Söz konusu elastik deformasyonlarda kaya yapısının fiziksel özelliklerine bağlı olarak sönmümlenerek yol alır.

Başlangıçta, standartlara yönelik olarak yerdeğiştirme miktarı ele alınmıştır. Daha sonraları, zamanın da önemli olduğu anlaşılmış ve parçacık hızına dayalı standartlar geliştirilmiştir. Bu arada parçacık ivmesi de dikkati çekmiş ve bazı kritik projelerde ivme ölçümleri de yapılmıştır. Ama zamanla parçacık hızı ölçümlerinin yeterli olduğu anlaşılmış ve hemen hemen tüm ülkelerde standartlar parçacık hızına dayalı olarak geliştirilmiştir.

## **6.2 YER SARSINTININ ÖZELLİKLERİNİ ETKİLEYEN DEĞİŞKENLER**

Titreşim özyapısal değerlerini etkileyen faktörler, patlatma sonuçlarını etkileyen faktörler ile hemen hemen aynıdır (Jimeno et al. 1995). Patlatma kaynaklı yer sarsıntısının oluşumu üzerinde etkili olan faktörleri genel olarak kontrol edilebilen faktörler ve kontrol edilemeyen faktörler olarak iki guruba ayırmak mümkündür. Kontrol edilebilen faktörler arasında gecikme başına patlayıcı miktarı, özgül şarj miktarı, patlayıcı türleri, ateşleme yönü, şarj boyu ve çapı, gecikme aralığı, delik eğimi, dilim kalınlığı, delikler arası mesafe sayılabilir. Kontrol edilemeyen faktörler ise topografya, örtü tabakasının tipi gibi bölgenin jeolojik ve jeomekanik özellikleri ve atmosferik koşullardır (Atlas Powder Company 1987).

### **6.2.1 Kontrol Edilemeyen Değişirgeler**

Sarsıntının yayıldığı ortam kayaç yapısının kendisidir. Dolayısıyla, sarsıntı dalgalarının kayaç yapılarının fiziksel ve jeolojik özelliklerine bağlı olarak yayılması doğaldır. Basit fizik kuralı olarak dalganın yayıldığı ortam ne kadar sağlam ve yoğun ise dalgalar o kadar uzağa, fazla sönümlenmeden ve hızlı bir şekilde yayılmaktadır. Bu kural kayaç yapıları için de geçerli bulunmaktadır. Hatta dalga yayılma hızı bazen öylesine sistematik bir grafik çizer ki, bazı makine yapımcısı firmalar dalga yayılma hızına bakarak bir kayaç yapısının sökülüp sökülemeyeceğini, sökülebildiği takdirde belirli güçteki dozerin ne kadar bir üretim yapabileceğini tahmin edebilmektedirler.

Sarsıntının yayılması konusunda ise, kayaç yapısı ne kadar sağlam ve yoğun ise sarsıntı dalgaları o kadar hızlı yayılmakta, sönümlenme az olmaktadır. Diğer bir deyişle, sarsıntı dalgaları daha uzak yerlere daha az sönümlenerek ulaşmaktadırlar. Böylesine kayaç yapıları iyi elastik özellikler taşıdığı için sarsıntı frekansları yüksek olmakta, uzaklıkla beraber frekans sönümlenmesi de daha az olmaktadır. Aksine, kayaç yapısının zayıf, yoğunluğunun düşük olması durumlarında sarsıntı dalgaları yavaş yayılmakta, daha çabuk sönümlenmekte, buna

karşın frekans düşük olmakta ve frekans sönümlenmesi de daha fazla olmaktadır. Sarsıntının denetimi açısından sağlam kayaçlar avantaj sağlarken, zayıf kayaçlar özellikle düşük ve çabuk sönümlenen frekans nedeni ile engel yaratmaktadır (İşçen 1995).

Homojen ve sağlam kayaç kütlelerindeki titreşimler tüm yönlerde eşit yayılım gösterirler. Fakat karmaşık jeolojik yapılarda dalganın yayılımı yön ile birlikte değişebilir. Sonuçta, dalganın sönümlenme indeksi veya dağılım yasaları yönlere göre farklılıklar gösterir.

Sağlam kayaçtan meydana gelmiş bir alt tabaka yumuşak bir örtü tabakası ile örtülü olduğunda, oluşan titreşimlerin frekansı ve şiddeti genellikle bundan etkilenecektir. Yumuşak zeminler genellikle sert kayaçlardan daha küçük bir deformasyon modülüne sahiptir. Bu nedenle dalganın yayılım hızı, yumuşak bir malzemede daha az olacaktır. Aynı zamanda titreşim frekansı da düşük değerlerde olacaktır. Ancak, yerdeğiştirme miktarı örtü tabakasının kalınlığına bağlı olarak önemli ölçüde artacaktır. Eğer örtü tabakası mevcut ise sarsıntıların büyüklüğü mesafe arttıkça hızlı bir şekilde azalır. Çünkü enerjinin büyük bir kısmı parçalar arası sürtünme ve onların yerdeğiştirmesinde kullanılır.

Patlatmaya yakın noktalarda titreşim nitelikleri, patlatma tasarımı değiştirgeleri ve geometrisi ile etkilenecektir. Patlatma noktasından uzak mesafelerde, tasarım ile ilgili faktörler daha az önemlidir. Bununla birlikte kayacın iletkenliği ile örtü tabakası, dalganın nitelikleri üzerinde daha büyük bir etkiye sahip olacaktır.

Yüzeydeki malzemeler (yumuşak örtü tabakası), dalganın daha uzun devam etmesi için dalga zincirlerini değiştirir ve bu malzemelerde daha düşük frekans değerleri meydana gelmesine neden olur. Bu nedenle, binalardaki hasar potansiyeli artış gösterir (Jimeno et al. 1995).

Sarsıntı dalgalarının kayaç yapıları içerisinde yayılmasını etkileyen diğer bir unsur da kaya yapısının jeolojik özellikleridir. Kayaç yapıları büyük bir çoğunlukla bünyelerinde makro veya mikro boyutta süreksizlikler içerirler. Kayaç yapısının jeolojik özellikleri sismik dalgalarının yayılmalarını şu şekilde etkiler (İşçen 1995).

- Süreksizlik sistematüğinde, süreksizliklere dik olarak yayılmakta olan sarsıntı dalgaları çok sayıda eklem geçtikleri için enerjilerini daha çabuk kaybederler ve daha çabuk sönümlenirler.

- Süreksizlik sistematüğinde, süreksizliklere paralel olarak yayılan dalgalar ise daha yavaş sönümlenir.
- Süreksizlik ve tabakalanma düzlemleri, dalga yayılması sırasında çok miktarda kırılma ve yansımalara yol açarak birden fazla ve değişik nitelikte dalgaların oluşmasına yol açar.
- Bazı antiklinal veya senklinal oluşumlar, fay düzlemleri, dalgaların yansımaları sırasında odaklanmasına ve beklenenden fazla şiddetle yayılmasına yol açabilmektedir.
- Su tablası kayaç yapılarının sismik iletkenliğini arttırdığı gibi, değişik yansımalara yol açarak beklenmeyen uzaklıklarda beklenmeyen genliklerde ölçümler alınmasına neden olabilirler.

## 6.2.2 Kontrol Edilebilen Değiştirgeler

Patlatmadan kaynaklanan sarsıntılar üzerinde etkili ve kontrol edilebilen önemli değiştirgeler aşığıdaki gibidir.

### 6.2.2.1 Gecikme Başına Şarj Miktarı

Gecikme başına şarj miktarı (W), titreşimlerin oluşumunu etkileyen en önemli faktördür. Titreşim şiddeti ve şarj arasındaki ilişki, pozitif yöndedir. Bu nedenle parçacık hızı (v) ve gecikme başına şarj miktarı arasındaki ilişki için aşığıdaki ifade yazılabilir:

$$v = W^a \quad (6.5)$$

ABD Madencilik Bürosu (USBM: United States Bureau of Mines) tarafından yapılan araştırmalar, (a) değerinin yaklaşık 0.8 olduğunu göstermektedir (Jimeno et al. 1995).

Gecikme başına patlatılan şarj miktarı ne kadar artar ise çevreye verilen sarsıntı da o denli fazla olmaktadır. Patlayıcı madde miktarını azaltmak için yeteri kadar gecikme aralığı kullanılmalıdır. Bunun yeterli olmadığı durumlarda, delik içerisindeki patlayıcı azaltılmalı,

patlatma tasarımı ona göre yapılmalıdır. Hatta daha küçük delik çaplarının kullanılması bile planlanmalıdır (İşçen 1995).

### 6.2.2.2 Patlatma Noktasından Olan Mesafe

Bir patlayıcı şarjının ateşlenmesiyle meydana gelen sismik dalgaların yayılım enerjisinin şiddeti, dalgalar kayaç içinde çok büyük hacimlere kadar ulaşması nedeniyle azalmaktadır. Bu, enerjinin geometrik sönümlenmesi olarak tanımlanır. Patlatma noktasından olan mesafe (R), titreşimlerin büyüklüğü üzerine büyük bir etkiye sahiptir. Mesafe arttıkça, aşağıdaki yasaya göre titreşimler sönümlenmektedir (Buradaki b değeri ABD Madencilik Bürosu tarafından yapılan araştırmalara göre 1.6 civarındadır) (Jimeno et al. 1995; Agioutantis et al. 2000);

$$v \propto \frac{1}{R^b} \quad (6.6)$$

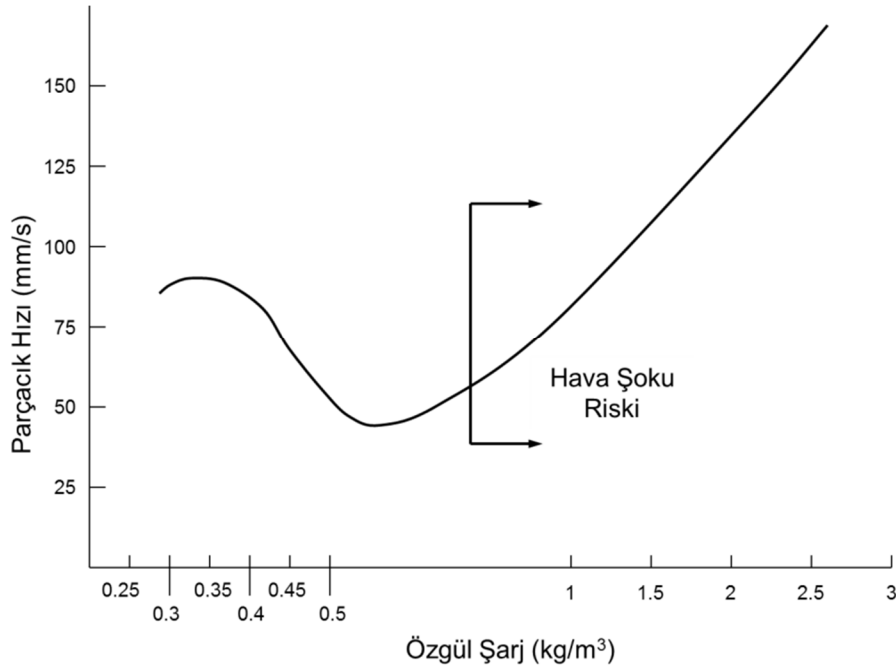
Mesafenin diğer bir etkisi, yüksek frekanslı dalga bileşenlerinin sönümlenmesi nedeniyledir. Zemin düşük frekansları geçiren bir filtre gibi hareket eder. Böylece, uzak mesafelerde yer sarsıntıları düşük frekans oranlarında daha fazla enerjiye sahip olurlar.

Doğada kayaç kütleleri elastik, izotropik ve homojen bir ortam oluşturmazlar. Aksine; plastik ve heterojen bir ortam söz konusudur. Bu durum, geometrik sönümlenmeye ilave olarak dalganın yayılımı sırasında enerji kayıplarını meydana getiren bir etkiye sahiptir. Bu tür bir sönümlenmenin birçok sebebi vardır ve hepsi de farklı derecelerde öneme sahiptir. Bunlar (Jimeno et al. 1995);

- Süreksizlik düzlemleri ve ara kristalli yüzeylerde göreceli bir hareketten dolayı sismik dalganın elastik olmayan ortamda yayılması,
- Akışkan bir ortamdan dolayı doymuş kayaçlarda sismik dalgaların sönümlenmesi,
- Sismik dalgaların çatlaklar içine akışı,
- Sismik dalgaların kayaçlar içinde meydana gelen büyük boşluklardan veya poroz kayaçlardan yansması,
- Değişik evrelere sahip sistemlerde sismik enerjinin emilimi vb. nedenler olarak sıralanabilir.

### 6.2.2.3 Özgül Şarj

Özgül şarj, bir metre küp kayacı parçalamak için kullanılan patlayıcı madde miktarını ifade etmektedir. Titreşim problemleri ile karşı karşıya kalındığında bazı mühendisler, patlatmanın özgül şarjını azaltmayı önerirler. Ancak gereğinden fazla azaltıldığı zaman titreşim şiddetinde artışlar meydana gelmektedir. Özgül şarj miktarı, uygun değerden % 20 daha azaltılarak patlatmalar kayıt edilmiş ve yer değiştirme ve enerjinin azlığı nedeniyle, patlayıcının zayıf dağılımı ve hapsolmesinin bir sonucu olarak, ölçülen titreşim seviyeleri olması gerekenden 2–3 kat daha yüksek çıkmıştır. Şekil 6.4’de özgül şarj miktarının titreşim şiddetine olan etkisi gösterilmiştir.



Şekil 6.4 Özgül şarj miktarının titreşim şiddetine olan etkisi (Jimeno et al. 1995).

### 6.2.2.4 Patlayıcı Türleri

Parçacık hızları ve kayaçlardaki gerilmeler arasında bir ilişki vardır. Bu orantılılık sabiti, kayaç ortamının özdirencidir. Buradan hareketle, daha az patlatma basıncı üreten patlayıcıların daha düşük titreşim seviyeleri üreteceğini söylemek mümkündür. Bu tür patlayıcılar ANFO gibi düşük yoğunluğa ve patlama hızına sahip patlayıcılardır. Aynı miktarda ANFO, daha yoğun patlayıcılarla veya alüminyum kaplı su jelleri ile karşılaştırıldığında, kaydedilen titreşim şiddeti, yüksek yoğunluklu patlayıcılara göre 2–2.4 katı daha düşük seviyelerde olmuştur.

### 6.2.2.5 Gecikme Aralığı

Patlatma deliklerinin ateşlenmesi sırasında verilen gecikme, standart gecikme veya etkili gecikme aralığı olarak ifade edilebilir.

Etkili gecikme aralığı; ardışık periyotlarla ateşlenen patlatma deliği vasıtasıyla meydana gelen sinyallerin varış aralıklarının farkı anlamına gelirken, standart gecikme aralığı standart infilak zamanları arasındaki farktır. Tek sıralı deliklerin olduğu basit bir durumda şu değiştirgeler aşağıdaki eşitlik ile ilişkilendirilir;

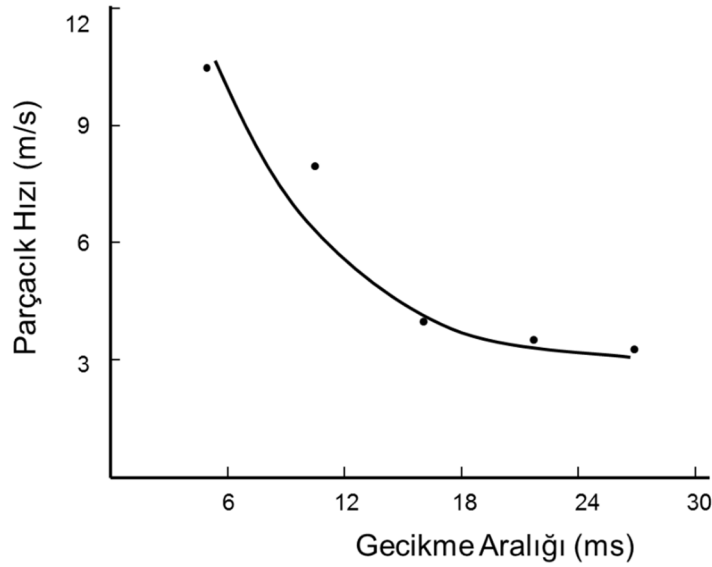
$$t_e = t_n - \frac{S_d \cdot \cos\phi}{C} \quad (7.7)$$

Burada;  $t_e$  etkili gecikme aralığı,  $t_n$  standart gecikme aralığı,  $S_d$  delikler arası mesafe,  $C$  sismik dalgaların yayılım hızı ve  $\phi$  başarılı olarak ateşlenen delikler ve ölçüm cihazının pozisyonu arasındaki açıdır (Jimeno et al. 1995).

Patlatma tekniğinde gecikme kullanıldığında, kaya yapısına belirli aralıklar ile darbe verilmektedir. Ancak, her darbe yeterli büyüklükte olduğu zaman yapılara zarar vermek söz konusu olmamaktadır. Burada gecikme aralıklarının doğru seçilmesinde büyük yarar vardır. Gecikme aralığı uygun olursa, dalgaların birbirlerini yakalayarak sönümlenmesi mümkün olmaktadır. Tersine, gecikme aralıkları uygun olmaz ise bu sefer dalgaların üst üste binerek büyümesi (süperpoze) ve genliklerin artması durumu yaratılmaktadır. Eğer gecikme aralığı gereğinden fazla verilir ise, dalgaların birbirlerini yakalaması söz konusu olmamakta, her delik kendi genliği kadar etkili olmaktadır. Yapılması gereken uygun aralıkların yakalanarak dalgaların birbirlerini sönümlemesinin sağlanmasıdır (İşçen 1995).

Bir patlatma işleminde, patlatma delikleri arasında uygulanan gecikme ve bu gecikmenin değeri sismik dalgaların şiddeti üzerinde önemli bir etkiye sahiptir. Sismik dalgaların birbiri üzerine binerek daha büyük bir dalga meydana getirmesini önlemek amacıyla, tercih edilmesi gereken minimum gecikme aralığının tespit edilmesi konusunda ilk çalışmalar, Duvall vd. (1963) tarafından yapılmıştır. Onlar, kireçtaşı ocağında yaptıkları çalışmalardan elde ettikleri sonuçlara göre, 8 ve 9 milisaniye gecikme aralığının sismik dalgaların sönümlenmesi için yeterli olduğunu bulmuşlardır. Daha sonra Langefors ve Kihlstrom (1963), 8–9 ms değerinin

üç katından daha fazla bir gecikme aralığının, sismik dalgaları sönümleyebileceğine dikkat çekmiştir. Linehan ve Wiss (1980) ise yer sarsıntılarının üst üste binerek büyümesini ortadan kaldırmak için ardışık olarak delikler arasına 17 ms gecikme aralığının verilmesini önermişlerdir. Diğer bir çalışma da Nobel firması tarafından yapılmış ve sıralı patlatmalarda, delik başına şarj yükü 25 ms aralıklarla ateşlendiğinde, maksimum yer sarsıntısı seviyelerinde olumlu gelişmelerin gözlemlendiği onaylanmıştır (Şekil 6.5) (Jimeno et al. 1995). Yapılan araştırmalardan da görüldüğü gibi, sönümleme olayı 20–40 ms gecikme aralıklarında olabilmektedir. Bu nedenle yüzey patlatmaları için üretilen gecikme elemanları bu aralıklarda yapılmaktadır. Ülkemizde Makine Kimya Endüstrisi Kurumu'nun elektrikli kapsülleri 30 ms aralığında üretilmektedir (İşçen 1995).



Şekil 6.5 Gecikme aralığının maksimum yer sarsıntısına olan etkisi (Jimeno et al. 1995).

Belirlenen bir noktada yer sarsıntıları ve şok dalgalarının büyüklüğü, patlatma yerinden bu noktaya olan mesafe ve ateşlenen patlayıcının miktarı ile değişir. Gecikmeli kapsüllerin kullanıldığı patlatmalarda, patlatmada kullanılan toplam patlayıcı miktarı değil gecikme başına kullanılan maksimum şarj miktarı titreşim şiddetini etkileyen en önemli etkiye sahiptir. Gecikmeli kapsüller, patlatma deliklerini farklı gruplara ayırarak, oluşan dalgalara olumlu müdahaleler ile titreşimlerin şiddetini azaltma yönünde etki yapmaktadır. Belirli gecikme aralığına sahip kapsüllerle bir atımda delikler arasına gecikme uygulandığında, gecikme başına kullanılan şarj miktarı genellikle toplam şarj miktarından çok az seviyede olmaktadır. Bu nedenle, gecikme başına kullanılan şarj miktarını belirlemek için, aynı gecikme aralığı olan kapsüllerle yapılan şarjların toplam miktarı hesaplanmalıdır.

### 6.2.2.6 Patlatmaların Geometrik Değiştirgeleri

Patlatmaların geometrik değiştirgeleri, patlatma ile meydana gelen titreşimler üzerine önemli bir etkiye sahiptir. Bu değiştirgelerden bazıları şunlardır;

- Delik çapı ( $d_h$ ): Delik başına patlayıcı madde miktarı, çapın karesi ile orantılı olduğundan ve dolayısıyla kullanılacak patlayıcı miktarında çok fazla artış meydana geleceğinden, delik çapındaki artış yer sarsıntılarının etkileri açısından olumsuzdur.
- Basamak yüksekliği ( $H_b$ ): Sınırlı şarj yapılabileceği için, iyi bir parçalanma ve tırnak problemlerini ortadan kaldırmak için mümkün olan her durumda  $H_b/B_d > 2$  ilişkisi korunmalıdır ( $B_d$ ; dilim kalınlığı).
- Dilim kalınlığı ( $B_d$ ) ve delikler arası mesafe ( $S_d$ ): Delik içerisinde patlayan patlayıcı maddenin ana görevi kayaç yapısını kırmaktır. Bununla beraber enerjisinin bir miktarı ses olarak, bir kısmı da sismik enerji olarak çevreye verilmektedir. Eğer deliğin önündeki kütle yani dilim kalınlığı uygun ayarlanmış ise, patlayıcı madde önünde bulunan kaya yapısını kırar ve belirli bir mesafeye öter. Bu arada gaz drenajı nedeni ile enerjisinin bir kısmını da ses enerjisi olarak atmosfere verir. Kütle gereğinden az verilmiş ise ses enerjisi artar, kırılma ve sismik enerji azalmış olur. Kütlenin gereğinden fazla olması durumunda ise ses enerjisi azalır, kırma enerjisi değişmez kalırken sismik enerji arttırılmış olur. Bu nedenle deliklerin kütle mesafelerinin yani delik geometrisinin doğru hesap edilmesi gerekir.
- Tırnak payı: Gereğinden fazla tırnak payı bırakıldığında, taban kısmında kayaç hareketi ve parçalanması için daha az miktarda enerji çalışır. Bu, patlayıcı enerjisinin çok büyük bir yüzdesinin yer titreşimlerine dönüştüğü anlamına gelir. Aynı zamanda tırnak payının fazla bırakılması gereğinden fazla delik delmeyi gerektirdiğinden ve fazla patlayıcı kullanıldığından gereksiz bir masraftır ve taban düzensiz kalır.
- Sıkılama: Sıkılama yüksekliği çok fazla ise parçalanma problemleri meydana gelir. Ayrıca patlayıcı gazların hapsedilmesi artar ve titreşim seviyeleri daha yüksek olur.

- Patlatma deliği eğimi: Eğimli patlatma delikleri, taban seviyesinde enerjinin daha iyi kullanılmasına hatta titreşimlerin azalmasına yardımcı olur.

Tüm bu nedenlerden dolayı, yer sarsıntıları ile ilgili şikayetlerin söz konusu olduğu yerlerde, ölçümlerin değerlendirilmesi bu bilgilerin ışığı altında yapılmalıdır (Jimeno et al. 1995).

### 6.2.2.7 Frekansın Etkisi

Kontrol edilebilen değişkenlere bağlı olarak oluşan parçacık hızı önemli bir hasar göstergesidir. Ancak patlatma kaynağından uzaklaştıkça, sarsıntının özellikleri ve niteliği daha çok yer sarsıntısı dalgasının iletiği kaya veya zemin ortamının özelliklerinden etkilenir. Sonuç olarak arazi özellikleri ve yer sarsıntısının frekansı da hasar oluşumunda önemli ve tayin edici etmenlerdir (Dowding 1985). 10 Hz değerinin altındaki frekanslar kayalarda ve zeminlerde büyük yerdeğişimler ve yüksek düzeyli birim deformasyonlar oluşturduğu için hasar olasılığını da artırır (Siskind 1980). Atımın yapıldığı bölgedeki ev, mesken gibi yapıların durumu (ilgili formasyon üzerinde atılan temelleri) göz önüne alındığında yerdeğiştirme değerinin belirli değerleri aşmaması gerekir. Bu aşılmaması gereken yerdeğiştirme sınır değerleri farkı yapı türleri için Çizelge 6.2’de verilmiştir.

Çizelge 6.2 Yapılaşma durumuna göre yerdeğiştirme sınır değerleri (Erçiktı vd. 2004b).

Yapı Tipi	Yerdeğiştirme Sınırı (mm)
Manevi ve yüksek değerde yapılar	
Maden kuyuları ve tarihi yapılar	0.10
Zayıf şartlardaki evler	
Birbirine çok yakın olan evler	0.20
Tek başına ev	0.40
Çelik konstrüksiyonlu yapılar	0.76

Patlatmalardaki en kritik durum zemindeki uyarıcı dalga frekansının, bir veya iki katlı binalarda genellikle 5-10 Hz arasında değişen bina özyapısal (karakteristik) frekansına eşit veya ondan biraz büyük olduğunda oluşur. Bu durumda bina rezonansa girer ve zemindeki uyarıcı dalga geçip gittiği halde bina sarsılmaya devam eder. Bina rezonans halindeyken, parçacık hızı sınır değerlerin altında ise binada hasar oluşmaz ama kişiler rahatsız olur. Eğer bina rezonans

halindeyken parçacık hızı da yeterli büyüklükte ise binada hasar oluşur (Bilgin vd. 1999). Tezel'in (2003) rapor ettiği gibi, patlatma işleminin binalarda rezonans oluşturmaması için patlatma süresinin (başlangıç ile en son patlayan delik arasındaki süre) 1000 ms'nin altında kalmasına dikkat edilmelidir.

### 6.3 YER SARSINTISININ ÖLÇÜLMESİ

Çoğu araştırmacı; tipik patlatmaların, geometrik ve jeolojik şartlardaki değişimler nedeniyle, en iyi yer sarsıntısı tahmin şeklinin, gerçek atımların gözlemlenmesi sonucu elde edilebileceğini belirtmişlerdir (Erçikdi vd. 2004a). Patlatma ile oluşan yer sarsıntıları, taşıdıkları enerji düzeyi oranında hasara neden olurlar. Bir kaynaktan yayılan sismik dalganın enerji düzeyini ölçmek için aşağıda verilen değiştirgelerden yararlanılır;

1. Yerdeğiştirme (mm)
2. Parçacık hızı (mm/s)
3. Parçacık ivmesi ( $\text{mm/s}^2$ )
4. Dalga frekansı (Hz)
5. Dalga yayılma hızı (m/s)

Patlatma çalışmalarından kaynaklanan yer sarsıntıları kısa süreli (gelip-geçici) ve düzensiz yer hareketleridir. Dalga hızı kayaların fiziksel ve jeolojik özellikleri gibi değişmez bir elemandır ve hasar ölçütlerinin belirlenmesinde kullanılmaz. Yer sarsıntısının ölçümü amacıyla üretici firmalar tarafından sarsıntı ölçer cihazlar (sismograflar) geliştirilmiştir. Bu cihazlar yer sarsıntısının bir noktada meydana getirdiği hareketi dalga formunda kayıt edebilmekte ve yukarıda verilen elamanların sayısal değerlerini tespit edebilmektedir. Jeolojik ortamdaki bir parçacığın hareket hızına parçacık hızı denir. Parçacık hızı sıfırdan başlar, en yüksek değerine ulaşır ve giderek sönümlenir. Yer sarsıntısı incelemelerinde en önemli özelliklerden biri, en yüksek parçacık hızıdır. Çünkü en yüksek hız değeri ne kadar büyük ise binalarda o denli yüksek hızla sallanır. Frekans ( $f$ ) ise, zemindeki bir parçacığın bir saniyede kaç kez (devir/saniye) sarsıldığını gösterir (Bilgin 2003). Frekans Hertz (Hz) birimi ile ifade edilir. Yer sarsıntısının özellikleri ve niteliği, patlatma yerine yakın kesimlerde daha çok patlatma değiştirgeleri, özellikle bir seferde ateşlenen patlayıcı miktarı, ateşleme aralığı (gecikme süresi) ve bir yere kadarda ateşleme yönünden etkilenir (Siskind et al. 1980). Başka bir deyişle bu etmenlere bağlı olarak oluşan parçacık hızı önemli bir hasar göstergesidir. Ancak patlatma

yerinden uzaklarda, sarsıntının özellikleri ve niteliği daha çok yer sarsıntısı dalgasının iletiildiği kaya veya zemin ortamının özelliklerinden etkilenir (Siskind et al. 1980; Bilgin vd. 1998). Yani arazi katsayıları ve yer sarsıntılarının frekansı da hasar oluşumunda veya oluşmamasında önemli ve tayin edici etmenlerdir.

Ölçüm cihazları ile patlatmalar sonucu oluşan yer sarsıntısının uzunlamasına, yanlamasına ve dikey olmak üzere üç ayrı ekseninde parçacık hızı, frekansı, ivmesi, yerdeğiştirme ve zaman aralığı ölçülebilmektedir. Ayrıca üç ayrı eksenindeki dalga formu kayıt edilebilmektedir. Genel olarak patlatmalar sonucu oluşan titreşimlerin aralık değerleri Çizelge 6.3’de verilmiştir.

Çizelge 6.3 Patlama sonucu oluşan yer sarsıntılarının genel değerleri (Dowding 1985).

		En Düşük	En Yüksek
Yerdeğiştirme	(mm)	$10^{-4}$	10
Parçacık hızı	(mm/s)	$10^{-4}$	$10^3$
Parçacık ivmesi	(mm/s <sup>2</sup> )	10	$10^5$
Kayıt süresi	(s)	0.5	2
Frekans	(Hz)	0.5	200
Dalga boyu	(m)	30	1500

Binalara verilen hasarda, tek başına sarsıntıların taşıdıkları enerji düzeyi sorumlu olmamaktadır. Bu olayda binaların yapım tekniği, boyutları kadar üzerinde oturtuldukları zemin özellikleri de etkin olabilmektedir. Bu nedenle sarsıntıya bağlı hasar etütlerinde çok kapsamlı çalışmak gerekmektedir. Hasar etütlerinde batılı ülkelerde saptanmış sınır değerler bulunmaktadır. Ülkemizde bu konuyla ilgili yasal düzenlemeler yapılamadan önce, USBM ve OSMRE (OSMRE: US Office of Surface Mining Reclamation and Enforcement) ölçütleri hem en yüksek parçacık hızını hem de frekansı ( $f$ ) göz önüne aldıkları için genellikle bu konuda yapılan çalışmalarda sonuçları yorumlamak için seçilmişlerdir. Bununla birlikte, ülkemizde ilk kez 01.07.2005 tarih ve 25862 sayılı Resmi Gazete’de yayımlanan ‘Çevresel Gürültünün Değerlendirilmesi ve Yönetimi Yönetmeliği’nde bu konuya yönelik sınırlamalar getirilmiştir. Takip eden bölümde patlatma kaynaklı yer sarsıntısı için önerilen hasar ölçütleri detaylı olarak anlatılacaktır.

## 6.4 YER SARSINTISININ YOL AÇTIĞI HASAR ÖLÇÜTLERİ

Patlatma kaynaklı sarsıntıların çevre yerleşim yerlerine olan etkilerinin belirlenmesi ve minimize edilmesinde kullanılan yöntemler; sismografla en yüksek parçacık hızlarının belirlenmesi, patlatma ile ölçüm alınan yer arasındaki güzergah için arazi katsayılarının saptanması, sarsıntının yayılma kuralını belirleyen deneye dayalı (görgül) formülün bulunması ve bu formül kullanılarak yapılan patlatmalar için mesafeye bağlı olarak bir seferde güvenle ateşlenebilecek en yüksek patlayıcı madde miktarlarının saptanması şeklindedir (Siskind et al. 1980; Anderson et al. 1982; Dowding 1985; Siskind et al. 1989; Muller and Hohlfeld 1997; Hoshino et al. 2000; Siskind 2000; Persson et al. 2001; Tripathy and Gupta 2002; Adhikari et al. 2004).

Patlatma kaynaklı yer sarsıntısı konusunun giderek artan önemine bağlı olarak, çeşitli ülkelerde, birbirine benzeyen düzenlemeler yapılmıştır. Ülkemiz madenciliği için, patlatma kaynaklı titreşimleri sorgulayacak bir düzenleme henüz yapılmamıştır. Bu nedenle, değerlendirmelerde batılı ülkelerin (ABD, Almanya vd.) normları esas alınmaktadır. Bu normlarda, patlatma kaynaklı hasarların incelenmesi sırasında, patlatma sonucu oluşan sarsıntıların parçacık hızı değerlerine başvurulmaktadır. Aynı zamanda, bahsi geçen normlardaki konuyla ilgili düzenlemelerde, parçacık hızı büyüklüğü esas olarak alınmakta ve yine bu değerler, yalnız başlarına kullanılmayıp, frekansları bakımından da incelenmektedirler (Rosenthal and Morloc 1987).

Madencilik uygulamalarında patlayıcıların keşfedilmesinden ve geliştirilmesinden bu yana, çeşitli türdeki yapılar üzerinde patlatmadan kaynaklanan hava şoku ve yer titreşimleri problemleri daima var olmuştur. Patlatma sonucu oluşan yer sarsıntılarının yol açtığı hasarın tanımı konusunda birçok çalışma yapılmıştır. Bu bölümde bu çalışmalara yer verilmiştir.

Patlatma kaynaklı titreşimler ve titreşimlerin yapılar üzerindeki etkileri üzerine ilk incelemelerden biri Rockwell (1927) tarafından yapılmıştır. Bu çalışmada, şarj miktarı ve mesafenin bir fonksiyonu olarak titreşimlerin büyüklüğünü belirlemek için patlatma kaynaklı titreşimlerin ölçülmesi gerekliliğini vurgulamıştır. Kısaca, yapılar için hasar ölçütü fikri geliştirilmiş ve daha sonra da 0.08 santimetreden daha az bir yerdeğiştirme miktarı, emniyetli olarak dikkate alınmıştır (Duvall and Devine 1972).

USBM, 1935–1942 yılları arasında taş ocaklarında yapılan patlatmaların sismik etkileri ve problemleri üzerine geniş bir araştırma başlatmıştır. (Thoenen and Windes 1942). Bu araştırma sonucunda “Seismic Effects of Quarry Blasting” (taş ocağı patlatmalarının sismik etkisi) isimli 442 nolu Bülten çıkartılmıştır. Bülten 442’de özetlenen bu çalışmalar, deneysel verilere dayanılarak oturan binalar için hasar ölçütlerinin saptandığı ilk temel çalışmadır. Bu çalışmaya göre; ölçülen ivme 0.1 g’den az ise güvenli, 0.1 g - 1 g arasında tehlikeli, 1 g’den büyük ise zarar verici olarak kabul edilmektedir (g: yer çekimi ivmesi).

Patlatma kaynaklı yapı hasarlarının incelenmesine yönelik daha sonraki en önemli katkı, Crandell (1949) tarafından yapılmıştır. Crandell (1949) çalışmasında, enerji oranı fikrine dayanan bir hasar ölçütü belirlemiştir. Enerji oranı formülü aşağıda görüldüğü gibidir.

$$ER = \frac{g^2}{f^2} \quad (6.8)$$

Burada, ER enerji oranı, g en büyük ivme değeri (mm/s<sup>2</sup>) ve f saniyedeki titreşim frekansdır (Hz). Enerji oranı, 3’ün altında ise emniyetli, 3–6 arasında ise dikkatli olunması gerektiği ve 6’dan büyük ise hasar meydana gelebileceği anlaşılmaktadır (Hopler 1998).

Edwards ve Nothwood’un (1959) Kanada’da yaptıkları araştırmalar sonucunda parçacık hızına bağlı hasar tahmini yapmışlardır. Bu hasar sınır değerleri Çizelge 6.4’de verilmiştir.

Çizelge 6.4 Parçacık hızı hasar düzeyleri (Edwards and Northwood 1959; Arpaz’dan 2000).

Parçacık Hızı (in/s)	Parçacık Hızı (mm/s)	Hasar
< 2	≤ 50.8	Hasar yok
2-4	50.8-101.6	Uyarı düzeyinde
> 4	> 101.6	Yüksek hasar

Langefors ve Kihlström (1963) yaptıkları bir çalışmada, hasar ölçütünün yer sarsıntısının parçacık hızına dayandırılması gerekliliğini belirtmişlerdir. Farklı dayanım niteliklerine sahip jeolojik yapılar için dört ayrı hasar ölçütü seviyesi belirlemişlerdir. Geliştirdikleri parçacık hızı ve yapı hasar gözlemlerine dayalı hasar ölçütü Çizelge 6.5’de verilmiştir (Persson et al. 2001).

Çizelge 6.5 Yapıların altındaki malzeme türüne göre parçacık hızı hasar düzeyleri (Lanfegors and Kihlström 1963; Persson et al'den, 2001).

Parçacık hızı (mm/s)			
Kum, çakıl, kil	Slate, yumuşak kireçtaşı	Granit, Gnays, Sert kireçtaşı, Diyabaz	Hasar
18	35	70	Hasar yok
30	55	110	İnce yüzey çatlakları ve sıva dökülmesi
40	80	160	Duvarlarda çatlaklar
60	115	230	Tehlikeli çatlaklar

Olofsson (1988) parçacık hızını, basınç dalgası yayılma hızı ve formasyon cinsine göre binada meydana gelebilecek hasar düzeylerini sınıflandırmıştır. Çizelge 6.6'da standart konutlar için normalde izin verilebilen ve potansiyel hasar riskinin değerlendirilmede kullanılan yer sarsıntısı değerleri gösterilmektedir.

Çizelge 6.6 Parçacık hızı hasar düzeyleri (Olofsson 1988).

Dalga Hızı (m/s)	1000-1500 Kum, Kil	2000-3000 Slate, Yumuşak kireçtaşı	4500-6000 Granit, Gnays, Kuvarsit, Kumtaşı, Diyabaz	Tipik Evsel Yapılardaki Hasar
Parçacık Hızı (mm/s)	9	18	35	Görünen bir çatlama yok
	13	25	50	
	18	35	70	
	30	55	100	İnce çatlamlar ve sıva düşmesi
	40	80	150	Önemli çatlaklar
	60	115	225	Tehlikeli çatlaklar

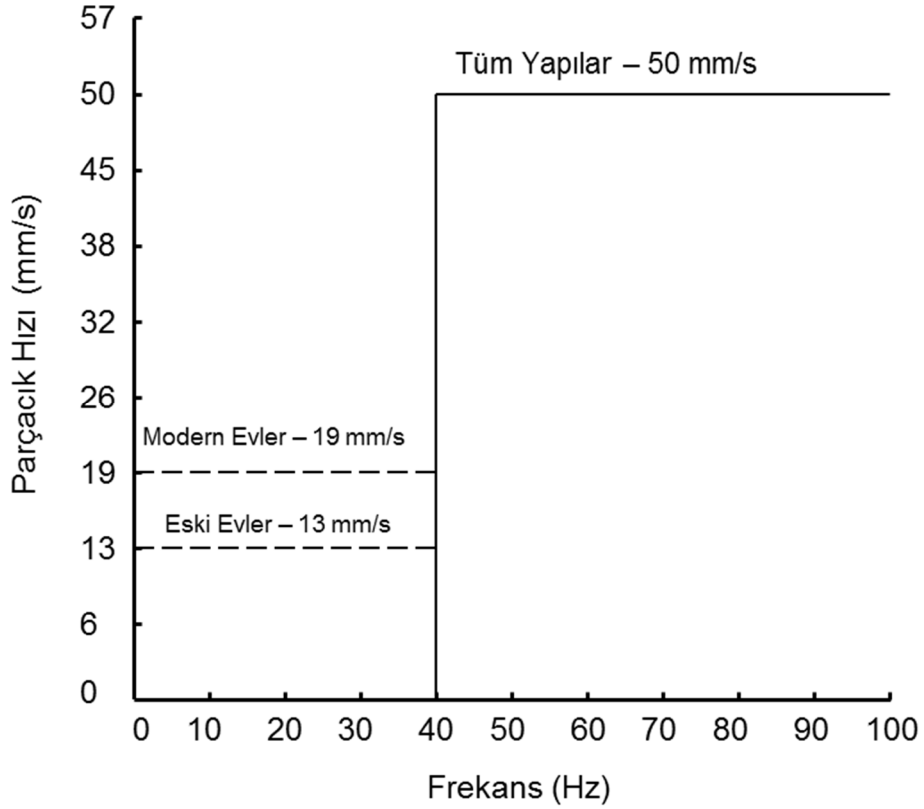
Hoek ve Bray (1981) Duvall ve Fogelson'nun (1962) ve Lanfegors ve Kihlström'ün (1963) çalışmalarından yaptıkları derlemelerinde 51 mm/s temel alındığında, eski binalarda bile olabilecek maksimum hasarın % 5'den fazla olamayacağını belirtmişlerdir. Ayrıca, değişik en yüksek parçacık hızı değerleri ile yaptıkları hasar ilişkisi Çizelge 6.7'de verilmiştir.

Çizelge 6.7 Parçacık hızına bağlı hasar değerlendirmesi (Hoek and Bray 1981).

Parçacık Hızı		
in/s	mm/s	Hasar Tanımı
2	50	Zarar alt sınırı veya yapılara hatta eski binalara bile çok az hasar (% 5'den az)
5	130	Hafif hasarlar, sıva çatlama veya dökülmesi, ciddi şikayet başlangıcı
12	300	Tahkimat yapılmamış tünellerde kaya düşmeleri
25	640	Kayada çatlama başlangıcı
100	2540	Kayanın tamamının kırılıp parçalanması

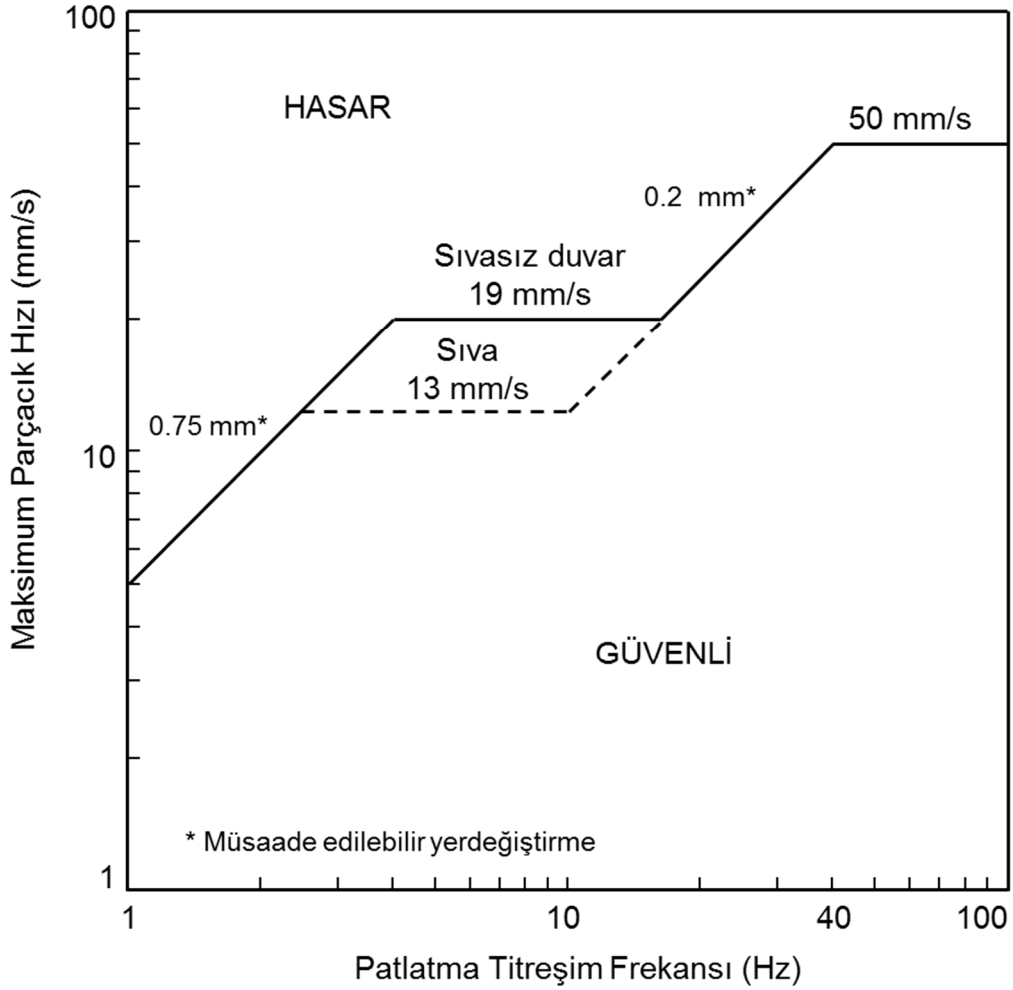
USBM, açık ocak patlatmalarından kaynaklanan yer sarsıntısının yapılara olan etkisi ve zararlarını belirlemeye yönelik çalışmalar yaptırmıştır. Siskind vd. (1980) tarafından gerçekleştirilen bu çalışmanın sonuçları kısaca şu şekilde özetlenebilir (Siskind et al. 1980)

- Parçacık hızı halen en iyi yer sarsıntısı tanımlama aracıdır.
- Düşük frekanslı ( $\leq 40$  Hz) patlatmalarda hasar verme potansiyeli, yüksek frekanslı ( $\geq 40$  Hz) patlatmalardan daha fazladır.
- Bina inşaat tipleri, beklenen hasar seviyesi ne minimum etki eden bir faktördür. Alçı panellerden oluşan iç duvarlar, eski tahta kalas üzeri sıva kaplamalı duvarlara göre titreşim zararına karşı daha dayanıklıdır.
- Pratik olarak düşük frekanslı yer sarsıntılarını yaratan patlatmalar için emniyet sınırı; modern alçı pano duvarlı evler için 19.05 mm/s, tahta kalas üzeri sıva duvarlı evler için 12.7 mm/s'dir. 40 Hz üzeri frekanslarda tüm evler için emniyetli parçacık hızı, en büyük 50.80 mm/s olarak tavsiye edilir (1 in/s = 25.40 mm/s) (Şekil 6.6).



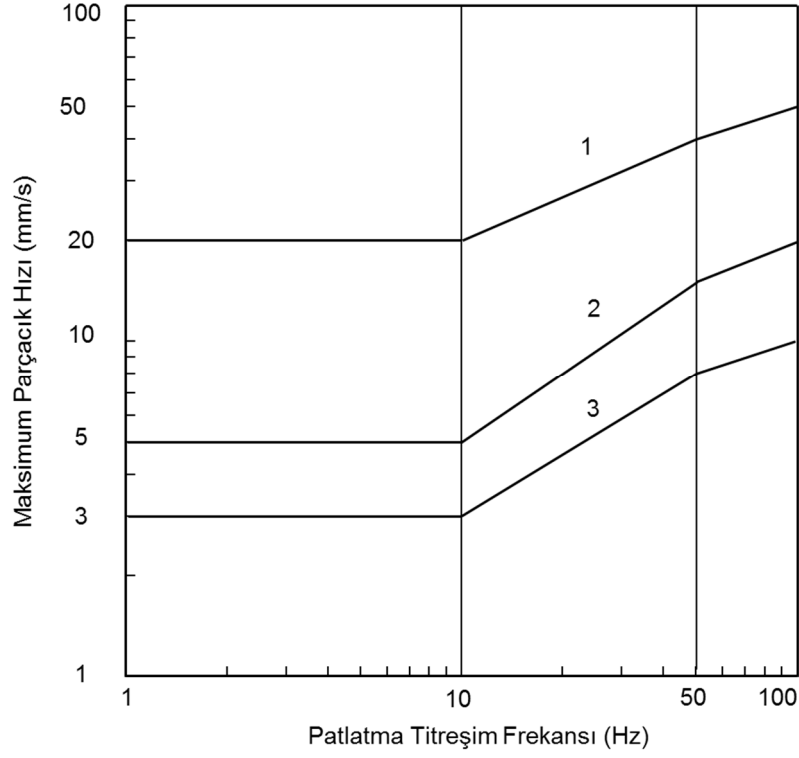
Şekil 6.6 USBM'in önerdiği emniyetli titreşim seviyeleri (Siskind et al. 1980).

Ayrıca USBM tarafından hem yapılarda ölçülmüş titreşim katlamalarını, hem de tahribat özelliklerini kullanan, alternatif olarak tavsiye edilen patlatma seviyesi ölçütleri geliştirilmiştir. “Alternatif Hasar Analizi” olarak adlandırılan bu yöntem, daha düzgün bir hasar ölçütüdür. Bu alternatif patlatma hasar ölçütü, frekans oranları üzerine denk gelen yerdeğiştirme ve hız değıştirgelerini göz önüne almaktadır (Konya and Walter 1991). Bu hasar ölçütü Şekil 6.7’de gösterilmiştir. Fakat hem hareketi hem de hızı içine alan daha sıkı bir ölçüme ihtiyaç gösterir. Bu sistem 40 Hz altında en iyi tahribat ölçütünün, frekansın bir fonksiyonu olarak maksimum parçacık hızı olduğunu göstermektedir (Arpaz 2000). Şekildeki grafik çizgisinin herhangi bir yerinde; altında kalan belirli bir baskın frekansa karşılık gelen herhangi bir parçacık hızı emniyetli kabul edilmektedir. Grafik çizgisinin herhangi bir kesiminin yukarısında kalan değerler, bina tahribatı ve insanlara zarar verme riskini arttırmaktadır. Grafiğin yorumundan da anlaşılabilceği gibi, titreşim frekansı arttıkça belirli değerdeki bir parçacık hızının hasar riski önemli ölçüde azalmaktadır.



Şekil 6.7 USBM RI8507 alternatif patlatma hasar ölçütü (Siskind et al. 1980).

DIN 4150 Alman Enstitü Normu'nda (DIN: Deutsches Institut für Normung) frekansa bağlı olarak değişen parçacık hızı değerleri, yapı türüne göre Şekil 6.8'de verilmektedir. Bu norm, grafiksel bazda incelendiğinde, en alttaki çizgi kerpiç, eski yıpranmış tarihi eserler gibi sağlam olmayan yapılar, ortadaki çizgi yığma tuğla, beton gibi nispeten dayanıklı yapılar, üstteki çizgi ise betonarme çelik konstrüksiyon gibi dayanıklı yapılar için titreşim frekansına göre parçacık hızı sınırlarını belirlemektedir. Alman normu diğerlerine göre en güvenli tarafta olan normdur. Alman standardına göre yapı tipi, hız-frekans ilişkisi Çizelge 6.8'de gösterilmiştir (DIN4150 1986). Konuyla ilgili Fransız standardına göre yapı tipi, hız-frekans ilişkisi Çizelge 6.9'da gösterilmiştir.



Şekil 6.8 Alman standartları hasar ölçütü (DIN4150 1986).

Çizelge 6.8 Alman standartlarına göre yapı tipi, hız-frekans ilişkisi (DIN4150 1986).

Yapı Tipi	Yapıdaki maksimum parçacık hızı (mm/s)		
	1-10 Hz	10-50 Hz	50-100* Hz
1 Ticari veya endüstriyel amaçlı kullanılan yapılar veya betonarme ve çelik yapılar	20	20-40	40-50
2 Konutlar ve benzeri yapılar veya yığma tuğla ya da beton yapılar	5	5-15	15-20
3 Sarsıntıya hassas eski veya tarihi yapılar	3	3-8	8-10

\*100 Hz'den büyük frekanslar için, büyük sarsıntı seviyelerine izin verilebilir.

Çizelge 6.9 Fransız standartlarına göre yapı tipi, hız-frekans ilişkisi (Douglas, 1993).

Yapı Tipi	Yapıdaki maksimum parçacık hızı (mm/s)		
	4-8 Hz	8-30 Hz	30-100 Hz
1 Konutlar ve benzeri yapılar	8	12	15
2 Sarsıntıya hassas yapılar	6	9	12
3 Sarsıntıya oldukça hassas yapılar	4	6	9

Patlama kaynaklı oluşan sarsıntuların değerlendirilmesine ilişkin düzenlemelerden bir tanesi de ABD Açık Ocak Madenciliği Reklamasyon ve Uygulama Ofisi (OSMRE: US Office of Surface Mining Reclamation and Enforcement) tarafından hazırlanan düzenlemedir. OSMRE yer sarsıntısı ve hava şokunu kontrol altına almak için patlayıcı maddelerin nasıl kullanılması gerektiği konusundaki son raporunu 8 Mart 1983 tarihinde yayınlamıştır. Bu rapordaki kurallar patlatma etkinliklerinin kontrolü konusundaki en önemli kurallar olup tüm dünyada oldukça yaygın bir kabul görmüş ve uygulanmaktadır. OSMRE'nin düzenlemelerindeki sorgulamalar için dört adet yol öngörülmüş olup bu yolların hepsinde de ana unsur parçacık hızı olmaktadır (Kuzu vd. 2003). Bu yollar;

- i. Uzaklığa Bağlı Parçacık Hızı,
- ii. Uzaklığa Bağlı Ölçekli Mesafe,
- iii. Değiştirilmiş Ölçekli Mesafe ve
- iv. Frekans-Parçacık Hızı İkilisidir.

olarak adlandırılmakta ve patlatma kaynaklı sarsıntularının alternatif sorgulama şekillerini içermektedir.

**Uzaklığa Bağlı Parçacık Hızı (I. Yol):** Bu yolla her bir atımın sonucunda oluşan sarsıntı kaydedilir. Her patlatmanın, en büyük parçacık hızını izleyebilecek kapasitede bir titreşim ölçer tarafından izlenmesi gerekmektedir. Ölçülen en yüksek parçacık hızının (PPV) (en yüksek parçacık hızına ait üç adet bileşene ayrı ayrı bakılır) mesafelere bağlı olarak Çizelge 6.8'de verilen sınır değerleri aşıp aşmadığına bakılır. Sınır değerlerin altında kalınması durumunda yapılan patlatma çevre için zararsız kabul edilir (OSMRE 2004). En büyük parçacık hızı verilen bu seviyelerin altında kaldığı müddetçe kullanıcı kurallara uymaktadır. Her gecikme için patlayıcı madde miktarını hesaplamada izin verilen değerler; çok sıkı bir biçimde ölçekli mesafe faktörüyle sınırlandırılmamıştır. Böylelikle kullanıcı daha büyük atımlar tasarlayabilir, daha büyük çapta delik açabilir ve daha büyük basamak veya daha geniş delik düzeni kullanabilir. Patlatma noktasının en yakın yapıya mesafesi arttıkça, izin verilen parçacık hızı artmaktadır. Bu durum uzak mesafelerde parçacık hızından daha çok baskın olan düşük frekansların zarar verme potansiyeline sahip olmasından kaynaklanmaktadır (OSMRE 2004).

**Uzaklığa Bağlı Ölçekli Mesafe (II. Yol):** Bu yöntemde herhangi bir sismik izleme yapılmaksızın, Çizelge 6.8'de verilen patlama noktasından olan uzaklığa (R) bağlı olarak

ölçekli mesafe değerleri (SD: Scaled Distance) esas alınarak, aynı anda patlatılabilecek olan patlayıcı madde miktarı (W) tespit edilir (Atlas Powder Company 1987). Buradaki ölçekli mesafe;

$$SD = RW^{-1/2} \quad (6.9)$$

eşitliği ile tanımlanır (OSMRE 1983). Ölçekli mesafe faktörleri, uzaklıkla değişerek, maksimum parçacık hızlarının sınırlarını değiştirmektedir. Patlatma sorumlusu atımı, Çizelge 6.10'da gösterilen patlatma noktası ile ölçüm noktası arasındaki uzaklığa bağlı ölçekli mesafe tasarım faktörlerine uygun düzenlemelidir.

Çizelge 6.10 Patlatma noktasından olan uzaklığa bağlı olarak izin verilen en büyük parçacık hızı ve ölçekli mesafe sınır değerleri (OSMRE'den değiştirilerek 1983).

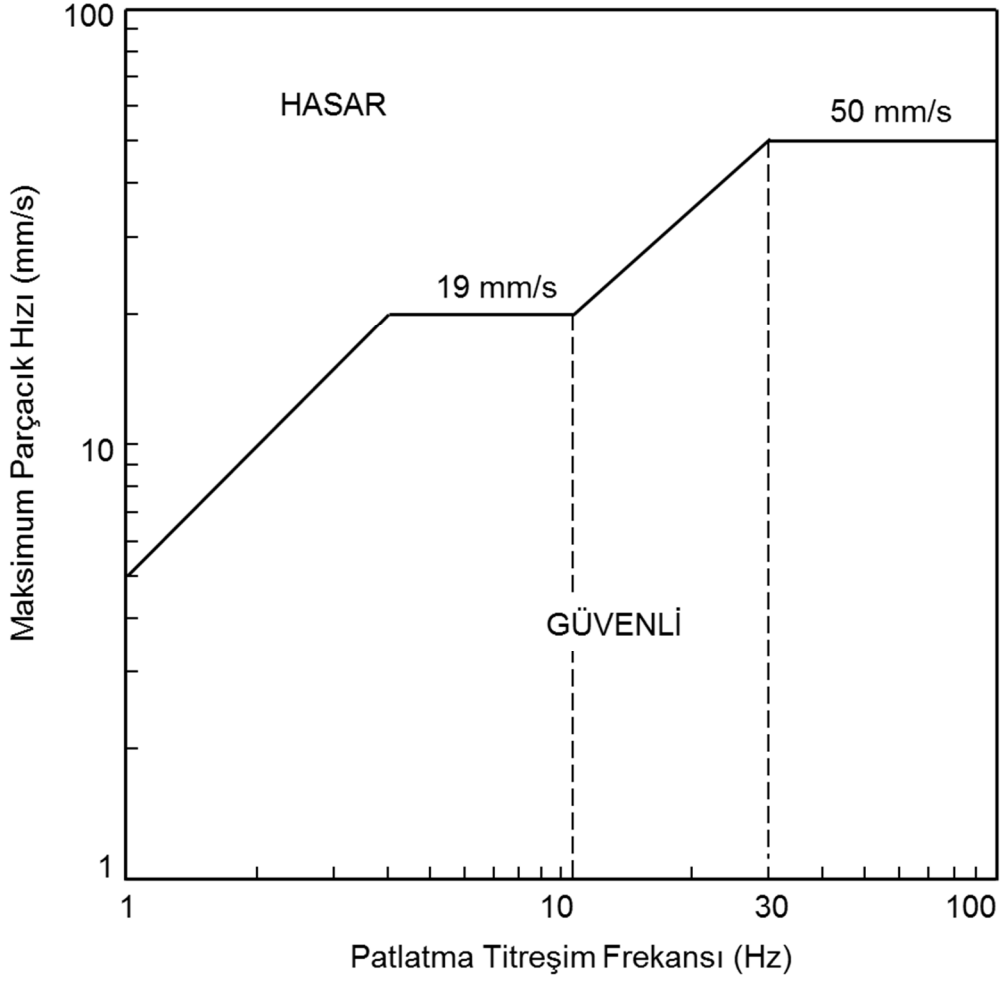
Patlama noktasından Uzaklık (R)		Ölçekli mesafe sınır değeri $SD=RW^{-1/2}$	İzin verilebilir en yüksek parçacık hızı (PPV)		8 ms aralıkla patlatılabilecek azami patlayıcı miktarı (W)		
ft	m		in/s	mm/s	lb	kg	
100	30.5	0-300 ft 0-90 m	50	1.25	31.75	4	1.81
150	45.7					9	4.08
200	61.0					16	7.26
250	76.2					25	11.34
300	91.4					36	16.33
400	121.9	301-500 ft 91-150 m	55	1.00	25.40	53	24.04
600	182.9					119	53.97
800	243.8					212	96.14
1000	304.8					331	150.11
2000	609.6					1322	599.53
4000	1219.2	5290	2399.02				
5500	1676.4	>500 ft >150 m	65	0.75	19.05	7160	3247.61
6000	1828.8					8521	3864.28
10000	3048.0					23700	10747.95

**Değiştirilmiş Ölçekli Mesafe (III. Yol):** Bu yöntemde sahada gerçekleştirilen patlatmalara dayanılarak, deneyimlere dayanan bir ölçekli mesafe (SD) değeri geliştirilir. Belirlenecek ölçekli mesafe (SD) değerleri için, patlayıcı şarjı miktarı değiştirilerek oluşacak maksimum parçacık hızı değeri (PPV) önceden tahmin edilebilir. Böylece, II. Yol (Uzaklığa Bağlı Ölçekli Mesafe) ile yapılan SD tayinindeki patlayıcı madde sınırlandırılmasındaki aşırılık önlenmiş olacaktır. Bunun için daha önceden yapılan asgari 30 atımın sismik kayıtlarının değerlendirilmesi gereklidir. Buna ek olarak I. Yolda belirtilen sınırların da aşılmaması gereklidir (Hüdaverdi ve Kuzu 2005).

**Frekans-Parçacık Hız ikilisi (IV. Yol):** Bu yöntemde maksimum parçacık hızına ek olarak, her bir parçacık hızının sahip olduğu frekans değeri bilgisi de sorgulanmaktadır. Bu yöntemde, patlatmadan kaynaklanan yer titreşimi dalga frekanslarının analizinin ve her atımın parçacık hızı ölçümlerinin yapılması gerekmektedir. Bu yöntemin, patlatmalardan kaynaklanan meskun binalara ve hatta insanlara yönelik potansiyel zararları değerlendirmede en iyi yöntem olduğu belirtilmektedir. Bu yol, bir bakıma sorgulama yolları içinde, en esnek ve hassas olan yoldur.

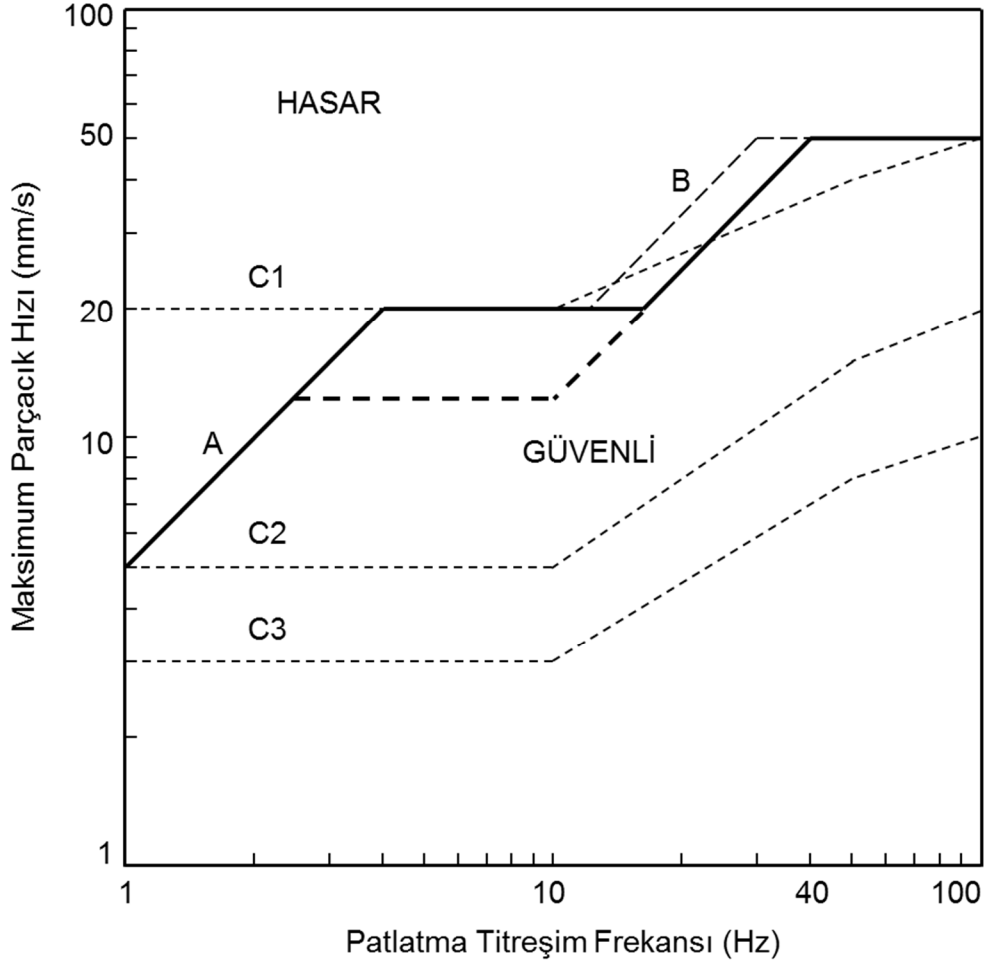
Baskın frekansları bulmak için, dalga şekli analiz edilmekte ve bu frekanslara gelen parçacık hızları belirlenmektedir. Birçok durumda, her bir frekansın şiddetini analiz etmek için elektronik cihazlara ve yetenekli bir sismolog tarafından yapılması gereken sayısal analizlere ihtiyaç bulunmaktadır (Kahriman vd. 1999).

Binalardaki rezonans frekansları da göz önüne alınarak düşük frekanslar için düşük parçacık hızlarına izin verilmekte ve 2 in/s'lik (50,8 mm/s) parçacık hızı üst sınır olarak alınmaktadır. OSM kurallarındaki bu yöntem, USBM tarafından tavsiye edilen yöntemden farklıdır. USBM hasar ölçütünde maksimum izin verilen parçacık hızı başlangıç frekansı 40 Hz olurken OSMRE hasar ölçütünde başlangıç değeri 30 Hz'dir. Şekil 6.9'da sorgulamada kullanılan merdiven diyagramı göstermektedir (OSMRE 1983). Şekil 6.9'daki grafik çizgisinin herhangi bir yerinde; altında kalan, belirli bir baskın frekansa karşılık gelen herhangi bir parçacık hızı emniyetli kabul edilmektedir. Grafik çizgisinin herhangi bir kesiminin yukarısında kalan değerler, bina tahribatı ve insanlara zarar verme riskini arttırmaktadır.



Şekil 6.9 OSMRE patlatma hasar ölçütü (OSMRE 1983).

Şekil 6.10'da ise kıyaslama açısından USBM RI8507 hasar ölçütü (A), OSMRE hasar ölçütü (B) ve Alman DIN 4150 hasar ölçütü (C1,C2,C3) aynı grafik üzerinde verilmiştir. Görüldüğü gibi, 50 mm/s (2in/s)'den az en yüksek parçacık hızı (PPV) değerinin binalar üzerinde en az yapısal hasar olasılığı olduğu üzerinde yaygın bir uzlaşma vardır.



Şekil 6.10 USBM RI8507 (A), OSMRE (B) ve DIN 4150 (C) sarsıntı hasar ölçütleri.

Ülkemizde uygulanmakta olan, 04.07.2010 tarih ve 27601 sayılı Resmi Gazete’de yayımlanan Çevresel Gürültünün Değerlendirilmesi ve Yönetimi Yönetmeliği’nin 25. maddesi a bendinde maden ve taşocaklarında yapılan patlatmalardan kaynaklanan titreşimler için verilen sınır değerler ise Çizelge 6.11’de gösterilmektedir. Çizelge 6.11’den de görülebileceği gibi, bu değerler OSMRE ve USBM sarsıntı hasar ölçütlerine oldukça benzemektedir.

Çizelge 6.11 Ülkemizde patlatma kaynaklı titreşimlerin izin verilen en yüksek değerleri (27601 Sayılı Resmi Gazete 2010).

Titreşim Frekansı (Hz)	İzin Verilen En Yüksek Titreşim Hızı (tepe Değeri (mm/s))
1	5
4-10	19
30-100	50

## 6.5 EN YÜKSEK PARÇACIK HIZI (PPV) KESTİRİMİNDE KULLANILAN YAKLAŞIMLAR

Bir patlatma bölgesini çevreleyen kayada meydana gelen dalga hareketlerini yaratan toplam enerji, kayada bir seferde ateşlenen patlayıcı miktarı ile doğrudan ilişkilidir. Patlatmadan sonra sismik dalga hareketi patlatma deliğinden dışarıya doğru yayılırken, dalganın yayılmasına paralel olarak içinden geçtiği kayacın miktarı artar. Sismik dalgalar daha büyük hacimlere doğru dağıldıkça, maksimum yer sarsıntısı seviyeleri de belli bir oranda azalmaktadır (Yağanoğlu ve Altan 1993). Patlatma kaynaklı yer sarsıntılarının önceden tahmin edilmesi, yer sarsıntılarının önlenmesinde büyük önem taşımaktadır. Birçok yerde yapılan patlatma çalışmaları göstermiştir ki, yer sarsıntılarının herhangi bir bileşeninin en yüksek parçacık hızı (PPV), gecikme aralığı başına düşen maksimum şarj miktarı  $W$  (kg) ve patlatma yerinden olan mesafe  $R$  (m) ile ilişkilidir (Duvall and Devine 1972).

Patlatmadan kaynaklanan yer sarsıntısının önceden tahmin edilmesine yönelik birçok kişi ve kuruluş çeşitli araştırmalar yapmış ve ölçekli mesafeye bağlı en yüksek parçacık hızı tahmininin en iyi olduğu sonucuna varmışlardır (Bhandari 1997). Ölçekli mesafe, gecikme başına toplam şarj miktarı ve patlatma yeri ile ölçüm yapılan nokta arasındaki mesafenin bir işlevidir. Ölçekli mesafe fikrini birçok araştırmacı benimsemiş ve en yüksek parçacık hızının hesaplanması için, kendi geliştirmiş oldukları yayılım yasalarında değişik şekil ve durumlar için kullanmışlardır. En yüksek parçacık hızının tahminine yönelik yapılan bazı çalışmaların sonuçları aşağıda verilmektedir.

USBM tarafından yapılan çalışmalarda silindirik bir patlayıcı şarjının meydana getireceği maksimum parçacık hızı;

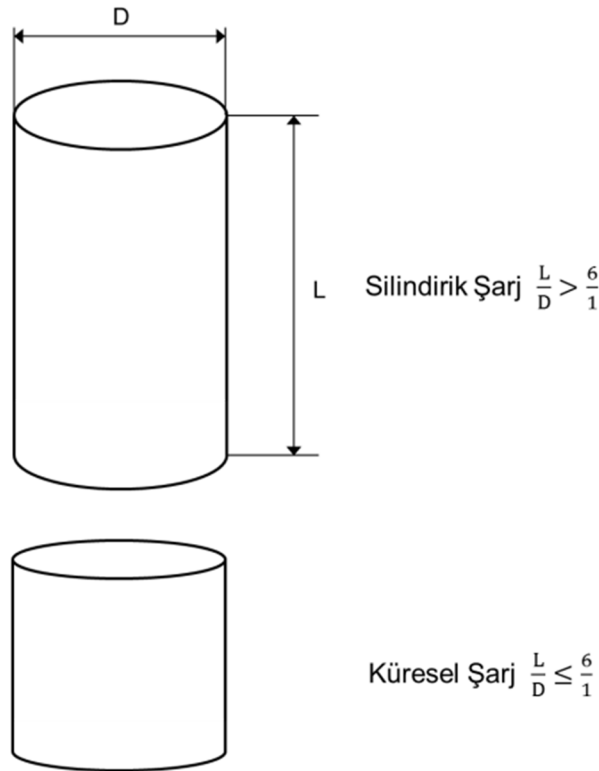
$$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-\beta} \quad (6.10)$$

eşitliği ile tanımlamışlardır (Duvall and Petkof 1959). Burada, PPV yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızı,  $R$  mesafe,  $W$  gecikme başına maksimum şarj miktarı,  $K$  ve  $\beta$  ise arazi yapına bağlı görgül sabitlerdir. Bu formül, birçok araştırmacı tarafından (Duvall and Fogelson 1962; Nicholls et al. 1971) doğrulanmış olup en yaygın olarak kullanılanlarından biri olmuştur.

Langefors ve Kihlstrom (1963) ölçekli mesafe formülünü  $\sqrt{\frac{W}{R^{3/2}}}$  şeklinde tanımlamışlar ve değişik şarj oranları için maksimum parçacık hızını tahmin etmek için aşağıdaki eşitliği önermişlerdir.

$$PPV = K \left( \sqrt{\frac{W}{R^{3/2}}} \right)^\beta \quad (6.11)$$

Silindirik bir patlatma deliği (patlatma deliğinin uzunluğunun çapına oranı 6/1'den daha büyüktür) etrafında dışarıya doğru yayılım gösteren sismik dalgalar, doğal olarak genişleyen bir silindir şeklini almaktadır. Bu basınca maruz kalan silindirin kolonu, çapının karesi kadar değişir. Şekil 6.11'de silindirik ve küresel şarj geometrileri gösterilmektedir.



Şekil 6.11 Silindirik ve küresel şarj geometrileri.

Ambraseys ve Hendron (1968), küresel şarj simetrisi için, şarj miktarının küp kökü ile doğrusal bir ilişki olduğunu ileri sürmüşler ve ölçekli mesafe formülünü  $R/\sqrt[3]{W}$  olarak tanımlamışlardır. Bu araştırmacılar tarafından patlatma sonucu oluşacak olan titreşim miktarını ise aşağıdaki eşitlikle verilmiştir (Bhandari 1997);

$$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \right)^{-\beta} \quad (6.12)$$

Hindistan standartları enstitüsü (ISI: Indian Standard Institute) (1973) tarafından yapılan çalışmalarda ölçekli mesafe formülü  $\left( \frac{W^{2/3}}{R} \right)$  şeklinde tanımlanmış ve patlatma sonucu oluşacak olan titreşim miktarını;

$$PPV = K \left( \frac{W^{2/3}}{R} \right)^{\beta} \quad (6.13)$$

şeklinde tanımlamıştır (ISI 1973). Ghosh ve Daemen (1983), dalga yayılımı sırasında birçok elastik olmayan etkiden dolayı enerjini kayıpları olduğunu önermişlerdir. Bu elastik olmayan davranışın etkisine neden olan faktörler aşağıdaki verilmiştir;

- Serbestlik içeren akışkan ortam nedeniyle azalma,
- Sıkıştırılmış gaz gibi parçacık doyması etkisi,
- Çatlaklar arasında etkileşimin artması,
- Katlar arası farklılıklardan dolayı enerji absorbesi,
- Jeolojik yapı, jeolojik süreksizlikler, büyük düzensizlikler, ince tabakalarda yansımadan dolayı ayrılma.

Ghosh ve Daemen (1983) daha sonra, Duvall ve Petkof (1959) ve Ambraseys ve Hendron (1968) tarafından geliştirilen formüle yukarıda sıralanan faktörleri de göz önünde bulunduran elastik olmayan seyrelme faktörünü ( $e^{\alpha R}$ ) eklemiştir. Sonuç olarak titreşim miktarını;

$$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt[2]{W}} \right)^{-\beta} e^{\alpha R} \quad (\text{silindirik şarj için}) \quad (6.14.a)$$

$$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \right)^{-\beta} e^{\alpha R} \quad (\text{küresel şarj için}) \quad (6.14.b)$$

şeklinde tanımlamışlardır. Gupta vd. (1987), sırasıyla Langefors ve Kihlström (1963) ve Hindistan standartları enstitüsü (ISI 1973) tarafından geliştirilmiş olan formüllere elastik olmayan seyrelme faktörünü eklemişler ve aşağıdaki bağıntıları elde etmişlerdir.

$$PPV = K \left( \sqrt{\frac{W}{R^{3/2}}} \right)^{\beta} e^{\alpha R} \quad (6.15.a)$$

$$PPV = K \left( \sqrt{\frac{W^{2/3}}{R}} \right)^{\beta} e^{\alpha R} \quad (6.15.b)$$

Yine Gupta vd. (1988) yaptıkları bir diğer çalışmada, Duvall ve Petkof (1959) tarafından geliştirilen formüle elastik olmayan sönme faktörünü ( $e^{\alpha(R/W)}$ ) eklemiş ve aşağıdaki bağıntıyı elde etmişlerdir;

$$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt[2]{W}} \right)^{-\beta} e^{\alpha(R/W)} \quad (6.16)$$

Roy (1991), sismik dalgalar kaya kütlesi içinde yayılırken, enerji miktarındaki azalışın sebebinin kaya kütlesinin hacminin artmasına bağlamıştır. Bu eşitlik;

$$PPV = n + K \left( \frac{R}{W^{1/3}} \right)^{-1} \quad (6.17)$$

şeklinindedir. Buradaki  $n$  sabiti kayanın yapısı ve jeolojik süreksizlikler ile ilişkisi olan deneysel bir sabittir. Bilgin vd. (1998) ise Türkiye Kömür İşletmeleri (TKİ) Çan Linyitleri İşletmesi'nde patlatmaların yol açtığı çevre sorunlarının giderilmesi amacıyla yaptıkları çalışmada, saha sabitlerini belirleyerek hasar oluşmaması için gecikme başına kullanılacak maksimum patlayıcı madde miktarını hesaplamışlardır. Saha sabitlerini belirleme çalışmaları sonrasında maksimum parçacık hızının dilim kalınlığı ile değişip değişmediğini araştırmışlar ve parçacık hızı tahminine dilim kalınlığı değiştirgesini de ekleyerek aşağıdaki eşitliği önermişlerdir.

$$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-\beta} B_d^{-\alpha} \quad (6.18)$$

Burada,  $B_d$  dilim kalınlığıdır (m). Murthy ve Dey (2003), tünel patlatmalarında serbest yüzeyinde etkisini içeren bir arazi titreşimi tahmin yöntemi önermişleridir. Bu yaklaşıma göre en yüksek parçacık hızı;

$$PPV = K \left( \frac{R}{W^{\frac{1}{3} + S_f}} \right)^{-\beta} \quad (6.19)$$

Eşitliği ile tahmin edilebilmektedir. Burada,  $S_f$  “yük mesafesi/delik uzunluğu” olarak tanımlanan katılık faktörüdür. Ak ve Konuk (2008), açık ocak patlatmalarında oluşan yer sarsıntılarının süreksizlik sıklığının etkilerini inceledikleri çalışmaları sonucunda en yüksek parçacık hızı için;

$$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-\beta} \zeta^{-\alpha} \quad (6.20)$$

eşitliğini önermişlerdir. Burada  $\zeta$  süreksizlik sıklığıdır (1/m). Bu çalışma sonrasında, ölçekli mesafe değerinin 1-4 m/kg<sup>0.5</sup> arasında olduğu zamanlarda süreksizlik sıklığının en yüksek parçacık hızı üzerinde önemli bir değişirge olduğu rapor edilmiştir. Bununla birlikte Özer (2008), farklı kaya birimlerinde yapılan patlatmaların çevresel etkilerini değerlendirdiği çalışmasında, tahmin edilen en yüksek parçacık hızı değerinin kaya biriminin GSI değerine göre farklılık gösterdiğini rapor etmiştir. Bu çalışmada, tahmin modelleriyle elde edilen saha sabitlerinin aynı GSI değerine sahip aynı bölgedeki kaya birimleri için kullanılması gerektiği vurgulanmıştır.

Belirli bir saha için bulunan bu değerler, kontrollü patlatma tasarım ve uygulamalarında, titreşim ölçme aletinin olmadığı durumlarda, bazı pratik tabloların hazırlanması suretiyle uygulayıcılara büyük kolaylıklar sağlamaktadır. Ancak bu yöntemle saha sabitlerini belirleme işlemi oldukça zor ve masraflı bir çalışmayı gerektirir. Çünkü oldukça fazla sayıda veri çiftini, çok hassas bir biçimde elde etmek gerekmektedir (Rosenthal and Morlock 1987).

## 6.6 KONUYLA İLGİLİ YAPILAN ARAZİ ÇALIŞMALARI

“Galerilerde patlatma ile parçalanma mekanizmasının sayısal yöntemle modellenmesi ve arazi uygulamalarıyla irdelenmesi” başlıklı tez çalışmasının bu kısmında, arazi uygulamalarıyla galeri patlatmalarında meydana gelen yer sarsıntılarının ölçülmesi ve çalışılan sahaya özgü sabitlerinin belirlenmesi amaçlanmaktadır. Bu bağlamda, Bölüm 6.5’de verilen, yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızının tahmininde kullanılan yaklaşımlara göre arazide

yapılan ölçüm sonuçlarına göre istatistiksel çözümlenmeler yapılmış ve elde edilen sonuçlar irdelenmiştir.

Arazi çalışmaları için TTK (Türkiye Taşkömürü Kurumu) Üzülmüş Müessesesi'nden gerekli izinler alınmış ve müessesede sürülmekte olan 200 m uzunluğundaki B10 kesitli bir desandrede patlatma çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Bahsi geçen desandre, -170/-205 kotları arasında bulunmakta olup içerisinden geçtiği kaya birimi büyük bir çoğunlukla orta taneli kumtaşıdır. Şekil 6.12'de arazi çalışmalarının yapıldığı galeriden bir görünüm sunulmaktadır.



Şekil 6.12 Arazi çalışmalarının yapıldığı galeriden bir görünüm.

Arazi çalışmalarının yapıldığı kaya biriminin mekanik ve fiziksel özelliklerinin belirlenmesi için, bu galeriden alınan kaya örnekleri (blokları) laboratuvar ortamında getirilerek kaya mekaniği deneyleri gerçekleştirilmiştir. Laboratuvar verilerinin elde edilmesiyle ilgili ayrıntılı bilgi Ek Açıklamalar A'da sunulmuştur. Arazi çalışmalarının yapıldığı kaya biriminin mekanik ve fiziksel özellikleri Çizelge 6.12'de verilmektedir.

Çizelge 6.12 Arazi çalışmalarının yapıldığı kaya biriminin mekanik ve fiziksel özellikleri.

Sağlam kaya malzemesi özellikleri	Değer ± Std . Sapma (adet)
Tek eksenli basınç dayanımı ( $\sigma_{ci}$ ) (MPa)	65.2 ± 17.2 (7)
Dolaylı çekme dayanımı ( $\sigma_{tB}$ ) (MPa)	8.46 ± 0.28 (6)
Teğetsel Young (deformasyon) modülü ( $E_i$ ) (GPa)	34.9 ± 3.12 (5)
Teğetsel Poisson oranı ( $\nu$ )	0.17 ± 0.06 (5)
Görünür yoğunluk ( $\rho_r$ ) (kg/cm <sup>3</sup> )	2630 ± 20 (7)
P dalgası hızı ( $C_p$ )(m/s)*	3345 (40)

(\*) Bu değer Karakul ve Ulusay'ın (2012) yaptıkları çalışmalardan alınmıştır.

TTK Üzülmüş Müessesesi, -170 kotu bant desandre kazısında yapılan delme-patlatma işlemleri sırasında, Makine ve Kimya Endüstrisi Kurumu (MKEK) tarafından üretilen grizutin klorür olarak bilinen grizu güvenli dinamit kullanılmaktadır. Bu patlayıcı Türkiye'de yeraltı kömür ocaklarındaki grizu gazı ve kömür tozu koşullarına göre galeri testleri yapılarak onaylanmış tek güvenilir üretimdir (MKEK 2013). Standart olarak kağıt kartuşlarda 25x200 ve 32x200 mm boyutlarda üretilmekte olan bu dinamitten TTK Üzülmüş Müessesesi'nde 25x200 boyutta olanı tercih edilmektedir. Bahsi geçen bu dinamitin teknik özellikleri Çizelge 6.13'de sunulmaktadır.

Çizelge 6.13 Delme patlatma çalışmalarında kullanılan grizu güvenli dinamitin teknik özellikleri (MKEK 2013).

TEKNİK ÖZELLİKLER	
Yoğunluk	1.10 ± 0.1 gr/cm <sup>3</sup>
Kurşun Blok Testi	280 cm <sup>3</sup> /10 g min.
İntikal Testi (Ø 25x200 mm, Kartuş)	7 cm min.
Suya Dayanıklılık	Zayıf
Patlama Hızı (Ø 125 mm PVC Tüpte)	5000 m/s min.

Konum, kesit ve formasyon özellikleri verilen bu galeride, kaya kazısı için yapılan delme patlatma çalışmalarında üç-eksenli yer sarsıntısı ölçer cihaz kullanılarak patlatma kaynaklı titreşim ölçümleri yapılmıştır. Bu bölümde öncelikle ölçümler sırasında kullanılan sarsıntı ölçer cihaz tanıtılmış ve elde edilen ölçüm sonuçları verilmiştir.

### 6.6.1 Arazi Çalışmalarında Kullanılan Sismik Ölçüm Cihazının Tanıtımı ve Kurulumu

Bu tez çalışması kapsamında, patlatma kaynaklı yer sarsıntısının ölçüm işlerinde InstanTEL marka MiniMate Plus™ model jeofon adı verilen bir sismograf cihazı kullanılmıştır. InstanTEL MiniMate Plus™ cihazı üç eksenli titreşim ölçümü yapabilen aynı zamanda da oluşan hava şokunu izleyebilen bir cihazdır. Sismograf ile kaydedilen verilerin bilgisayar ortamında analizlerinin yapılabilmesi için ise InstanTEL firmasına ait Blastware (sürüm 10) veri analiz programı kullanılmaktadır. Şekil 6.13’de gösterilen InstanTEL marka MiniMate Plus™ model jeofonun teknik özellikleri Çizelge 6.14’de sunulmaktadır.



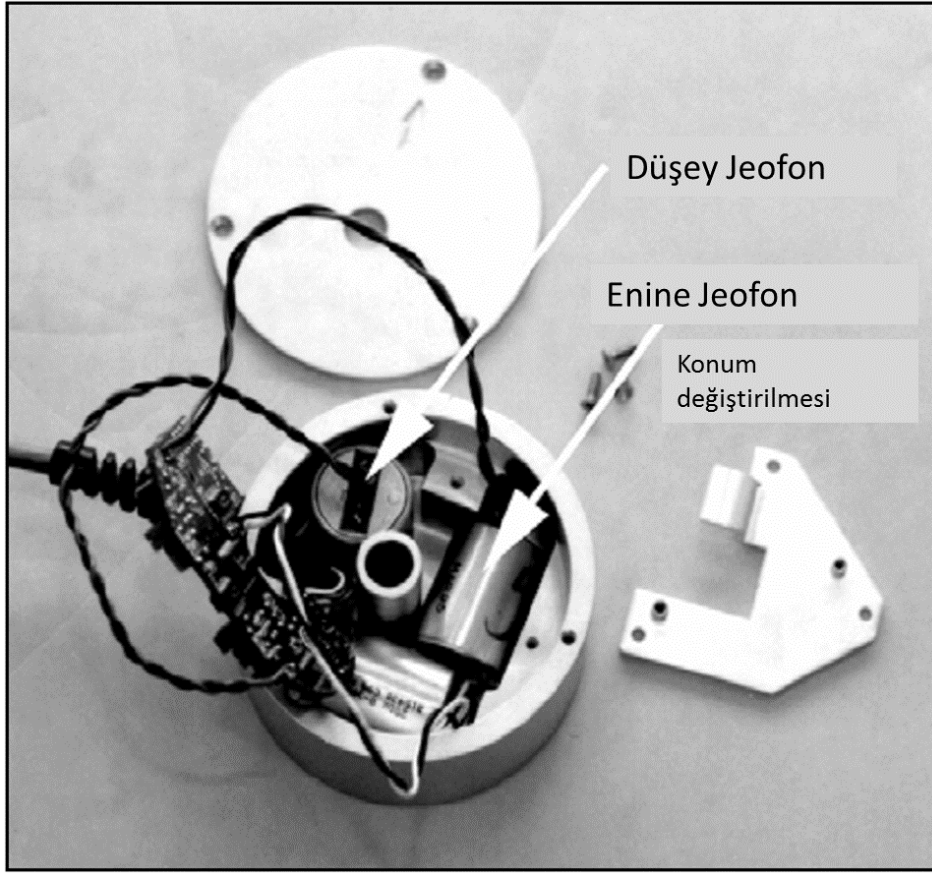
Şekil 6.13 Sarsıntı ölçümlerinde kullanılan InstanTEL marka MiniMate Plus™ model jeofon.

Jeofon cihaz ile gelen standart ISEE (International Society of Explosives Engineers: Uluslararası Patlatma Mühendisleri Derneği) dönüştürücü (dönüştürücü terimi sıklıkla jeofon olarak da kullanılmaktadır) ister yatay zemin üzerinde istenirse düşey konumda duvara monte olarak kullanılabilir. Standart dönüştürücü direkt kendi başına veya bir yardımcı plaka ile duvara monte edilebilmektedir. Ancak, standart dönüştürücüyü duvara monte etmeden önce düşey ve enine jeofonların konumlarının değiştirilmesi gerekmektedir. Bu konum düşey duvar kurulumları için jeofonların doğal eksenlerini dengeler. Düşey ve enine jeofonların konumlarını

değiştirmek için Şekil 6.14’de gösterildiği gibi üst kapak çıkarılır ve iki jeofonun konumları bir birleriyle değiştirilir.

Çizelge 6.14 Instantel marka MiniMate Plus™ model sismografin genel teknik özellikleri (Instantel 2013).

<b>Titreşim ölçümü</b>	
Ölçüm Aralığı	254 mm/s’ye kadar
Çözünürlük	0.127 mm/s (veya dahili ön anfi ile 0.0159 mm/s)
Doğruluk	4-125 Hz arasında, % $\pm$ 5 veya 0.5 mm/s hangisi büyükse
Dönüştürücü yoğunluğu	2.13 g/cc
Frekans aralığı	2-250 Hz
<b>Dalga şekli kaydı</b>	
Kayıt modu	Elle, tek atış, sürekli
Sismik tetik	0.125 mm/s – 254 mm/s
Akustik tetik	100-148 dB
Numune alma hızı	Her kanal için 1024-16384 n/s (kayıt zamanından bağımsız), tek kanal 65536 n/s
Kayıt durma modu	Sabit ve Instantel™ Autorecord™stop modu
Kayıt zamanı	1-100 s (1s aralıklı programlanabilir), veya 500 s + 0.25s ön tetik
Otomatik kayıt zamanı	1-9 s programlı +0.25 s ön tetik. Kayıt, aktivite tetik seviyesinin altına inene kadar veya hafıza dolana kadar devam eder.
İşlem süreci	Olay işlenirken kayıt durmaz, ölü zaman yok
Saklama kapasitesi	1024 Hz de 300 adet 1s olay
<b>Histogram Kaydı</b>	
Kayıt modu	Histogram ve Instantel Histogram Combo™
Kayıt aralığı	2.5 veya 15 saniye; 1.5 veya 15 dakika
Kayıt kapasitesi	46656 aralık –5 s aralıklarla 3 gün veya 15 d aralıklarla 102 gün
<b>Fiziksel özellikler</b>	
Boyutlar	81x91x160mm
Ağırlık	2.6 Kg (cihaz ve sensörler)
Batarya	şarjlı 6V kapalı, jel -sürekli 210 saat kayıt kapasitesi
Kullanıcı arabirimi	8 tuşlu klavye
Ekran	4 satır 20 karakter yüksek kontrastlı ve aydınlatmalı LCD
Harici bağlantı	Harici tetik, uzak alarm, GPS den koordinat alımı
<b>Çevre koşulları</b>	
LCD çalışma sıcaklığı	-10 - 50°C
Elektronik devreler	-20 - 60°C
Haberleşme	Telefon, GSM; radyo, uydu ve kablo modemler ile uyumlu
Ek özellik	Zamanlayıcı (timer)
Yazılım	Standart-Blastware™ (sürüm 10)



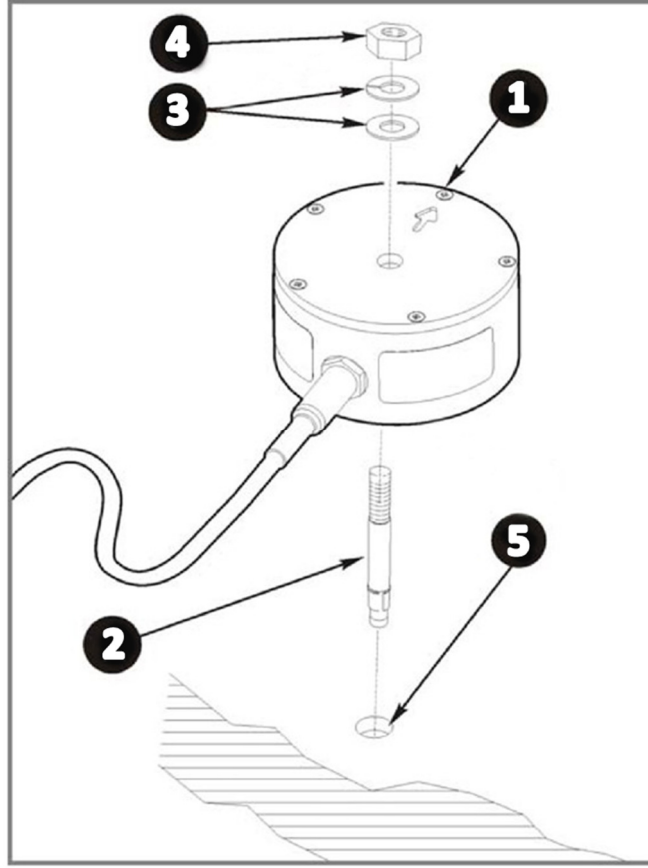
Şekil 6.14 Düşey ve enine jeofonun duvara monte olarak yapılan ölçümler için yer değiştirilmesi (Instantel 2005)

Şekil 6.15’de farklı atımlar için jeofonun galeri yan duvarına yerleştirilmesinin birkaç örneği sunulmaktadır. Yapılan arazi çalışmalarında, jeofon cihazın patlatma yapılacak arına mümkün olduğunca yakın olarak monte edilmesine gayret gösterilmiştir. Bu mesafe, pratik olarak en az 10 m olarak belirlenmiştir. Jeofon ve bilgi toplama biriminin patlatma yapılacak arına daha yakın bir mesafede konumlandırılması cihazın güvenliği açısından mümkün görülmemektedir. Çünkü, arına daha yakın mesafelerde patlatma sırasında parçalanan irili ufaklı kayaların hızla galeri içerisine doğru fırlaması cihazın zarar görmesine neden olabilmektedir. Bununla birlikte, her zaman arının 10 m gerisinde yan duvarda sağlam kayaya ulaşmak mümkün olmamaktadır. Bu duruma, kamalarla doldurulan çelik bağların arkasına ulaşamaması bazen ise tavan ve yan duvardan gevşeyen kaya parçaları gibi değişen yeraltı koşulları neden olmaktadır.



Şekil 6.15 Sarsıntı ölçer cihazın galeri yan duvarına yerleştirilmesi.

Avustralya standartlarına göre (AS.2187.2 1993) parçacık ivmesi 0.3 g'den az olduğu zaman dönüştürücüyü (jeofonu) ölçüm yapılan yüzeye sabitlemek önemli olmayabilir. Ancak, parçacık ivmesi 1.0 g'den fazlaysa cıvata veya çimentolama gereklidir. Patlatma kaynağına yakın mesafede oluşacak bütün ivme değerlerinin 1.0 g'den büyük olması beklendiği için, bu çalışmada jeofon bir saplama vasıtasıyla galeri yan duvarına sabitlenmiştir. Sarsıntı ölçer jeofonun galeri yan duvarındaki ana kayaca sıkıca monte edilmesi için, özgün olarak ya jeofon orta noktasından geçen silindirik delik kullanılarak jeofonun kayaca bir cıvata vasıtasıyla tutturulması (Şekil 6.16) veya öncelikle kayaca metal bir altlık monte edilmesi ve jeofonun yine ortasındaki delikten bir cıvata geçirilerek bu altlığa sabitlenmesi önerilmektedir. Ancak, patlatma yapılan galeride her hangi bir delici matkap çalıştıracak elektrik donanımı bulunmadığı için jeofon içerisinden geçirilecek olan 9.5 mm çapındaki cıvatayı kayaca tutacak delik delinememiştir. Bu durumda, öncelikle yan kayaca normal sehpalı hidrolik delik deliciyle 32 mm çapında delik delinmiş ve bu delik içerisine silindirik tahta bir takoz yerleştirilerek jeofon içerisinden geçen cıvata yan duvardaki bu takoza tutturularak ana kayaç yüzeyine sıkıca monte edilmiştir. Şekil 6.17'da galeri yan duvarına saplanmış tahta takoz ve metal saplama gösterilmektedir.



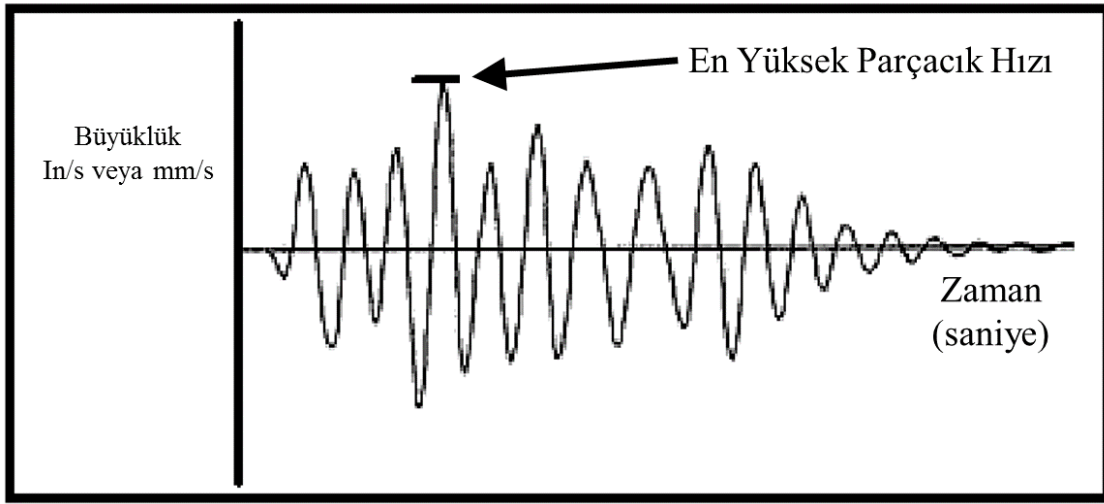
- 1- Jeofon  
2- 9.5 mm saplama  
3- 9.5 mm rondela  
4- 9.5 mm somun  
5- 9.5 mm somun

Şekil 6.16 Jeofonun kayaca civata ile sabitlenmesi (Instanel 2005).



Şekil 6.17 Galeri yan duvarına monte edilmiş ahşap takoz ve metal saplama.

Cihazın kayıtları; zaman esaslı olarak her bir olay için hava şoku, genlik, frekans, ivme ve parçacık hızı bileşenlerini (boyuna, enine, düşey, bileşke ve maksimum) içermektedir. Cihaz üzerinde yer alan dijital göstergede istenildiğinde bu değerler okunabilmektedir. Ayrıca, kaydedilen olayların ayrıntılı analizi için elde edilen veriler bilgisayar ortamına aktarılabilmektedir. Her bir bileşenin en yüksek parçacık hızı belirlenirken, Şekil 6.18’de gösterildiği gibi her bir kaydedilen dalga şekli için toplam ölçüm zamanı süresince karşılaşılan maksimum parçacık hızı, en yüksek parçacık hızı olarak kabul edilir.



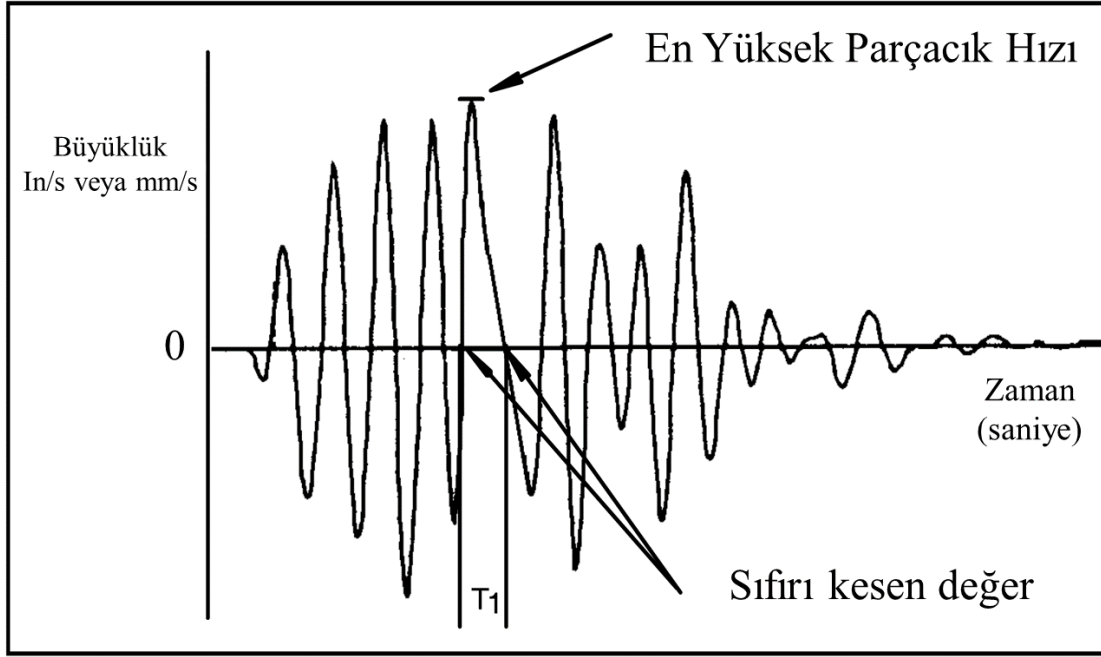
Şekil 6.18 En yüksek parçacık hızının belirlenmesi (InstanTEL 2005).

Bileşke parçacık hızı (peak vector sum: PVS) değeri ise bütün bileşenleri de içerdiği için genellikle en yüksek parçacık hızı (PPV) yerine tercih edilmektedir. Bu değer aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır.

$$PVS = \sqrt{T_p^2 + V_p^2 + L_p^2} \quad (6.21)$$

Burada,  $T_p$  = enine (transverse) düzlemdeki parçacık hızı,  $V_p$  = düşey düzlemdeki parçacık hızı ve  $L_p$  = aksenal (boyuna) düzlemdeki parçacık hızı olarak tanımlanmaktadır. Çoğu patlatmada, bileşke parçacık hızı değeri yaklaşık olarak bileşenlerin birinin en yüksek parçacık hızı ile aynı zamanda oluşmaktadır, ancak diğer iki bileşenin de eklenmesiyle değeri artar. Başka bir deyişle, bileşke parçacık hızı oluşan en yüksek parçacık hızı büyüklüğünü temsil eder (Alcudia et al. 2007).

Yer sarsıntısının frekans değeri sıfırı-kesen frekans (ZC: Zero-Crossing) olarak adlandırılan frekans değerinin hesaplanmasıyla elde edilir. Bu değer en yüksek parçacık hızının frekansının bir tahminidir ve Şekil 6.19’da gösterildiği gibi en yüksek parçacık hızının iki ardıl sıfırı kesen değeri arasındaki periyodunu tersi alınarak hesaplanır. Dalga formundaki en yüksek değer frekans bandı bileşeninin bir sonucu olabileceği için bu frekans değeri yaklaşık bir değerdir.



Şekil 6.19 Yer sarsıntısının frekans değerinin hesaplanması (Instantel 2005).

TTK Üzülmüş Müessesesi’nde -170/-205 kotları arasında açılan B10 kesitli desandrede yapılan delme patlatma çalışmalarında, sınırlayıcı şartlar elverdiğince yer sarsıntısı ölçüm çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Bu sınırlayıcı şartlar arasında; müessesenin iş ve çalışma planı, ocak şartlarını ölçüm yapmaya olanak vermemesi, vardiya ve galeri arınının lağım atmaya uygun olmaması ve ölçüm yapan araştırmacının diğer resmi görevlerini aksatmaması gerekliliğinden kaynaklanan sorunlar sayılabilir. Yapılan bu ölçüm sonuçları Çizelge 6.15’de sunulmakta olup, arazi çalışmalarıyla elde edilen verilerin istatistiksel değerlendirilmesi takip eden bölümde sunulacaktır.

Çizelge 6.15 Arazi çalışmalarında yapılan yer sarsıntı ölçümlerine ait sonuçlar.

Atım No	Atım Tarihi	PPV* (mm/s)	Frekans (Hz)	Gecikme başına maksimum şarj, W (kg)	Mesafe, R (m)
1	06.02.2013	60.6	228	13.125	14.5
2	08.02.2013	25.8	205	7.250	16.0
3	12.02.2013	10.1	--	5.000	25.3
4	26.02.2013	12.2	256	3.000	11.7
5	04.03.2013	8.72	--	1.800	11.8
6	13.03.2013	4.69	>400	6.000	36.4
7	15.03.2013	8.53	>400	7.125	22.0
8	21.03.2013	42.0	76	3.750	10.2
9	28.03.2013	3.65	--	6.25	60.5
10	05.04.2013	8.65	--	3.750	26.0
11	11.04.2013	17.1	186	4.500	16.0
12	25.04.2013	4.64	--	5.250	43.2
13	30.04.2013	16.7	193	5.000	18.5
14	06.05.2013	19.7	102	5.500	12.0
15	20.05.2013	14.4	--	6.250	14.5
16	22.05.2013	23.8	341	6.125	16.7
17	28.05.2013	27.4	--	7.500	16.5
18	11.06.2013	56.9	44	6.65	10.0

\*Burada, bileşke en yüksek parçacık hızı PVS'den elde edilmiştir.

### 6.6.2 İstatistiksel Çalışmalarla Sahaya Özgü Arazi Sabitlerinin Belirlenmesi

Daha önceki bölümlerde de belirtildiği gibi, patlatma öncesinde patlatma sonucu oluşacak olan yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızı değerinin tahmin edilebilmesi için literatürde kabul gören bazı tahmin eşitlikleri geliştirilmiştir. Ancak, bu yaklaşımların kullanımları belirli şartlarla halen sınırlı olmakla birlikte, pratik ocak koşullarında bu eşitliklerin uygulanabilmesi ve patlatma sonucu oluşacak olan yer sarsıntılarının tahmin edilebilmesi kolay değildir. Bunun nedeni eşitliklerde yer alan ve her saha için farklı değerleri olan saha sabitlerinin tespit edilmesindeki güçlüklerdir. Bununla birlikte, bu grafikten bulunan sabitlerin işletmenin ömrü boyunca değişebileceği unutulmamalıdır. Bu nedenle söz konusu büyüklükler, her yıl gözden geçirilmelidir.

Patlatma kaynaklı yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızının tahmini için kullanılan eşitliklerin genel formu aşağıdaki verildiği gibi yazılabilir;

$$PPV = K W^m R^{-n} e^{-\alpha R} \quad (6.22)$$

Burada, W (kg), R (m) ve PPV (mm/s) daha önceden tanımlandığı gibidir. Bu eşitlikte,  $R^{-n}$  ve  $e^{-\alpha R}$  terimlerinin sırasıyla geometrik yayılma ve içsel sürtünme nedeniyle oluşan azalma etkilerini dikkate alan değiştirgeler olduğu belirtilmektedir.  $W^m$  terimi, şarj miktarındaki değişimin yer hareketine olan etkisini açıklar.  $\alpha$  katsayısının etkisi ise sadece uzun mesafelerde önem taşımaktadır (Tripathy and Gupta 2002). K, m, n ve  $\alpha$  değiştirgeleri ortamın fiziksel özelliklerinden oldukça etkilenirler ve bu değiştirgeler bu nedenden dolayı patlatma çalışmalarında ölçülen en yüksek parçacık hızı ve ölçekli mesafe değerlerinin ilişkilendirilmesi sonucunda ortaya çıkacak üssel fonksiyonun regresyonundan tespit edilmektedirler.

En yüksek parçacık hızının tahmini için verilen eşitliklerinde, en yüksek parçacık hızı (PPV) bağımlı değişken, ölçüm noktasına olan uzaklık (R), bir defada atılan en yüksek patlayıcı miktarı (W) ve elastik olmayan sönümlenme katsayıları ( $e^{-\alpha R}$  ve  $e^{-\alpha(R/W)}$ ) da bağımsız değişkenlerdir. Bu tahmin eşitliklerini içerdikleri bağımsız değişken sayısına göre iki gruba ayırmak mümkündür. Bölüm 6.5’de verilmiş olan literatürde kabul görmüş en yüksek parçacık hızı tahmin eşitlikleri Çizelge 6.16’da özetlenmiştir. Çizelge 6.16’dan da görülebileceği gibi, 1. gruptaki eşitlikler bir bağımlı ve bir bağımsız değişkenden oluşan regresyon modeline, 2. gruptaki eşitlikler ise bir bağımlı ve iki bağımsız değişkenden oluşan regresyon modeline uygundur. Bu nedenle, önerilen bu eşitliklerden bazıısı basit doğrusal regresyon analiziyle çözümlenebilirken, bazıısı ise çok değişkenli doğrusal regresyon analiziyle çözümlenebilmektedir. Doğrusal regresyon çözümlenmelerinde lisanslı Bülent Ecevit Üniversitesi’ne ait olan SPSS (sürüm 19) (IBM 2010) istatistik programından yararlanılmıştır.

Roy’un (1991) önermiş olduğu bağıntı, kayanın yapısı ve jeolojik süreksizlikler ile ilişiği olan deneysel bir sabit olan n değiştirgesini içerdigi için; Bilgin vd.’nin (1998) önermiş olduğu bağıntı basamak patlatmalarıyla ilişkili olduğu için ve Ak ve Konuk (2008) tarafından önerilen bağıntı ise süreksizlik sıklığı değiştirgesini içerdigi için bu çalışmada göz önünde bulundurulmamıştır.

Çizelge 6.16 PPV tahmini için literatürde önerilen yaklaşımlar.

Grup	Öneren araştırmacılar	Önerilen bağıntı	No
1	Duvall ve Petkof (1959); Duvall ve Fogelson (1962); Nicholls vd. (1971)	$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-\beta}$	1
	Langefors ve Kihlstrom (1963)	$PPV = K \left( \sqrt{\frac{W}{R^{3/2}}} \right)^{-\beta}$	2
	Ambraseys ve Hendron (1968)	$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \right)^{-\beta}$	3
	ISI (1973)	$PPV = K \left( \frac{W^{2/3}}{R} \right)^{-\beta}$	4
	Murthy ve Dey (2003)	$PPV = K \left( \frac{R}{W^{\frac{1}{3} + S_f}} \right)^{-\beta}$	5
2	Ghosh ve Daemen (1983)	$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-\beta} e^{\alpha R}$	6
		$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \right)^{-\beta} e^{\alpha R}$	7
	Gupta vd. (1987)	$PPV = K \left( \sqrt{\frac{W}{R^{3/2}}} \right)^{\beta} e^{\alpha R}$	8
		$PPV = K \left( \sqrt{\frac{W^{2/3}}{R}} \right)^{\beta} e^{\alpha R}$	9
	Gupta vd. (1988)	$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-\beta} e^{\alpha(R/W)}$	10

### 6.6.2.1 Basit Regresyon Modelleri

Ölçekli mesafe, kavram olarak yer hareketlerinin değişik uzaklıklardaki patlayıcı madde miktarları ile ilişkisidir (Dick et al. 1983). Eşitlik 6.21’de verilen genel bağıntı, ölçekli mesafe kavramını içerecek şekilde sabit ve esnek yayılma yasası olmak üzere iki ana kategoride sınıflandırılabilir. Esnek yayılma yasası,  $e^{\alpha R}$  faktörü olmadan Eşitlik 6.21 de küçük bir cebirsel manipülasyon yapılarak aşağıda gösterildiği gibi yeniden yazılabilir;

$$PPV = K (R/W^s)^{-n} ; \quad s = m/n \quad (6.23)$$

Burada parantez içerisindeki değer daha önceden de belirtildiği gibi ölçekli mesafe olarak adlandırılmaktadır. Sabit yayılma kanununda ise W teriminin üst katsayısı s, önceden sabit olarak belirlenir. Örneğin, USBM silindirik şarj yoğunlukları için s katsayısını 1/2 olarak önerirken (Duvall and Petkof 1959), Hindistan standartları enstitüsü 2/3 değerini önermektedir (ISI 1973). Küresel şarj durumunda ise s katsayısı 1/3 şeklinde kullanılmaktadır (Hendron 1977). Yapılan arazi çalışmaları 2/3 sabitinin en yüksek parçacık hızını tahmin etmek için uzun mesafelerde kısa mesafelerde olduğu kadar uygun olmadığını göstermiştir (Tripathy and Gupta 2002). 1/3 yani Küp-kök sabiti kullanarak, kısa mesafeler (<10 m) için tahmin edilen güvenli şarj miktarı etkili patlatmaya olanak vermeyecek kadar küçük bulunur. 1/2 yani karekök değeri birçok araştırmacı tarafından tavsiye edilen bir sabittir (Siskind et al. 1980). Kazı amaçlı patlatma işlemlerinde kullanılan şarj yoğunluğu çoğunlukla silindirik olduğundan bu sabit değer daha uygun olarak düşünülebilir.

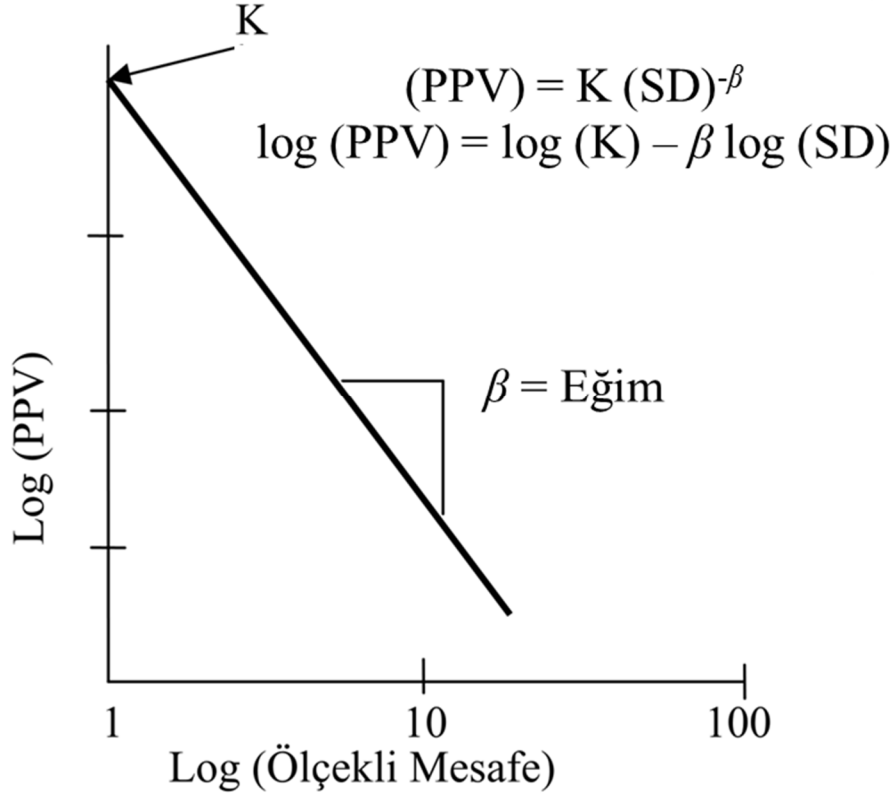
Bir bağımlı, bir bağımsız değişkeni olan regresyon modelleri basit regresyon modeli olarak adlandırılmaktadır. Bu tür regresyon modeli;

$$Y = a + bX \quad (6.24)$$

şeklinindedir. Burada, Y bağımlı değişken, X bağımsız değişken ve a ve b ise sabit sayılardır. Çizelge 6.15’de sunulan eşitlikler, x-ekseninde ölçekli mesafe ve y-ekseninde PPV olacak şekilde log-log koordinat sisteminde düz bir çizgiyi temsil etmektedirler. Bu durumda basit regresyon modeline göre doğrusal hale dönüştürülmüş değişkenler için aşağıdaki bağıntı yazılabilir.

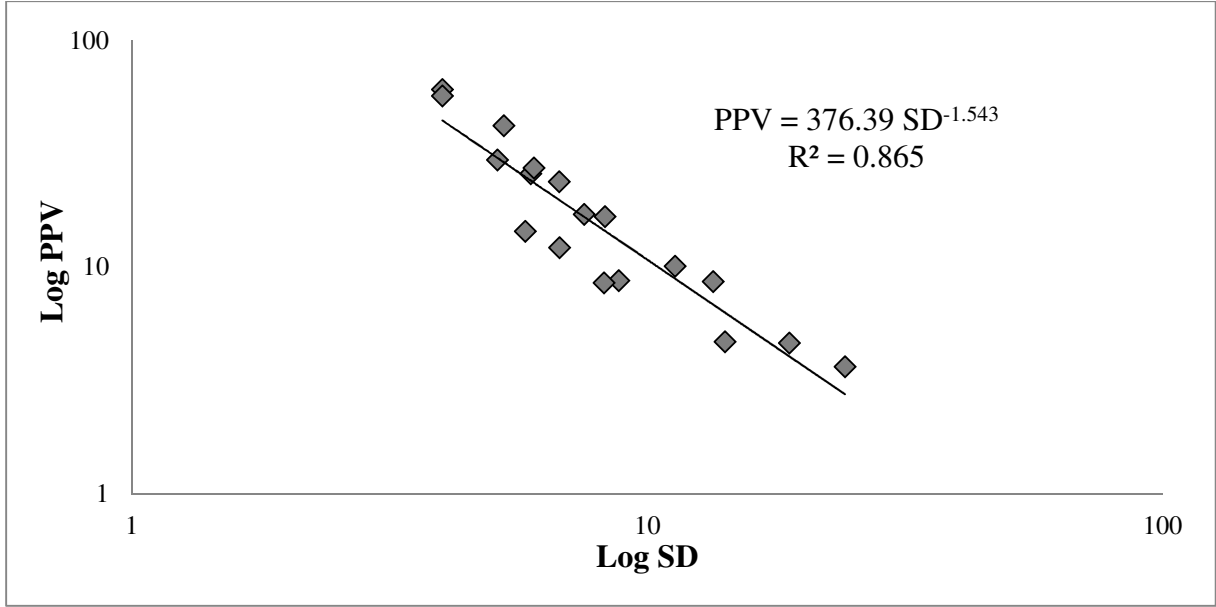
$$\log (PPV) = \log (K) - \beta \log (SD) \quad (6.25)$$

Burada, K ölçekli mesafenin 1 olduğu andaki eğrinin eksenle kesiştiği noktadır. K katsayısı birim ölçekli mesafede oluşması beklenen PPV değerine eşittir. Bu yüzden, K’nın fiziksel olarak, patlatma kaynağındaki titreşiminin kuvvetini yansıttığı düşünülebilir.  $\beta$  ise logaritmik fonksiyonun eğimini ifade etmektedir. Bu fonksiyonun grafik gösterimi Şekil 6.20’de gösterilmiştir.

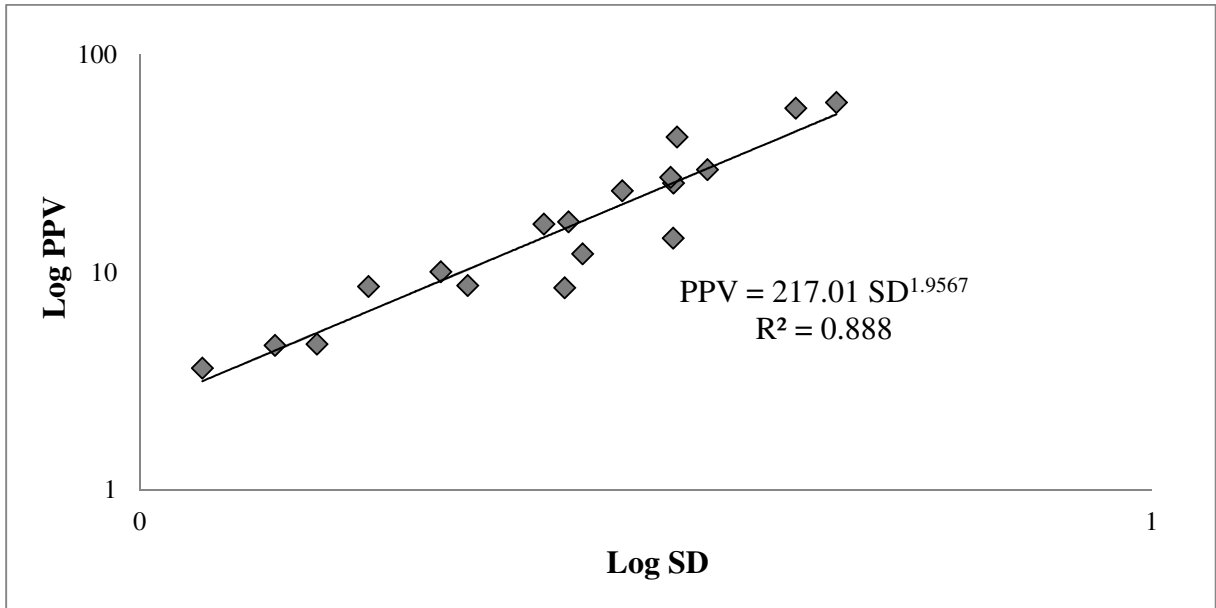


Şekil 6.20 Görgül saha değıştirmelerini gösteren ölçekli mesafe maksimum parçacık hızı ilişkisi.

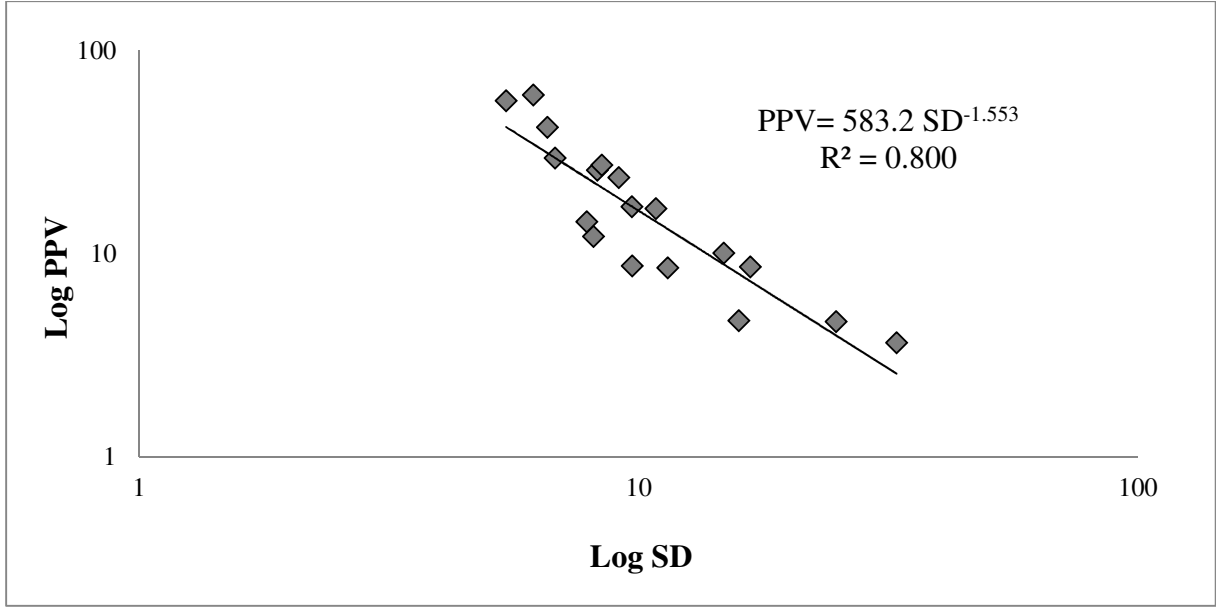
Basit regresyon modeline uygun eşitlikler için patlatma çalışmaları sırasında ölçülen en yüksek parçacık hızı sonuçları ve ölçekli mesafe (SD) değerlerinin (Bkz. Çizelge 6.16) ilişkilendirilmesi sonucunda ortaya çıkan üssel fonksiyonlar Şekil 6.21-7.25’de sunulmaktadır. Bu üssel fonksiyonların logaritmik dönüşümlerle doğrusal (lineer) hale dönüştürülmesiyle yapılan regresyon çözümlenmeleri sonucunda elde edilen katsayıların önemlilik dereceleri t- ve F-testleriyle incelenmiş ve sonuçlar sırasıyla Çizelge 6.17 ve Çizelge 6.18’de sunulmaktadır.



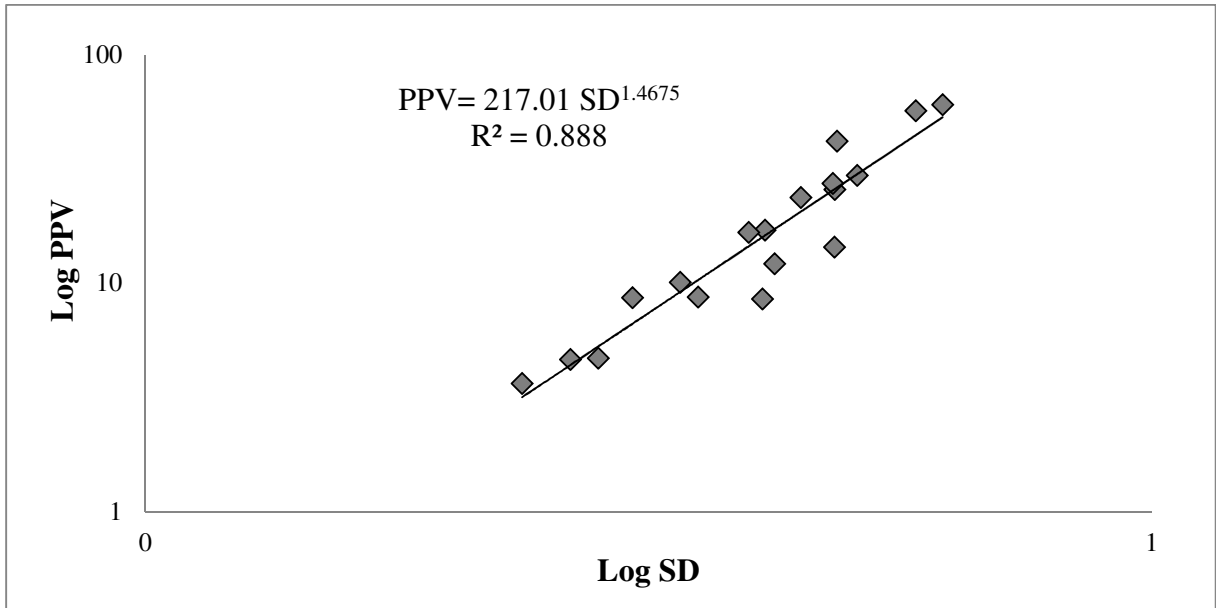
Şekil 6.21 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi (Duvall and Petkof 1959; Duvall and Fogelson 1962; Nicholls et al. 1971).



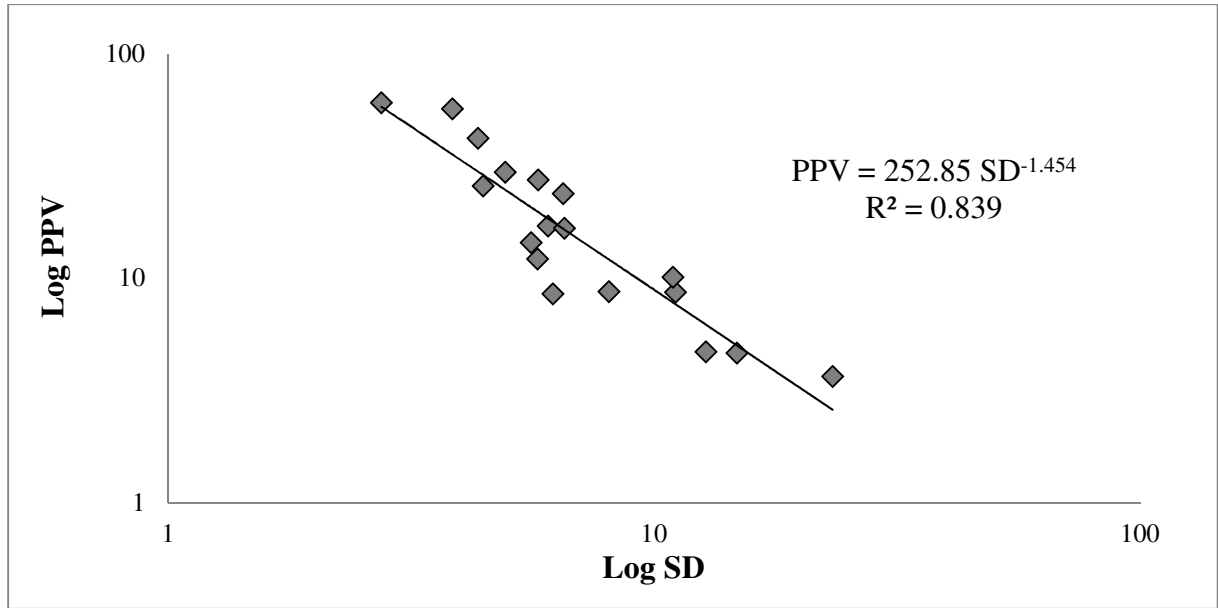
Şekil 6.22 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi (Langefors and Kihlstrom 1963).



Şekil 6.23 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi (Ambraseys and Hendron 1968).



Şekil 6.24 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi (ISI 1973).



Şekil 6.25 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi (Murthy and Dey 2003).

Çizelge 6.17 Göz önünde bulundurulan 1.Grup tahmin yöntemleri için t-testi sonuçları.

Model	Normalleştirilmemiş		Normalleştirilmiş	t	P (Anlamlılık)
	Katsayılar		Sabitler		
	B	Standart Hata	Beta		
1	K (Sabit)	5.931	0.326	18.167	0.000
	R/W <sup>1/2</sup>	-1.543	0.153	-0.930	-10.102
2	K (Sabit)	5.380	0.245	21.917	0.000
	W/R <sup>3/2</sup>	1.957	0.174	0.942	11.275
3	K (Sabit)	6.369	0.465	13.709	0.000
	R/W <sup>1/3</sup>	-1.553	0.194	-0.895	-8.007
4	K (Sabit)	5.380	0.245	21.917	0.000
	W <sup>3/2</sup> /R	1.467	0.130	0.942	11.275
5	K (Sabit)	5.533	0.319	17.363	0.000
	R/W <sup>1/3+SF</sup>	-1.454	0.159	-0.916	-9.129

Çizelge 6.18 Göz önünde bulundurulan 1.Grup tahmin yöntemleri için F-testi sonuçları.

Model	Kareler toplamı	Serbestlik derecesi	Kareler ortalaması	F	P (Anlamlılık)
<b>Regresyon</b>	10.362	1	10.362	102.050	0.000
<b>1 Artık</b>	1.625	16	0.102		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>Regresyon</b>	10.647	1	10.647	127.118	0.000
<b>2 Artık</b>	1.340	16	0.084		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>Regresyon</b>	9.593	1	9.593	64.110	0.000
<b>3 Artık</b>	2.394	16	0.150		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>Regresyon</b>	10.647	1	10.647	121.118	0.000
<b>4 Artık</b>	1.340	16	0.084		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>Regresyon</b>	10.057	1	10.057	83.347	0.000
<b>5 Artık</b>	1.931	16	0.212		
<b>Toplam</b>	11.987	17			

Çizelge 6.17'deki tüm t değerlerine karşılık gelen anlamlılık düzeyleri 0.000 olarak belirlenmiş olup, bu değerler  $\alpha=0.05$  anlamlılık düzeyinden küçüktür. Bu nedenle, PPV kestirimi için kullanılan görgül eşitliklerdeki regresyon katsayıları sıfırdan farklı olup, bağımlı değişkenle bağımsız değişken arasında doğrusal ilişkinin var olduğu anlaşılmaktadır. Öte yandan, modelin genel olarak anlamlılığıyla ilgili olarak, değerlendirilen bağımsız değişkenin bağımlı değişkenle doğrusal bir ilişkiye sahip olup olmadığının belirlenmesinde F-testinden yararlanılmaktadır. Yapılan doğrusal regresyon analizleri için sırasıyla  $F=102.050$ ,  $F=127.118$ ,  $F=64.110$ ,  $F=121.118$  ve  $F=83.347$  (Çizelge 6.18) değerleri hesaplanmıştır. Bu F değerlerine karşılık gelen anlamlılık düzeylerinin tümü  $\alpha=0.05$  anlamlılık düzeyinden küçük olduğu için, regresyon katsayılarının sıfır olduğu hipotezi reddedilerek bağımsız değişkenin bağımlı değişken üzerinde etki sahibi olduğu anlaşılmaktadır. Dolayısıyla t- ve F- testleri sonucunda bağımlı ve bağımsız değişkenler arasında kurulan ve Şekil 6.21-6.25'de verilen doğrusal ilişkilerin istatistiksel olarak anlamlı olduğu sonucuna varılmıştır.

Belirleme katsayısı  $R^2$ , regresyon denklemi ile belirlenen bağımlı değişkenin toplam değişkene oranıdır. Costa ve Ayderes'e (1996) göre parçacık hızı tahmin denkleminin güvenilirliğinin sağlam olması için belirleme katsayısı değerinin 0.7'den büyük olması gereklidir. Bu bölümde gerçekleştirilen regresyon analizlerinde elde edilen ilişkilerde belirleme katsayıları birbirine oldukça yakın çıkmıştır. Bununla birlikte en düşük ilişkilerde belirleme katsayısının Ambraseys ve Hendron (1968) tarafından önerilen bağıntıda elde edildiği görülmektedir. Bunun nedeni olarak bu bağıntının özgün olarak küresel şarj için önerilmiş olduğu söylenebilir. Bununla birlikte, yapılan basit regresyon oranlarına görülmüştür ki bütün belirleme katsayıları 0.7'den büyü çıkmıştır.

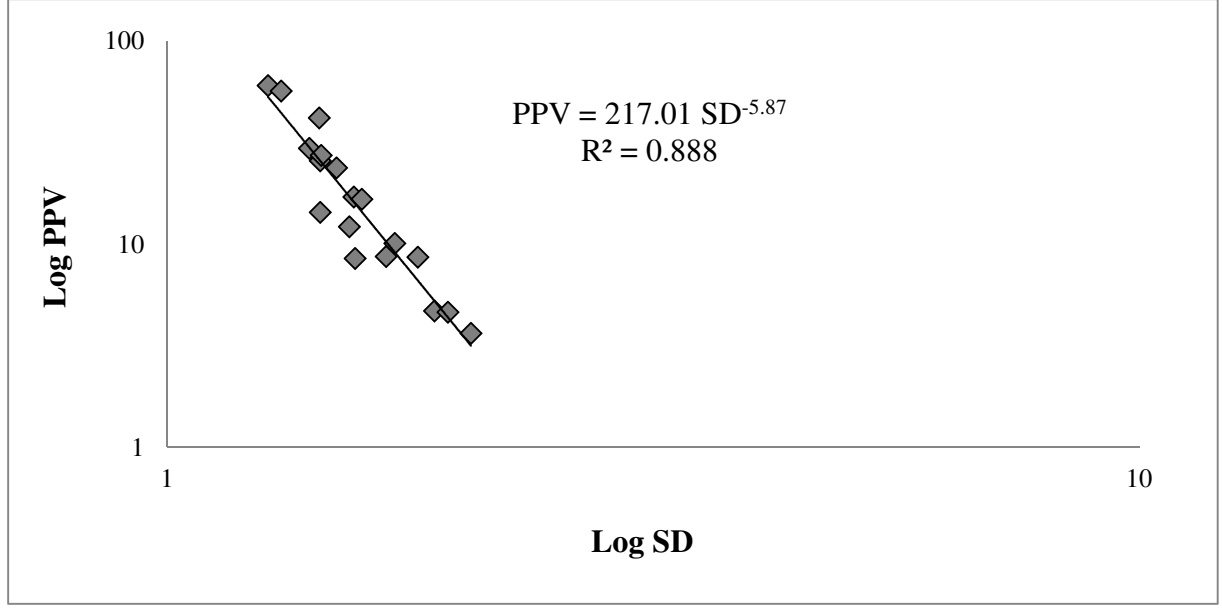
Langefors ve Kihlstrom (1963) ve ISI (1973) tarafından önerilen bağıntılarda elde edilen katsayılara ve ilişki katsayılarına bakıldığı zaman bir birinin aynısı olduğu görülmektedir. Bu durum, önerilen bu iki bağıntının da aslında benzer yaklaşım olduğu sonucunu akla getirmiştir. Buradan yola çıkarak bu iki bağıntının sadeleştirilmesiyle PPV tahmini bu çalışmada yeni bir bağıntı ortaya konmuştur. Önerilen bu yeni bağıntı;

$$PPV = K \left( \frac{R^{1/4}}{W^{1/6}} \right)^{-\beta} \quad (6.26)$$

şeklinde. Önerilen bu bağıntı kullanılarak yapılan regresyon çözümlerinin sonuçları ise Şekil 6.26'da, t- ve F-testi sonuçları sırasıyla Çizelge 6.19 ve 6.20'de verilmektedir.

Çizelge 6.19 Bu çalışmadan önerilen tahmin yöntemi için t-testi sonuçları.

Model	Normalleştirilmemiş		Normalleştirilmiş		P (Anlamlılık)
	Katsayılar		Sabitler		
	B	Standart Hata	Beta	t	
<b>K (Sabit)</b>	5.380	0.245		21.917	0.000
<b><math>R^{1/4}/W^{1/6}</math></b>	-5.870	0.521	-9.42	-11.275	0.000



Şekil 6.26 Ölçülen değerlere göre PPV ölçekli mesafe (SD) ilişkisi (bu çalışmada önerilen).

Çizelge 6.20 Bu çalışmadan önerilen tahmin yöntemi için F-testi sonuçları.

Model	Kareler toplamı	Serbestlik derecesi	Kareler ortalaması	F	P (Anlamlılık)
Regresyon	10.647	1	10.647	127.118	0.000
Artık	1.340	16	0.084		
<b>Toplam</b>	<b>11.987</b>	<b>17</b>			

Yapılan regresyon çözümlenmeleri sonuçlarından da görüldüğü gibi, bu çalışmada yakın mesafe için önerilen en yüksek parçacık hızı tahmin eşitliği, en yüksek belirleme katsayılarından birine ( $R^2=0.888$ ) sahiptir. Ayrıca t- ve F-testi sonuçlarının da anlamlılık düzeylerinin kabul edilebilir olduğu görülmektedir.

### 6.6.2.2 Çoklu Regresyon Modelleri

Bir bağımlı ve iki bağımsız değişkeni olan regresyon modeli ise çoklu regresyon modeli olarak adlandırılmaktadır. Doğrusal regresyonda, biri bağımlı, biri bağımsız olmak üzere iki değişken arasındaki ilişki incelenirken; birden fazla bağımsız değişkenin etkilediği bağımlı değişken denklemleri için çoklu regresyon analizi uygulanmaktadır. Çoklu regresyon analizinin uygulanabilmesi için, bağımlı değişken ile bağımsız değişkenlerin her biri arasında da doğrusal regresyon olması gerekir. Eğer, bağımsız değişkenlerden her hangi biri ile bağımlı değişken

arasındaki doğrusal ilişki yoksa çoklu regresyon analizi ile elde edilecek regresyon eşitliğinin güvenilirliği kalmaz. İki adet bağımsız değişken olduğunda çoklu regresyon modeli;

$$Y = a + bX_1 + cX_2 \quad (6.27)$$

şeklinde yazılabilir. Burada, Y bağımlı değişken,  $X_1$  ve  $X_2$  bağımsız değişkenler ve a, b ve c ise sabit sayılardır.

Herhangi bir kayaç yapısı içerisinde, sismik bir dalga yayılırken kayaç özelliklerine bağlı olarak sönümlenmektedir. Sönümlenmenin başlıca iki nedeni vardır. İlk olarak, dalgaların küresel bir şekilde yayıldığı düşünülürse, artan uzaklıkla beraber alanda artmakta, dolayısıyla dalga enerjisi genişleyen alanla ters orantılı olarak azalmaktadır. Sönümlenmenin ikinci etkeni ise kayaç yapısının gösterdiği atalet momenti ve sürtünmelerdir. Ayrıca, jeolojik süreksizlikler, büyük düzensizlikler ve serbestlik içeren akışkan ortam gibi nedenler de sismik dalga enerjisinde kayıplara neden olmaktadır. Dolayısıyla, dalga yayılımı sırasında birçok elastik olmayan etkiden dolayı enerji kayıpları olmaktadır. Patlatma kaynaklı oluşan yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızının tahmini için önerilen bağıntılara, bu durumu göz önünde bulundurmak için bazı araştırmacılar tarafından (Ghosh and Daemen 1983; Gupta et al. 1987; Gupta et al. 1988) elastik olmayan seyrelme veya sönme faktörünü eklemiştir. Bu durumda çoklu regresyon modeline göre doğrusal hale dönüştürülmüş değişkenler için aşağıdaki bağıntılar yazılabilir.

$$\log (PPV) = \log (K) + \beta \log (SD) + \alpha (R) \quad (6.28.a)$$

$$\log (PPV) = \log (K) + \beta \log (SD) + \alpha (R/W) \quad (6.28.b)$$

Yapılan çoklu regresyon çözümlenmeleri sonucunda elde edilen katsayıların önemlilik dereceleri yine basit regresyon modellerinde olduğu gibi t- ve F-testleriyle incelenmiş ve sonuçlar Çizelge 6.21 ve 6.22’de verilmiştir.

Çizelge 6.21’deki birinci bağımsız değişkenlerin yani ölçekli mesafeler için t değerlerine karşılık gelen anlamlılık düzeyleri de aynı basit regresyon modellerinde olduğu gibi 0.000 olarak belirlenmiş olup, bu değerler  $\alpha=0.05$  yanılma düzeyinden küçüktür. Ancak, ikinci bağımsız değişkenler yani elastik olmayan seyrelme veya sönme faktörleri için t değerlerine

karşılık gelen anlamlılık düzeylerinin 7 nolu tahmin modeli hariç  $\alpha=0.05$  anlamlılık düzeyinden büyük olduğu görülmektedir. Bu durumda, PPV kestirimi için kullanılan çok değişkenli görgül eşitliklerdeki birinci bağımsız değişkenlerin yani ölçekli mesafeler için regresyon katsayıları sıfırdan farklı olup, bağımlı değişkenle bağımsız değişkenler arasında doğrusal ilişkilerin var olduğu anlaşılmaktadır. Bununla birlikte, bu eşitliklerdeki ikinci bağımsız değişkenler yani elastik olmayan seyrelme veya sönme faktörleri için regresyon katsayıları sıfıra oldukça yakın çıkmıştır. Bu duruma neden olarak elastik olmayan seyrelme veya sönme faktörlerinin patlatma kaynağına yakın mesafede etkili olmamaları gösterilebilir. Aksine, bu sabitlerin etkileri uzak mesafelerde hissedilmektedir.  $\alpha$  katsayılarının çok küçük değerlerde olmasına bu etki neden olarak gösterilebilir. Bu çalışmada gerçekleştirilen ölçümleri birçoğu çok yakın mesafede olduğu için böyle bir istatistiksel sonuç çıkması oldukça doğaldır. Öte yandan yapılan çok değişkenli doğrusal regresyon analizleri için sırasıyla  $F=63.670$ ,  $F=52.744$ ,  $F=61.634$ ,  $F=61.634$  ve  $F=49.848$  (Çizelge 6.22) değerleri hesaplanmıştır. Bu F değerlerine karşılık gelen anlamlılık düzeylerinin tümü  $\alpha=0.05$  anlamlılık düzeyinden küçük olduğu için, regresyon katsayılarının tümünün sıfır olduğu hipotezi reddedilerek en az bir bağımsız değişkenin bağımlı değişken üzerinde etki sahibi olduğu anlaşılmaktadır. Dolayısıyla t- ve F- testleri sonucunda bağımlı ve bağımsız değişkenler arasında kurulan doğrusal ilişkilerin istatistiksel olarak anlamlı olduğu sonucuna varılmıştır. Bu tahmin eşitlikleri için belirleme katsayıları ise sırasıyla  $R^2=0.895$ ,  $R^2=0.876$ ,  $R^2=0.892$ ,  $R^2=0.892$  ve  $R^2=0.869$  olarak bulunmuştur.

Çizelge 6.21 Göz önünde bulundurulan 2.Grup tahmin yöntemleri için t-testi sonuçları.

Model	Normalleştirilmemiş		Normalleştirilmiş	t	P (Anlamlılık)	
	Katsayılar		Sabitler			
	B	Standart Hata	Beta			
6	K (Sabit)	6.465	0.394		16.428	0.000
	R/W <sup>1/2</sup>	-2.014	0.266	-1.213	-7.558	0.000
	R	0.022	0.11	0.333	2.072	0.056
7	K (Sabit)	7.953	0.648		12.267	0.000
	R/W <sup>1/3</sup>	-2.608	0.384	-1.502	-6.786	0.000
	R	0.044	0.15	0.666	3.011	0.009
8	K (Sabit)	5.461	0.277		19.734	0.000
	$\sqrt{W/R^{3/2}}$	2.107	0.284	1.015	7.420	0.000
	R	0.006	0.009	0.093	0.677	0.509
9	K (Sabit)	5.461	0.277		19.734	0.000
	$\sqrt{W^{2/3}/R}$	2.107	0.284	1.015	7.420	0.000
	R	0.006	0.009	0.093	0.677	0.509
10	K (Sabit)	5.571	0.589		9.542	0.000
	R/W <sup>1/2</sup>	-1.252	0.424	-0.754	-2.954	0.000
	R/W	-0.057	0.077	-0.189	-0.738	0.472

Çizelge 6.22 Göz önünde bulundurulan 2.Grup tahmin yöntemleri için F-testi sonuçları.

Model	Kareler toplamı	Serbestlik derecesi	Kareler ortalaması	F	P (Anlamlılık)
<b>6 Regresyon</b>	10.724	2	5.362	63.670	0.000
<b>Artık</b>	1.263	15	0.84		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>7 Regresyon</b>	10.495	2	5.247	52.744	0.000
<b>Artık</b>	1.492	15	0.99		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>8 Regresyon</b>	10.687	2	5.343	61.634	0.000
<b>Artık</b>	1.300	15	0.087		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>9 Regresyon</b>	10.687	2	5.343	61.634	0.000
<b>Artık</b>	1.300	15	0.087		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>10 Regresyon</b>	10.419	2	5.210	49.848	0.000
<b>Artık</b>	1.568	15	0.105		
<b>Toplam</b>	11.987	17			

Bu tez çalışması kapsamında yapılan istatistiksel çözümlenmelerde yeni elastik olmayan seyrelme faktörleri de denenmiştir. Elastik olmayan seyrelme faktörü olarak, Ghosh ve Daemen'nın (1983) ve Gupta vd.'nin (1987) önerdiği R ve Gupta vd.'nin (1988) önerdiği R/W oranına ek olarak, bu çalışmada elastik olmayan sönümlenme faktörü için ölçekli mesafenin kullanılması önerilmektedir. Bu bağlamda, karekök ve küp-kök yayılma yasaları göz önünde bulundurulmuştur. Öncelikle bu tez çalışması kapsamında önerilen basit regresyon modeline uygun, tahmin eşitliği (Bkz. Eşitlik 6.25) için elastik olmayan seyrelme faktörü R denenmiş daha sonra aynı eşitlik için karekök ve küp-kök yayılma yasaları elastik olmayan seyrelme faktörü olarak denenmiştir. Ayrıca, elastik olmayan seyrelme faktörü karekök ve küp-kök yayılma yasaları diğer göz önünde bulundurulan tahmin eşitlikleri için tek tek denenmiştir. Bu çalışmada yüksek belirleme katsayısı USBM'in önermiş olduğu tahmin eşitliğinde elde edilmiştir. Bu nedenle sadelik amacıyla sadece bu eşitlik için elde edilen sonuçlar sunulmuştur. Göz önünde bulundurulan tahmin eşitlikleri (Çizelge 6.23) için t- ve F-testi sonuçları Çizelge 6.24 ve 6.25'de sunulmaktadır.

Çizelge 6.23 Bu çalışmada önerilen çoklu regresyon modelleri.

Grup	Öneren araştırmacılar	Önerilen bağıntı	No
2	Bu Çalışmada Önerilen Bağıntılar	$PPV = K \left( \frac{R^{1/4}}{W^{1/6}} \right)^{-\beta} e^{\alpha R}$	B1
		$PPV = K \left( \frac{R^{1/4}}{W^{1/6}} \right)^{-\beta} e^{\alpha(R/\sqrt{W})}$	B2
		$PPV = K \left( \frac{R^{1/4}}{W^{1/6}} \right)^{-\beta} e^{\alpha(R/\sqrt[3]{W})}$	B3
		$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-\beta} e^{\alpha(R/\sqrt{W})}$	B4
		$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-\beta} e^{\alpha(R/\sqrt[3]{W})}$	B5

Çizelge 6.24 Bu çalışmadan önerilen tahmin yöntemleri için t-testi sonuçları.

Model	Normalleştirilmemiş		Normalleştirilmiş		t	P (Anlamlılık)
	Katsayılar		Sabitler			
	B	Standart Hata	Beta			
<b>K (Sabit)</b>	5.461	0.277			19.734	0.000
<b>B1</b>	<b>R<sup>1/4</sup>/W<sup>1/6</sup></b>	-6.321	0.852	-1.015	-7.420	0.000
	<b>R</b>	0.006	0.009	0.093	0.677	0.509
<b>K (Sabit)</b>	5.697	0.386			14.754	0.000
<b>B2</b>	<b>R<sup>1/4</sup>/W<sup>1/6</sup></b>	-7.371	1.508	-1.184	-4.889	0.000
	<b>R/W<sup>1/2</sup></b>	0.040	0.037	2.57	1.060	0.306
<b>K (Sabit)</b>	5.571	0.326			17.103	0.000
<b>B3</b>	<b>R<sup>1/4</sup>/W<sup>1/6</sup></b>	-6.816	1.177	-1.094	-5.793	0.000
	<b>R/W<sup>1/3</sup></b>	0.020	0.022	0.170	0.898	0.383
<b>K (Sabit)</b>	7.212	0.697			10.353	0.000
<b>B4</b>	<b>R/W<sup>1/2</sup></b>	-2.613	0.544	-1.574	-4.805	0.000
	<b>R/W<sup>1/2</sup></b>	0.103	0.051	0.667	2.035	0.060
<b>K (Sabit)</b>	6.908	0.530			13.040	0.000
<b>B5</b>	<b>R/W<sup>1/2</sup></b>	-2.371	0.398	-1.429	-5.951	0.000
	<b>R/W<sup>1/3</sup></b>	0.063	0.028	0.531	2.213	0.043

Çizelge 6.25 Bu çalışmadan önerilen tahmin yöntemleri için F-testi sonuçları.

Model	Kareler toplamı	Serbestlik derecesi	Kareler ortalaması	F	P (Anlamlılık)
<b>Regresyon</b>	10.687	2	5.343	61.634	0.000
<b>B1 Artık</b>	1.300	15	0.087		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>Regresyon</b>	10.740	2	5.370	64.616	0.000
<b>B2 Artık</b>	1.247	15	0.083		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>Regresyon</b>	10.715	2	5.358	63.191	0.000
<b>B3 Artık</b>	1.272	15	0.085		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>Regresyon</b>	10.714	2	5.357	63.119	0.000
<b>B4 Artık</b>	1.273	15	0.085		
<b>Toplam</b>	11.987	17			
<b>Regresyon</b>	10.762	2	5.381	65.906	0.000
<b>B5 Artık</b>	1.225	15	0.082		
<b>Toplam</b>	11.987	17			

Çizelge 6.24'deki sonuçlar incelendiğinde, birinci bağımsız değişkenler için t değerlerine karşılık gelen anlamlılık düzeyleri 0.000 iken, ikinci bağımsız değişkenler için bu değer sıfırdan farklıdır. Sıfırdan farklı olan bu değerler B4 ve B5 nolu modeller hariç  $\alpha=0.05$  anlamlılık düzeyinden büyüktür. Bu durumda yine birinci bağımsız değişkenlerin için regresyon katsayıları sıfırdan farklı olup, ikinci bağımsız için regresyon katsayıları sıfıra oldukça yakın çıkmıştır. Diğer yandan, yapılan çok değişkenli doğrusal regresyon analizleri için sırasıyla  $F=61.634$ ,  $F=64.616$ ,  $F=63.191$ ,  $F=63.119$  ve  $F=65.906$  (Çizelge 6.25) değerleri hesaplanmıştır. Bu F değerlerine karşılık gelen anlamlılık düzeylerinin tümü  $\alpha=0.05$  anlamlılık düzeyinden küçük olduğu için, regresyon katsayılarının tümünün sıfır olduğu hipotezi reddedilerek en az bir bağımsız değişkenin bağımlı değişken üzerinde etki sahibi olduğu anlaşılmaktadır. Bu tahmin eşitlikleri için belirleme katsayıları ise sırasıyla  $R^2=0.892$ ,  $R^2=0.896$ ,  $R^2=0.894$ ,  $R^2=0.894$  ve  $R^2=0.898$  olarak bulunmuştur.

Yapılan çalışmalarda görülmüştür ki Ambraseys ve Hendron (1968) tarafından küresel simetri için önerilen ölçekle mesafe eşitliği  $R/\sqrt[3]{W}$ 'nin, elastik olmayan seyrelme faktörü olarak kullanılması en iyi belirleme katsayısı ile sonuçlanmaktadır. Buna neden olarak yakın mesafeler söz konusu olduğunda yer sarsıntısının uzaklıkla birlikte küresel olarak sönümlenmesi gösterilebilir. Bu bölümde göz önünde bulundurulmuş tüm tahmin eşitlikleri takip eden bölümde özetlenmiştir.

### 6.6.3 En Yüksek Parçacık Hızı (PPV) Tahmin Sonuçları

Bu tez çalışması kapsamında göz önünden bulundurulmuş en yüksek parçacık hızı tahmini tahmin eşitlikleri için yapılan regresyon çözümlenmeleri sonucunda elde edilen sabit sayı değerleri belirleme katsayıları ile birlikte 1. Grup ve 2. Grup eşitlikler için sırasıyla Çizelge 6.26 ve 6.27'da sunulmuştur.

Çizelge 6.26 Göz önünde bulundurulmuş 1.Grup PPV tahmin eşitlikleri sonuçları ve belirleme katsayıları.

Grup	Öneren araştırmacılar	Önerilen bağıntı	R <sup>2</sup>
1	Duvall ve Petkof (1959); Duvall ve Fogelson (1962); Nicholls vd. (1971)	$PPV = 376 \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-1.543}$	(0.865)
	Langefors ve Kihlstrom (1963)	$PPV = 217 \left( \sqrt{\frac{W}{R^{3/2}}} \right)^{1.9567}$	(0.888)
	Ambraseys ve Hendron (1968)	$PPV = 583 \left( \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \right)^{-1.553}$	(0.800)
	ISI (1973)	$PPV = 217 \left( \frac{W^{2/3}}{R} \right)^{1.4675}$	(0.888)
	Murthy ve Dey (2003)	$PPV = 253 \left( \frac{R}{W^{1/3+S_f}} \right)^{-1.454}$	(0.839)
	Bu Çalışmada Önerilen	$PPV = 217 \left( \frac{R^{1/4}}{W^{1/6}} \right)^{-5.87}$	(0.888)

Çizelge 6.26'dan da görüldüğü gibi en yüksek belirleme katsayıları Langefors ve Kihlstrom (1963) ve ISI (1973)'ün önermiş olduğu tahmin eşitliğinden elde edilmiştir. Bununla birlikte,

bu çalışmada önerilen bağıntı bu iki eşitliğin sadeleştirilmesi olduğu için bu çalışmada önerilen bağıntıda aynı belirleme katsayısına sahiptir.

Çizelge 6.27 Göz önünde bulundurulmuş 2.Grup PPV tahmin eşitlikleri sonuçları ve belirleme katsayıları.

Grup	Öneren araştırmacılar	Önerilen bağıntı	R <sup>2</sup>
2	Ghosh ve Daemen (1983)	$PPV = 642 \left( \frac{R}{\sqrt[2]{W}} \right)^{-2.014} e^{0.022R}$	(0.895)
		$PPV = 2844 \left( \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \right)^{-2.608} e^{0.044R}$	(0.876)
	Gupta vd. (1987)	$PPV = 235 \left( \sqrt{\frac{W}{R^{3/2}}} \right)^{2.107} e^{0.006R}$	(0.892)
		$PPV = 235 \left( \sqrt{\frac{W^{2/3}}{R}} \right)^{2.107} e^{0.006R}$	(0.892)
	Gupta vd. (1988)	$PPV = 263 \left( \frac{R}{\sqrt[2]{W}} \right)^{-1.252} e^{-0.057(R/W)}$	(0.869)
	Bu Çalışmada Önerilen	$PPV = 235 \left( \frac{R^{1/4}}{W^{1/6}} \right)^{-6.321} e^{0.006R}$	(0.892)
		$PPV = 298 \left( \frac{R^{1/4}}{W^{1/6}} \right)^{-7.371} e^{0.040(R/\sqrt{W})}$	(0.896)
		$PPV = 263 \left( \frac{R^{1/4}}{W^{1/6}} \right)^{-6.816} e^{0.020(R/\sqrt[3]{W})}$	(0.894)
		$PPV = 1356 \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-2.371} e^{0.063(R/\sqrt{W})}$	(0.894)
		$PPV = 1000 \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-2.371} e^{0.063(R/\sqrt[3]{W})}$	(0.898)

Çizelge 6.27'ye bakıldığı zaman, patlatma kaynağına yakın mesafelerde elastik olmayan seyrelme faktörü olarak bu çalışmada önerildiği gibi ölçekli mesafe kavramının kullanılması olumlu sonuçlar verdiği görülmektedir.

Sonuç olarak, yapılan istatistiksel çalışmalar değerlendirildiğinde bu çalışmada önerilen PPV tahmin yönteminin en iyi ilişki katsayısıyla sonuçlanan yöntemlerden biri olduğu görülmektedir. Elde edilen bu bilgiler ışığında, Zonguldak kömür havzasında bulunan benzer özellikli kumtaşları için yakın mesafede oluşacak titreşim değerlerinin önceden güvenle tahmin

edilebileceği ön görülebilir. Bununla birlikte, Çizelge 6.26 ve 6.27'd3 verilen en yüksek parçacık hızı tahmin modelleri kullanılarak, işletme içerisindeki riskli bölge olarak belirlenen bir sahaya yakın yerlerde yapılacak patlatmaların ne kadar mesafe yaklaşabileceği tespit edilebilir. Örneğin, USBM'in önerdiği tahmin eşitliğini kullanırsak güvenli mesafeyi veren bağıntı aşağıda gösterildiği gibi olacaktır:

$$R = \left( \frac{PPV W^{-\beta/2}}{K} \right)^{1/-\beta} \quad (6.29)$$

Eşitlik 6.29'a göre, gecikme başına kullanılan patlayıcı madde miktarı, sınır PPV değeri ve bulunan saha sabitleri kullanılarak güvenli mesafe hesaplanabilir. Hasar sınır değeri olarak Çevresel Gürültünün Değerlendirilmesi ve Yönetimi Yönetmeliği'nin 25. maddesi a bendinde maden ve taşocaklarında yapılan patlatmalardan kaynaklanan titreşimler için verilen 4-10 Hz frekans değeri için 19 mm/s sınır değeri kabul edildiğinde (Bkz. Çizelge 6.11), B10 kesit için işletmede gözlemlenen ortalama patlayıcı madde miktarını 7.5 kg olarak alınırsa, bu değerler için güvenli mesafe 19 m olacaktır. Bunun gibi işlemler diğer tahmin eşitlikleri için de yapılabilir. Diğer yandan, patlatma kaynaklı sarsıntıların çevre yerleşim yerlerine olan etkilerinin belirlenmesi ve önerilen hasar ölçütlerine göre değerlendirilmesi, bu tez çalışmasında olduğu gibi yeraltı çalışmaları için büyük bir önem taşımamaktadır. Bunu yerine bu tez çalışması kapsamında yakın mesafeler için patlatma hasarının belirlenmesi yoluna gidilmesinin daha anlamlı olacağı kanısına varılmıştır. Patlatma hasarı ile ayrıntılı bilgi takip eden bölümde geniş çapta verilmektedir.

## BÖLÜM 7

### PATLATMA KAYNAKLI HASAR BOYUTUNUN BELİRLENMESİ

Başarılı bir patlatma doğru bir şekilde tasarlanmış patlatma delikleriyle başlamaktadır. Patlatma doğası gereği tahrip edici bir işlem olduğundan iyi tasarlanmamış bir patlatma tasarımı istenmeyen çevre kaya hasarlarıyla sonuçlanabilir. Kazının yapıldığı kaya kütlelerinde meydana gelebilecek hasar, çevre kayada çatlaklar ve fazla kazı (overbreak) şeklindedir. Bir galeri veya tünelin açıldığı ortamdaki kaya kütlelerinde oluşacak patlama hasarını en düşük seviyede tutabilmek için, patlatılacak deliklerin düzenleri ve şarj yoğunlukları doğru bir şekilde tasarlanmalıdır. Tasarımda uygulanmakta olan çevresel kontrollü patlatma teknikleri, inşaat yapıları projelerinde yaygın olarak kullanılmasına rağmen madencilik alanlarında o kadar yaygın değildir. Meydana gelebilecek hasar, kaya (kavlak) düşmesi ve sakatlanma riskini artırabildiği gibi aynı zamanda maliyetleri de artırmaktadır. Eğer hasar miktarının boyutları ve çevre kayadaki etkileri tahmin edilebilirse, patlatma tasarımları duraysızlık problemlerini azaltacak şekilde gerçekleştirilebilir.

1970'lerin sonlarında Holmberg ve Persson çevresel patlatmada İsveç yaklaşımını tanıtmışlardır (Holmberg and Persson 1978, 1979; Holmberg 1982). Bu yaklaşım bilimsel temeli ve kolay uygulanabilirliği nedeniyle geniş bir kullanım alanı bulmuştur (Iverson et al. 2008). Holmberg ve Persson'a (1978) göre patlatma sonucu kaya kütlelerinde meydana gelecek hasar, patlama sırasında oluşan yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızıyla (PPV) ilgilidir. Bu yaklaşımda; en yüksek parçacık hızı, doğrusal şarj yoğunluğu, şarj konumu ve ölçüm noktası arasındaki mesafe ve gözlenen hasar genişliği arasındaki ilişkiyi kullanarak sınır PPV değeri hesaplanabilir. Bu değer sonradan kabul edilebilir çevresel hasar veren patlayıcı-delik kombinasyonlarını belirlemek için tasarım eğrilerine uygulanabilir (Tesarik and Hustrulid 2009).

Holmberg ve Persson (1978), patlatma sonucu patlama deliğinden herhangi bir mesafede oluşacak olan yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızının tahmini için, Bölüm 6’da ayrıntılı olarak anlatılan ölçekli mesafe formülünü kullanmayarak, parçacık simetrisi yerine genel bir eşitlik kullanmışlardır. Farklı mesafedeki farklı doğrusal şarj yoğunluklarıyla ilişkili olan önermiş oldukları bu görgül bağıntı;

$$PPV = K \cdot W^\alpha / R^\beta \quad (7.1)$$

şeklindedir. Burada; PVV: en yüksek parçacık hızı (mm/s), W: tek bir seferde patlatılan patlayıcı madde miktarı (kg), R: patlama noktasından olan ışınsal uzaklık (m) ve K,  $\alpha$  ve  $\beta$  geniş bir aralıkta değişen ve çoklu regresyon çözümlemesi vasıtasıyla belirli bir yer için tahmin edilen kayacın yapısal ve elastik özelliklerine bağlı deneysel sabitlerdir (Oloffson 1988). K sabiti patlatma kaynağı enerjisini ve patlayıcının patlatma deliğinin kavrama etkinliğini yansıtır. Yüksek K değerleri patlayıcının enerjisinin yüksek olduğunu ve patlatma deliğini iyi bir şekilde kavradığını gösterir.  $\beta$  katsayısı mesafeyle birlikte kaybolan sarsıntı enerjisini temsil eder.  $\beta$  teriminin düşük değerleri titreşim enerjisini çok az sönmleyen sert ve sağlam kaya kütlelerini temsil ederken, yüksek değerleri titreşim enerjisini çok çabuk sönmleyen kısmen zayıf kaya kütlelerini temsil etmektedir (Scott 2009). Lundborg vd. (1978), USBM tarafından yapılan bir çok yer üstü patlatma ölçümleri sonuçlarını çözümlenerek bu sabitleri İsveç sağlam kaya kütleleri için K=700,  $\alpha=0.7$  ve  $\beta=1.5$  olarak önermişlerdir (Iverson et al. 2008). McKenzie vd. (1995) ise sağlam tortul kayalar için bu katsayıları K=400,  $\alpha=0.78$  ve  $\beta=1.56$  olarak önermişlerdir (Scott 2009). Daha önceden de bahsedildiği gibi bu sabitler arazi koşullarına ve verilerin elde edilmesinde izlenen yaklaşıma bağlı olarak büyük bir oranda değişebilir. İdeal olarak, bu sabitler her bir çalışma sahası için bir seri deneme patlatması yapıp patlama noktasından farklı mesafelerde oluşan yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızlarının izlenmesiyle belirlenmelidir.

Holmberg ve Persson (1978), uzun silindirik şarj kullanıldığında çevre kaya kütlelerinde meydana gelen hasarı incelemek için Eşitlik 7.1’i kullanmışlardır. Eşitlik 7.1’in infilakın tek bir noktada meydana geldiği kabulüne dayandığı ve bu yüzden de sadece R mesafesinin şarj uzunluğuna göre daha büyük olduğu durumlarda doğru olduğu göz önünde bulundurulmalıdır. Holmberg ve Persson (1978) bu problemi tartışarak, tünel patlamaları uygulamalarında olduğu gibi incelenecek bölge şarj kolonuna çok yakın olduğu durumlar için patlayıcı kolonu uzunluğuna eşit veya daha az mesafelerdeki en yüksek parçacık hızı seviyelerini belirlemeye

olanak sağlayan bir eşitlik geliştirmişlerdir. Bu durumda en yuşek parçacık hızı, Eşitlik 7.1'in şarj uzunluğu boyunca olan göreceli konumuna göre integralinin alınmasıyla elde edilebilir (Hoek and Brown 1980).

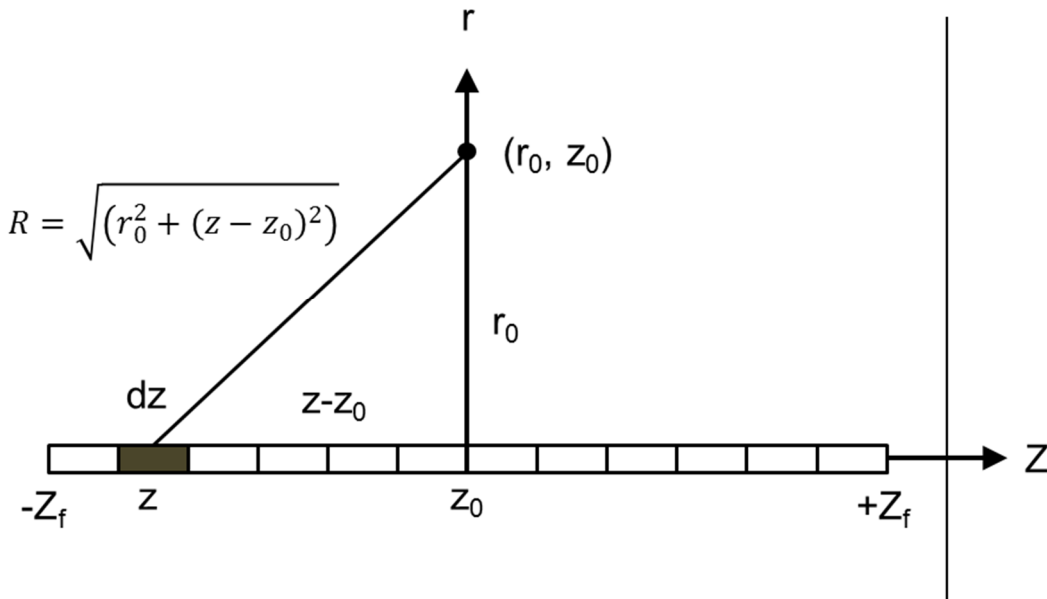
Holmberg ve Persson (1978) uzun silindirik şarjı,  $\Delta L$  uzunluğuna eşit kısa elemanlardan oluşan belli sayıdaki ( $n$ ) şarlara bölerek her birim uzunluk başına şarj yoğunluğu  $q$  olduğuunu varsaymışlardır (Iverson et al. 2008). Bu durumda her bir eleman için patlayıcı madde miktarı  $\Delta W$ ;

$$\Delta W = q \cdot \Delta L \quad (7.2)$$

şeklinde tanımlanabilir. Burada;  $\Delta W$  ve  $\Delta L$  sırasıyla patlayıcı kolonundaki her birim şarjın ağırlığu ve uzunluğu ve  $q$  birim uzunluk başına düşen şarj yoğunluğu ( $\text{kg/m}$ ). Dolayısıyla,  $i$  alt indisiyle ifade edilen belirli bir şarjdan belirli bir gözlem noktasındaki en yuşek parçacık hızı Eşitlik 7.1'e göre şu şekilde tanımlanabilir;

$$\Delta PPV_i = K(\Delta W)^\alpha / R_i^\beta = K(q \cdot \Delta L)^\alpha / R_i^\beta \quad (7.3)$$

Söz konusu farz edilen problem geometrisi şekil 7.1'de gösterilmektedir.



Şekil 7.1 Basitleştirilmiş şarj geometrisinin şematik gösterimi (Iverson et al. 2008).

Şekil 7.1’de görüldüğü gibi şarj kolonu z-ekseni boyunca uzanırken r-ekseni şarjın orta noktasından geçmektedir. Şarjın belirli bir kısmından gelen sismik dalgalardan kaynaklanan toplam en yüksek parçacık hızı r-ekseni boyunca konumlanmış bir gözlem noktasında ( $r_0 - z_0$ ) belirlenecektir. Şarjın farklı bölgelerinden gelen sismik dalgalar gözlem noktasına ulaşmak için farklı mesafeler kat ettiğinden, genlikleri mesafeye bağlıdır. Aynı zamanda, varış süreleri ve dalga yönelimi genellikle patlayıcının infilak hızına ve kayadaki dalga yayılma hızına göre değişecektir. Holmberg ve Persson (1978) yaklaşımlarında;

- tüm patlayıcı kolonunun aynı anda infilak olduğunu ve
- genliklerin varış doğrultuları hesaba katılmadan basitçe toplandığını,

kabul etmişlerdir (Iverson et al. 2008). Ayrıca serbest yüzey etkisi de yok sayılmıştır. Bu olay, durumu oldukça basitleştirmiştir. Bu koşullar altında patlama deliğindeki şarjın her bir farklı elamanından kaynaklanan PPV değeri sayısal olarak toplanabilir. Başka bir ifadeyle, en yüksek parçacık hızı, her birim şarjın oluşturduğu en yüksek parçacık hızlarının katkılarının toplanmasıyla elde edilebilir. Bu durumda en yüksek parçacık hızı Eşitlik 7.4’de gösterildiği gibi verilebilir.

$$PPV = \sum_1^n \Delta PPV_i = Kq^\alpha \sum_i^n \Delta L^\alpha / R_i^\beta \quad (7.4)$$

Holmberg ve Persson (1978) bu toplam eşitliğini aşağıdaki integral ifadeyle değiştirerek,

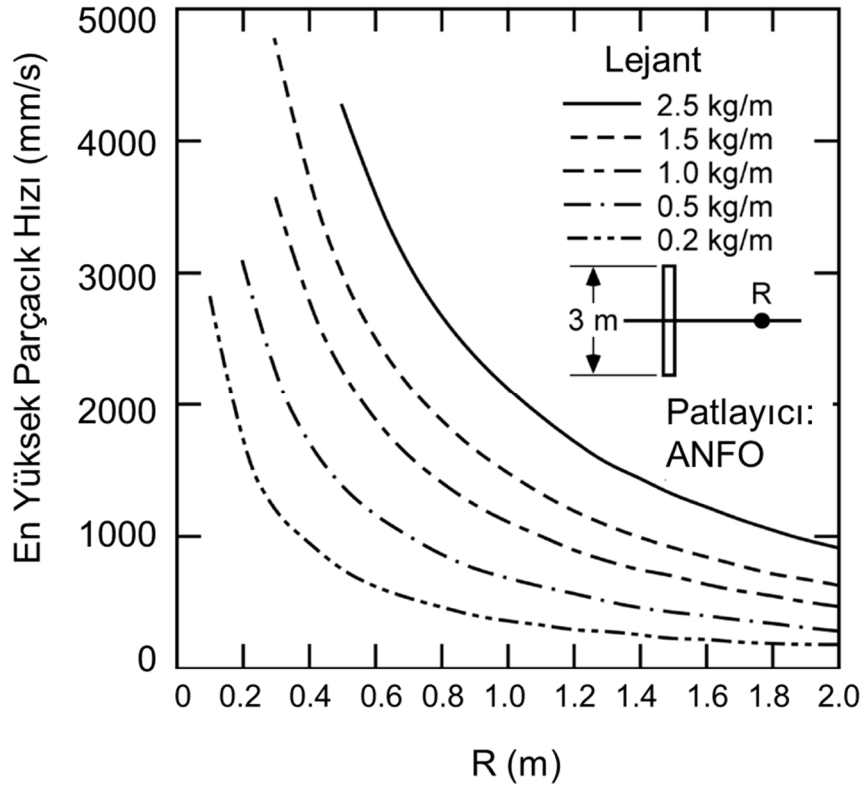
$$PVV = K \left[ q \int_{z_i}^{z_f} \frac{dz}{[(r_0)^2 + (z - z_0)^2]^{\beta/2\alpha}} \right]^\alpha \quad (7.5)$$

eşitliğini (Eşitlik 7.5) elde etmişlerdir (Onederra and Esen 2004). Uzun patlayıcı kolonunun orta noktasında belirli bir ışınsal uzaklıktaki bir konum için ( $r=0$  ve  $z_0=0$ ), Eşitlik 7.5 aşağıda verilen hale gelmektedir;

$$PVV = K \left[ q \int_{z_i}^{z_f} \frac{dz}{[(r_0)^2 + (z)^2]^{\beta/2\alpha}} \right]^\alpha \quad (7.6)$$

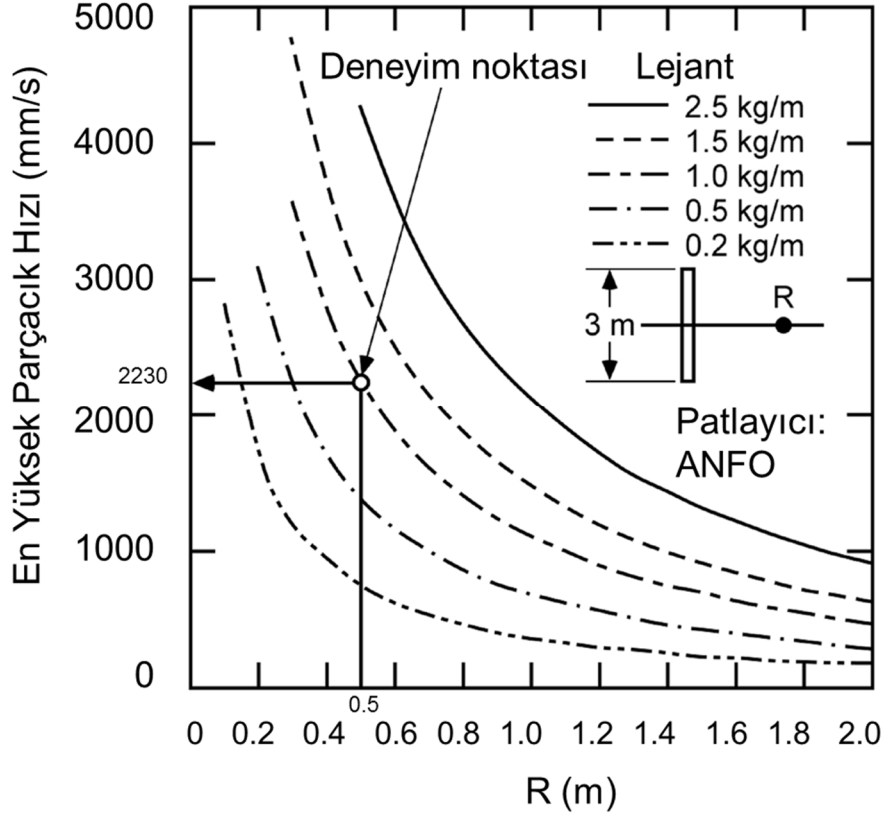
Sonuç olarak, bu integral sayısal olarak değerlendirilebilir. Holmberg ve Persson (1978), 3m uzunluğundaki patlayıcı kolonu için ( $z_i = -1.5$  m ve  $z_f = 1.5$  m)  $K=700$ ,  $\alpha=0.7$  ve  $\beta=1.5$  olduğunu

kabul ederek, Şekil 7.2’de  $q= 0.2, 0.5, 1.0, 1.5$  ve  $2.5$  kg/m için gösterilen sonuçları elde etmişlerdir (Iverson et al. 2008).



Şekil 7.2 Şarj yoğunluğunun bir işlevi olarak en yüksek parçacık hızı-mesafe eğrileri (şarj uzunluğu = 3m, gözlem ekseni şarj kolunu orta noktası boyunca) (Holmberg 1982; Iverson et al.’den 2008).

Şekil 7.2’de gösterilen bu eğrileri tasarımda kullanabilmek için, kabul edilemeyen hasarla ilgili sınır PVV değerlerinin belirlenmesi gerekmektedir. Fazla kazı bu hasarın bir çeşididir. Eğer tamamen doldurulmuş bir çevre deliği ( $q=1.0$  kg/m) için ölçülen fazla kazının 0.5 m olduğunu kabul edilirse bu durumda fazla kazı için PPV sınırı 2230 mm/s olacaktır. Bu durum Şekil 7.3’te gösterilmiştir. Eğer fazla kazı miktarını eğrilere dayanarak 0.15 m veya daha az seviyelerde tutmak arzu edilirse, çevre deliklerindeki şarj yoğunluğu 0.2 kg/m veya daha azına düşürülmelidir.



Şekil 7.3 En yüksek parçacık hızı-mesafe eğrilerine deneyimle elde edilen noktanın konumlandırılması (Iverson et al. 2008).

Pratik çalışmalarda Holmberg ve Persson yaklaşımı izlenerek, kullanılan şarj yoğunlukları ve arazi sabitleri belirlenerek yeni eğriler geliştirilebilir, fazla kazı veya kaya hasarları ölçülür ve bu değerler ve eğriler kullanılarak sınır PPV değeri belirlenebilir. Sonuç olarak araziye özgü pratik bir tasarım aracı elde edilmiş olur.

Holmberg ve Persson yaklaşımı çevre patlatma uygulamalarında kullanmak için çok kolay bir yöntemdir ve ilk tanıtıldığı 1978 yılından beri geniş çapta kabul görmüştür.

Blair and Minchinton (1996), yaptıkları çalışma sonucunda Holmberg-Persson yaklaşımının dikkati kullanılması gerektiğini göstermiştir. Tek bir patlama deliği çevresindeki hasar bölgesinin belirlenmesine yönelik dinamik sonlu elemanlar kullanarak yaptıkları çalışmalarında bu yaklaşımın patlama deliğine yakın bölgenin çözümlemesi için uygun olmadığını göstermişlerdir. 2002 senesinde ise Hustrulid ve Lu (2002) tarafından bu yaklaşımda matematiksel bir hata keşfedilmiş ve bu yaklaşımın kullanımı şüphe içerisine girmiştir (Iverson vd. 2008; Tesarik and Hustrulid 2009). Bununla birlikte, Iverson vd. (2008) bulunan matematiksel hatayı düzelten bir değişiklik önermişlerdir. Düzeltilmiş NIOSH-

Holmberg-Persson (NIOSH: The National Institute for Occupational Safety and Health) yaklaşımı olarak adlandırılan bu yöntemle elde edilen eğriler, patlama şarjından uzak bölgelerde temelde orijinaliyle aynıyken, patlama şarjına yakın bölgelerde bazı önemli farklılıklar içermektedir.

Hustrulid ve Lu (2002) Eşitlik 7.4’de bir toplamla ifade edilen PPV’den Eşitlik 7.5’de integralle ifade edilen PPV’ye giden adımın doğru olmadığına dikkat çekmiştir.  $\alpha$  üssü toplam işaretinin içinden integral işaretinin dışına geçirilmiştir (Iverson et al. 2008). Bu yüzden Şekil 7.2 ve 7.3’te gösterilen eğriler doğru değildirler. Bu durumda, toplam eşitliğini kullanarak geri dönülebilir ve hata düzeltilebilir. Eşitlik 7.4’ü tekrar yazarsak;

$$PPV = \sum_1^n \Delta PPV_i = Kq^\alpha \sum_i^n \Delta L^\alpha / R_i^\beta \quad (7.4)$$

şeklindedir. Belli bir şarj uzunluğu için bütün  $\Delta L$ ’lerin aynı olmasından dolayı, bu terim toplam işaretinin altından çıkarılabilir;

$$PPV = \sum_1^n \Delta PPV_i = Kq^\alpha \Delta L^\alpha \sum_i^n 1 / R_i^\beta \quad (7.7)$$

Bu eşitlikten, gözlem noktasından şarj kolonunun orta noktasına olan radyal mesafe  $R_i$ ’nin belirlenip,  $\beta$  üssünün tersi alınarak, sonra bütün hepsinin toplamması gerektiği görülmektedir. Bununla birlikte, Eşitlik 7.7’yi derinlemesine incelersek, PPV’nin  $\alpha$  üssüyle yükseltilebilir belirli bir şarjın uzunluğuna bağlı olduğu açıkça görülmektedir. Sadece çok özel durum olan  $\alpha=1$  durumu için, eşitlik durağandır.  $\alpha < 1$  durumu için, şarj uzunluğu kısaltıldıkça PPV değeri sıfıra yaklaşır.  $\alpha > 1$  durumunda, şarj uzunluğu uzadıkça PPV değeri sonsuza yaklaşır. Bu nedenle, bu süreç takip edilemez.

Iverson vd. (2008) tarafından önerilen yeni çözüm, tüm şarj elemanları için gözlem konumunda ortalama hareket mesafesi olan  $\bar{R}$ ’yi içermektedir. Bu yaklaşımda, öncelikle  $\bar{R}$  belirlenir ve daha sonra, PPV Eşitlik 7.8 kullanılarak elde edilebilir:

$$PPV = K W^\alpha / \bar{R}^\beta = K(qL)^\alpha / \bar{R}^\beta \quad (7.8)$$

Ortalama hareket mesafesi olan  $\bar{R}$  ise şu şekilde belirlenir (Martin 2007; Iverson et al.'den 2008);

$$\bar{R} = \frac{1}{L} \int_{z_i}^{z_f} \sqrt{(z - z_0)^2 + (r - r_0)^2} dz \quad (7.9.a)$$

$$L = z_f - z_i \quad (7.9.b)$$

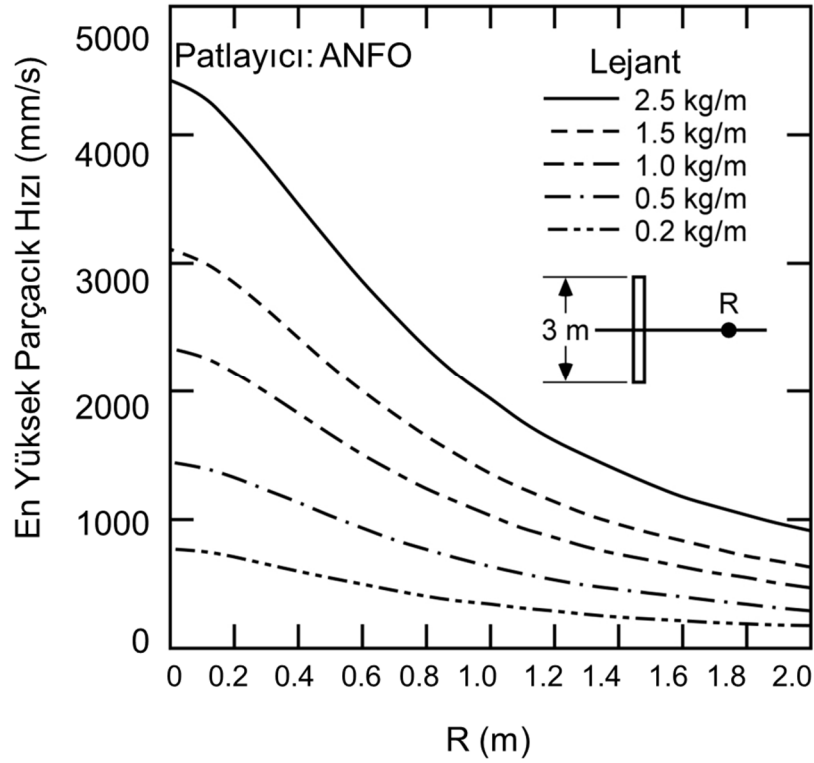
Buradaki belirsiz integralin değeri aşağıdaki gibi yeniden yazılabilir (Weast 1983; Iverson et al.'den 2008);

$$\int \sqrt{(z - z_0)^2 + (r - r_0)^2} dz = \frac{1}{2} \left[ (z - z_0) \sqrt{(z - z_0)^2 + (r - r_0)^2} + (r - r_0)^2 \log_e \left( (z - z_0) + \sqrt{(z - z_0)^2 + (r - r_0)^2} \right) \right] \quad (7.10)$$

z-ekseni boyunca konumlanmış bir şarjın orta noktasından geçen r-ekseni boyunca konumlanmış bir gözlem noktası ( $r_0 - z_0$ ) durumunda,  $r=0$  ve  $z_0=0$  olacaktır. Böylece bu belirsiz integral aşağıdaki şekilde yazılabilmektedir;

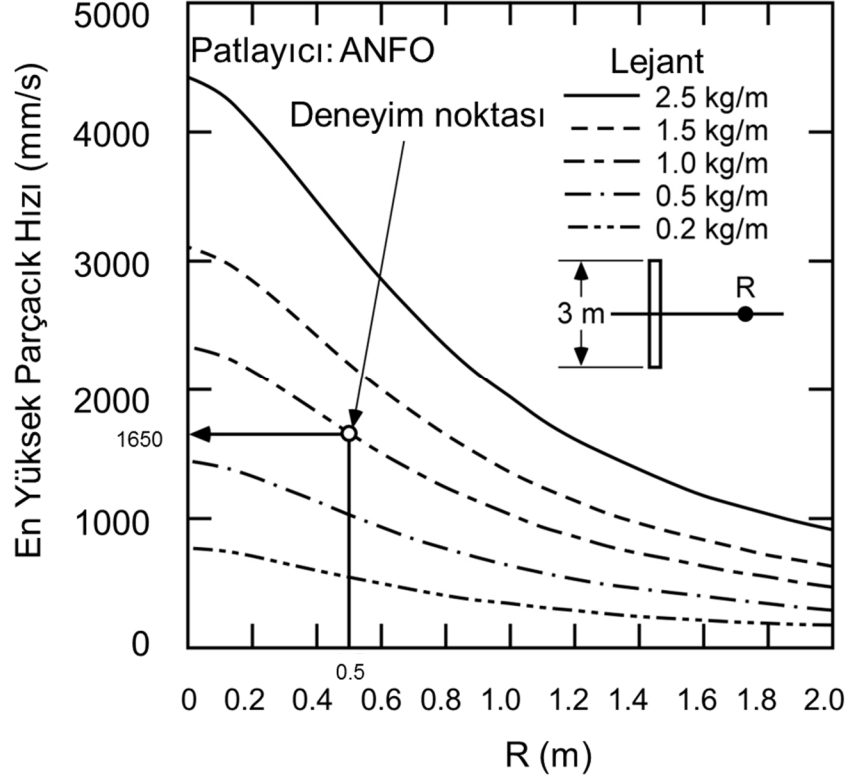
$$\int \sqrt{z^2 + r_0^2} dz = \frac{1}{2} \left[ z \sqrt{z^2 + r_0^2} + r_0^2 \log_e (z + \sqrt{z^2 + r_0^2}) \right] \quad (7.11)$$

Şekil 7.4'de Holmberg ve Persson yaklaşımındaki aynı değerler kullanılarak, Eşitlik 7.8'le hesaplanan eğriler verilmektedir.  $r_0 = 0$  olduğu zaman şarj kolonunun orta noktası ve  $\bar{R} = L/4$  konumu elde edilmektedir. Değiştirilmiş NIOSH yaklaşımının sonuçları orijinal Holmberg ve Persson yaklaşımının sonuçlarıyla karşılaştırıldığında yakın bölgede ( $r_0 > 1$  m ve  $\bar{R} > L/3$ ) kesinlikle daha iyi sonuç verdiği görülmüştür.



Şekil 7.4 NIOSH- değiştirilmiş Holmberg-Persson eğrileri (Şekil 7.2'deki aynı koşullar için) (Iverson et al. 2008).

Eğer tamamen doldurulmuş bir çevre deliği ( $q=1.0$  kg/m) için ölçülen fazla kazının  $0.5$  m olduğu kabul edilirse bu durumda PPV fazla kazı sınırı  $1650$  mm/s olacaktır (Şekil 7.5). Iverson vd. (2008) tarafından önerilen yeni tasarım, eğer şarj yoğunluğu yaklaşık  $0.65$  kg/m'ye düşürülürse fazla kazı olmayacağını önermektedir. Ancak, çevre kayada halan hasar meydana gelecektir. Fazla kazı miktarını eğrilere dayanarak  $0.15$  m veya daha az seviyelerde tutmak arzu edilirse, çevre deliklerindeki şarj yoğunluğu  $0.2$  kg/m veya daha azına düşürülmelidir. Sonuç olarak bu yaklaşımla birlikte, özgün Holmberg ve Persson yaklaşımının matematiksel problemleri basit bir düzeltmeyle giderilmiştir.



Şekil 7.5 Şekil 7.4'deki en yüksek parçacık hızı-mesafe eğrilerine deneyimle elde edilen noktanın konumlandırılması (Iverson et al. 2008).

## 7.1 EN YÜKSEK PARÇACIK HIZI HASAR İLİŞKİSİ

Kaya kütleindeki patlatma kaynaklı hasarın hesaplanmasında frekansa bağlı ölçekli mesafe ve en yüksek parçacık hızı yaygın bir saha pratiğidir. Daha önceden de bahsedildiği gibi çoğu var olan patlatma hasar ölçütü, hasarı patlatma sürecinin oluşturduğu dinamik gerilmelerden kaynaklanan yer sarsıntılarının en yüksek parçacık hızı değeriyle ilişkilendirmektedir.

Genelde en yüksek parçacık hızı (PPV) değerinin 50 mm/s (2in/s)'den az olduğu durumlarda, binalar üzerinde en az yapısal hasar olasılığı olduğu üzerinde yaygın bir uzlaşma vardır (Siskind et al. 1980; OSMRE 1983; DIN4150 1986). Bununla birlikte, kaya yapılarının duraylılığı için en yüksek parçacık hızı-hasar ilişkisiyle ilgili kesin bir uzlaşma mevcut değildir. Takip eden bölümde, farklı araştırmacılar tarafından yeraltı açıklıkları için en yüksek parçacık hızı esas alınarak yapılan hasar tahmin yöntemleri tarih sırasına göre verilmiştir. 1970 yılında Bauer ve Calder yeraltı patlatmaları için aşağıda verilen Çizelge 7.1'i önermişlerdir.

Çizelge 7.1 PPV-Hasar ilişkisi (Bauer and Calder 1970; Arora and Dey'den 2010).

En yüksek parçacık hızı (PPV)		Hasar
mm/s	in/s	
< 254	< 10	Sağlam kayada çatlama yok
254-635	10-25	Ufak tefek çekme çatlakları
635-2540	25-100	Aşırı çekme çatlakları ve bazı radyal çatlaklar
> 2540	100	Kaya kütlelerinde ayrılma

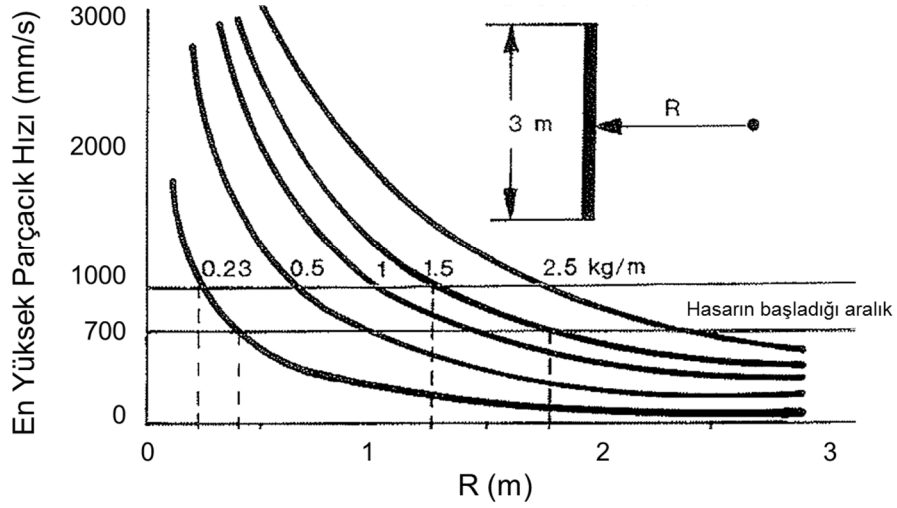
Çizelge 7.2'de ise Langefors ve Kihlstrom (1973) tarafından tüneller için önerilen hasar ölçütü sunulmaktadır.

Çizelge 7.2 Tüneller için PPV-Hasar ilişkisi (Langefors and Kihlstrom 1973; Singh and Lamond'dan 1993).

En yüksek parçacık hızı (PPV)		Hasar
mm/s	in/s	
305	12	Tahkimatsız tünellerde kaya düşmesi
610	24	Yeni çatlaklar oluşumu

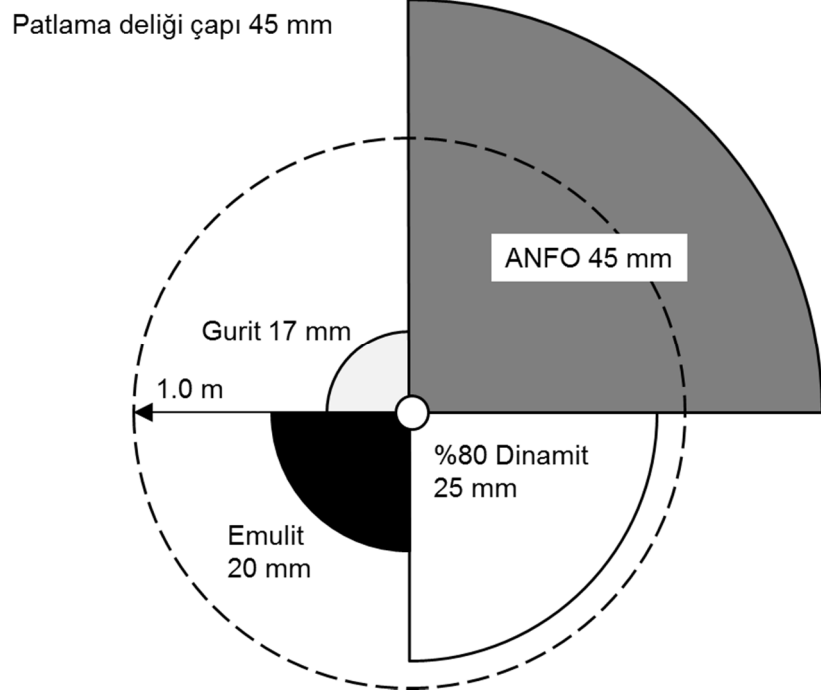
Gothenburg tüneli patlatmaları sırasında (Sjöberg 1979), patlatma hasar bölgesine yakın bölgede PPV ölçümleri yapılmış ve hasar bölgesi sınırının ortalama 680 mm/s değerinde olduğu görülmüştür (Ouchterlony et al. 2001).

Holmberg ve Persson (1978) patlayıcı şarjına yakın bölgede en yüksek parçacık tahmin ederek, sağlam İsveç kayaları için patlatma deliğini çevreleyen kayada yeni çatlak oluşumunun 700-1000 mm/s arasındaki bir PPV değerinde başladığını rapor etmişlerdir (Hoek and Brown 1980). Şekil 7.6'da Holmberg ve Persson (1978) yaklaşımdaki farklı doğrusal şarj yoğunlukları için, PPV ve patlayıcı kolonundan olan ışınsal uzaklık arasındaki ilişkinin kaya hasar başlangıcı olan 700-1000 mm/s sınır PPV değerini de içerecek şekilde gösterimi sunulmaktadır.



Şekil 7.6 Holmberg-Persson (1978) yaklaşımına göre kaya hasar limiti aralığında kalan farklı şarj yoğunlukları için en yüksek parçacık hızı-mesafe eğrileri (Oloffson 1988).

Bu durumda Şekil 7.6'ya göre, doğrusal şarj yoğunluğu 1.5 kg/m olan ANFO ile tamamen şarj edilmiş çevresindeki hasar bölgesi yarıçapı yaklaşık 1.2-1.8 m arasında olacaktır. Bu hasar miktarı tünel çevre delikleri için kabul edilemez bir değerdir ve şarj yoğunluğu azaltılarak hasar miktarı azaltılmalıdır. Yine Şekil 7.6'ya göre, 17 mm çapındaki doğrusal şarj yoğunluğu 0.23 kg/m olan Gurit ile şarj edilmiş 45 mm çapındaki patlama bir deliği çevresindeki hasar bölgesi yarıçapı yaklaşık 0.2-0.4 m arasında olmaktadır. Bu durum Şekil 7.7'de farklı patlayıcı türleri için gösterilmektedir. Çevre deliklerinde bu kadar düşük miktarda şarj yoğunluğunun kullanılması son kesme uygulamalarının temeli oluşturmaktadır (Hoek and Brown 1980; Oloffson 1988).

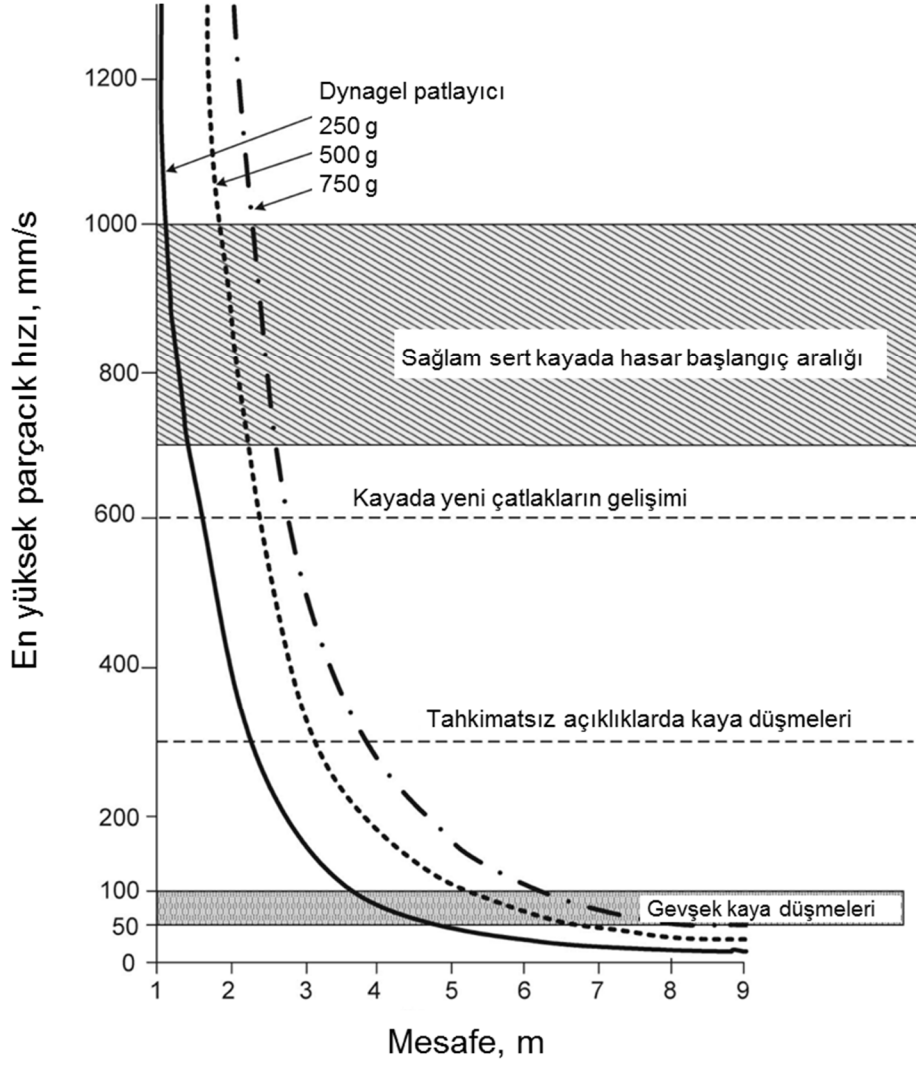


Şekil 7.7 Holmberg-Persson (1978) yaklaşımına göre farklı patlayıcılar için çatlak genişliği limitleri (Oloffson 1988).

Oriard (1982), 635 mm/s'nin (25in/s) üzerindeki en yüksek parçacık hızı değerinde çoğu kaya kütlelerinde öngörmüştür (Dey and Murthy 2012).

Rustan vd. (1985), son kesme uygulamalarında çoğunlukla kullanılmakta olan patlayıcılar için (ANFO; 0.26 kg/m dinamite eşit) çevresel patlatma deliklerinde titreşim değerlerini ölçerek, patlayıcı şarjından 2 m uzaklıkta kaya hasarı için eşik PPV değerinin 300-900 mm/s olarak belirlemişlerdir. Daha sonra, patlayıcı kolonundan 0.5 m uzaklık için ekstrapolasyon yaparak, yaklaşık olarak 1000-3000 mm/s aralığındaki en yüksek parçacık hızı değerinin kaya kütlelerinde hasara neden olacağını rapor etmişleridir. Bu çalışmaya göre kaya hasarı için PPV değeri Holmberg ve Persson'un (1978) önerdiği 700-1000 mm/s değerinden daha yüksek olmaktadır (Bogdanhoff 1996).

Brinkmann (1987), ölçülen en yüksek parçacık hızının bir işlevi olarak tahmin edilen kaya hasar tipine ait bir sınıflamayı farklı patlayıcı şarjları (Dynagel; 250g 500g ve 750 g) için vermiştir (Şekil 7.8). Şekilde görüldüğü gibi, kaya yüzeyini hasardan korumak için ölçülen PPV 50 mm/s'den daha az olmalıdır. Diğer yandan, kaya hasarı muhtemelen PPV değeri 1000 mm/s'yi aşınca olmaktadır (Saharan et al. 2006).



Şekil 7.8 PPV değerine göre hasar eşik değerleri (Brinkmann et al. 1987; Saharan et al.'den 2006).

Singh ve Lamond (1993), terk edilmiş bir kuvarsit açık ocağında basamak içerisinde bir tünel kazarak, tünel arınında yapılan patlatmalardan kaynaklanan yer sarsıntılarını ölçmüşler ve bu çalışmanın sonucunda, kaya hasarı için kritik en yüksek parçacık hızının 1500-2000 mm/s arasında olduğunu belirlemişlerdir. Ayrıca, yapılan çalışmalarda kaya düşmesi (fall off) için hesaplanan kritik en yüksek parçacık hızının, hasar için olan kritik en yüksek parçacık hızından yaklaşık olarak 2-3.5 kat daha büyük olduğu da görülmüştür (Singh and Lamond 1993).

Meyer ve Dunn (1995), Avustralya'da bulunan Perseverance nikel madeninde yaptıkları çalışmalar sonucunda, 300 mm/s üzerindeki PPV değerinde kayalarda hafif hasar meydana geleceğini ve kaya hasarı için eşik PPV değerinin 600 mm/s olduğunu hesaplamışlardır (Dey and Murthy 2012).

Bogdanhoff (1996), tünel son kesme deliklerinden 0.25 ve 1 m uzaklıkta patlatma kaynaklı oluşan titreşim ivmelerini ölçerek, sert kaya koşullarında kaya hasarı için eşik PPV değerinin 2000-2500 mm/s olacağını rapor etmişlerdir.

Persson (1996), arazi çalışmalarında gözlemlere dayanarak sağlam İsveç kayaçlarında ( $\rho_r = 2600 \text{ kg/m}^3$ ,  $C_p = 4900 \text{ m/s}$ ,  $E_i = 60 \text{ GPa}$ ), kaya hasarı için Çizelge 7.3’de verilen değerleri önermiştir.

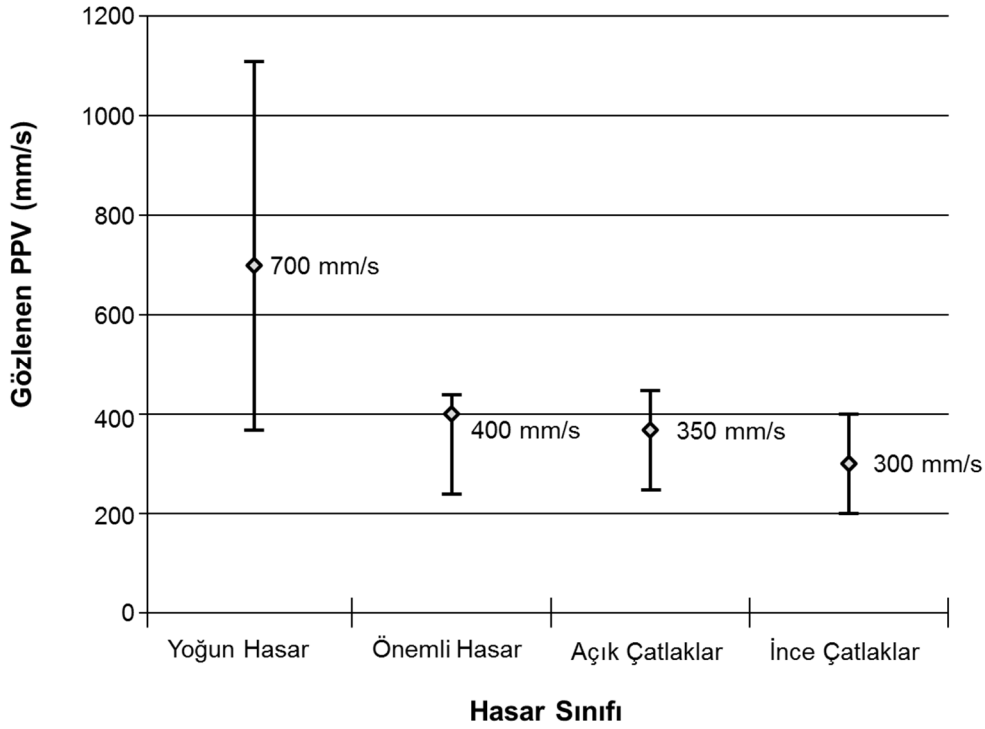
Çizelge 7.3 En yüksek parçacık hızının sağlam kayaçtaki tipik etkileri (Persson 1996).

PPV (mm/s)	Sağlam İsveç kayaçlarındaki tipik etkileri
700	Şişme başlangıcı
1000	Hasar başlangıcı
2500	Kırılma
5000	İyi kırılma
15000	Parçalanma

Murthy ve Dey (2003), tünel patlatmalarında serbest yüzeyinde etkisini içeren bir arazi titreşimi tahmin yöntemi önermişlerdir. Bu çalışmaya göre, bazaltik bir kaya biriminde fazla kazı için eşik PPV değerinin 2050 mm/s’den büyük olacağını rapor edilmiştir.

Yine, 2003 yılında Murthy vd. paralel orta çekme tasarımının kullanıldığı ve klorit-serisit-şist kaya birimlerinden oluşan bir bölgede açılan tünellerde patlatma kaynaklı kaya hasarını belirlemeye yönelik çalışmalar yapmışlardır. Bu çalışmalar sonucunda, patlatma kolonuna yakın bölge için en yüksek parçacık hızını kestirerek, fazla kazı için (0.4 m) eşik PPV seviyesini 1630 mm/s olarak hesaplamışlardır (Murthy et al. 2003).

McKenzie ve Holley (2004), açık ocak basamak patlatmalarında şev duraylılığını sağlamaya yönelik en yüksek parçacık hızı- hasar ilişkisini araştırmışlardır. Elde ettikleri sonuçlar Şekil 8’de sunulmaktadır. Şekil 7.9’a göre, yeni veya açık çatlaklar biçimde oluşan çatlakların yaklaşık 200 mm/s PPV değerinde başladığı görülmektedir. Aynı zamanda, 400 mm/s PPV değeri bir kere aşıldığı zaman gözlenebilen hasar yoğun miktarda olabilmektedir.



Şekil 7.9 Tahmin edilen titreşim seviyesi ve belirlenen hasar arasındaki ilişki (McKenzie and Holley 2004).

Iverson vd. (2008), orijinal Holmberg ve Persson (1978) yaklaşımının matematiksel problemleri basit bir düzeltmeyle gidererek yaptıkları çalışmanın sonucunda, çevre kayada fazla kazı için sınır PPV değerini 1850 mm/s olarak hesaplamışlardır.

## 7.2 KRİTİK EN YÜKSEK PARÇACIK HIZININ BELİRLENMESİ

Patlatma sonrasında, kaya kütlelerinde meydana gelen veya gelebilecek hasarın oluşan yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızıyla belirlenmesine yönelik literatürde birçok çalışma yapılmıştır. Bu bölümde, PPV ve kaya parçalanması arasındaki ilişkinin mekaniği ve bazı araştırmacılar tarafından geliştirilen görgül yaklaşımlar tanıtılmıştır.

Patlatma hasarı patlayıcı maddenin infilakı sırasında kaya kütlesi içerisinde oluşan birim deformasyonların (gerinimlerin) bir sonucudur. Eksenel çekme gerilmesi ( $-\sigma$ ) altındaki kayadaki, silindirik bir deliğin statik uzamasını düşünülürse, bu çekme gerilmesi altında silindirik delik, eksenel birim deformasyon ( $\epsilon$ ) sonucu uzayacaktır (silindirik delik aynı zamanda poisson oranının ( $\nu$ ) etkisiyle çapsal olarak incelenecektir). Hooke kanununa göre eksenel gerilme eksenel birim deformasyonla ilişkilidir. Bu durumda;

$$\varepsilon = -\frac{\sigma}{E_i} \quad (7.12)$$

şeklinde olmaktadır. Burada,  $E_i$  kaya malzemesinin deformasyon modülüdür. Aynı zamanda Eşitlik 7.12’de,  $-\sigma$  yerine  $\sigma$  yazılarak, basınç gerilmesi ( $\sigma$ ) altındaki kayadaki silindirik bir deliğin sıkışması da ifade edilebilir;

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_i} \quad (7.13)$$

Bu durumda silindir kısalacak ve az miktarda kalınlaşacaktır. Eğer patlayıcı kolonundan ışınsal bir mesafedeki doğrunun sıkışması veya uzaması elastik aksenal dalga hareketi nedeniyleyse, dinamik gerilme ve birim deformasyonu birbirleriyle ilişkilendirmek için aynı eşitlikler (Eşitlik 7.12 ve 7.13) uygulanabilir. Silindiri kısaltmak veya uzatmak için, aksenal dalga cephesini takip eden bir kesme dalgası tarafından yanal bir malzeme hareketi oluşturulur. Yanal titreşim hareketi aşamalı olarak azalır ve gerçekte gerilme sistemi aksenal dalga cephesinin arkasında birkaç silindir çapı bir noktada eş dağılımlı hale gelir. Doğru parçasındaki gerilme dalgasındaki en yüksek aksenal birim deformasyon  $\varepsilon$ , Eşitlik 7.12’ye benzeyen bir eşitlikle, en yüksek parçacık hızı PPV ve boyuna elastik dalga hızı C ile ilişkilidir (Persson 1996).

$$\varepsilon = \frac{PPV}{C} \quad (7.14)$$

Düzgün bir doğrudan farklı geometrideki dalgalar daha farklı hızlarda hareket etmektedir. Eşitlik 7.14, bir çubukta hareket eden boyuna elastik basınç dalgasıyla PPV kullanılarak en yüksek birim deformasyonu elde etmek için türetilmiştir. Eğer Eşitlik 7.14’de boyuna dalga hızı düzlem basınç dalgası ( $C_p$ ) ile değiştirilirse, farklı yaklaşım derecelerinde birim deformasyon değerleri elde edilebilir (Persson 1996). Bu durumda, kayadaki basınç dalgası hızı ve patlatma deliğinde oluşan birim deformasyon aşağıdaki eşitlikle ifade edilebilir.

$$\varepsilon = \frac{PPV}{C_p} \quad (7.15)$$

Buradan yola çıkarak, patlatma deliğine yakın bölgede meydana gelen PPV ölçümlerini kullanarak kaya içerisindeki patlayıcı performansları karşılaştırılabilir. Bu bağlamda, aynı kayaçta, aynı tür ve aynı miktardaki patlayıcı madde ile yapılan bir patlatmada, aynı mesafede

en fazla PPV oluşturan patlatma şablonunun en yüksek birim deformasyonu oluşturacağı için en iyi parçalanmayı sağlayacağı düşünülebilir. Bununla birlikte, önceden belirlenen bir patlatma şablonu için (aynı aralık ve yük mesafeleri için), aynı kaya tipinde, farklı patlayıcılardan eşit miktarlarla yapılan patlatmalarla, patlayıcı şarjından sabit bir mesafede ölçülmüş sarsıntı değerleri en yüksek delik birim deformasyonunu oluşturan patlayıcı maddeyi tanımlamak için kullanılabilir. Bu nedenle en yüksek parçacık hızının ölçülen en yüksek değeri, en uygun patlayıcı seçimine olanak sağlayarak en iyi parçalama potansiyelinin bir göstergesi olarak da kullanılabilir.

Kaya kütlelerine göre değişiklik gösterebilen kritik bir parçacık hızı değerinde, patlayıcı kolonuna yakın bölgede kalıcı hasar oluşmaktadır. Oluşan hasarın büyüklüğü, elastik dalga hareketinin hasar potansiyelinin bir ölçüsü olan en yüksek parçacık hızıyla ilişkilendirilebilir. Bir patlayıcı şarjının infilakı sırasında patlama deliği çevresinde gelişen dinamik gerilmelerin büyüklüğü kaya kütlelerinde çatlaklara neden olacak kadar büyük olacaktır. Hooke kanunundan ve çekme çatlaklarının kayacın çekme dayanımını aştığında oluşacağı var sayılarak, hasarın oluştuğu kritik (eşik) en yüksek parçacık hızı ( $PPV_k$ ) aşağıdaki eşitlikle hesaplanabilir (Persson et al. 2001);

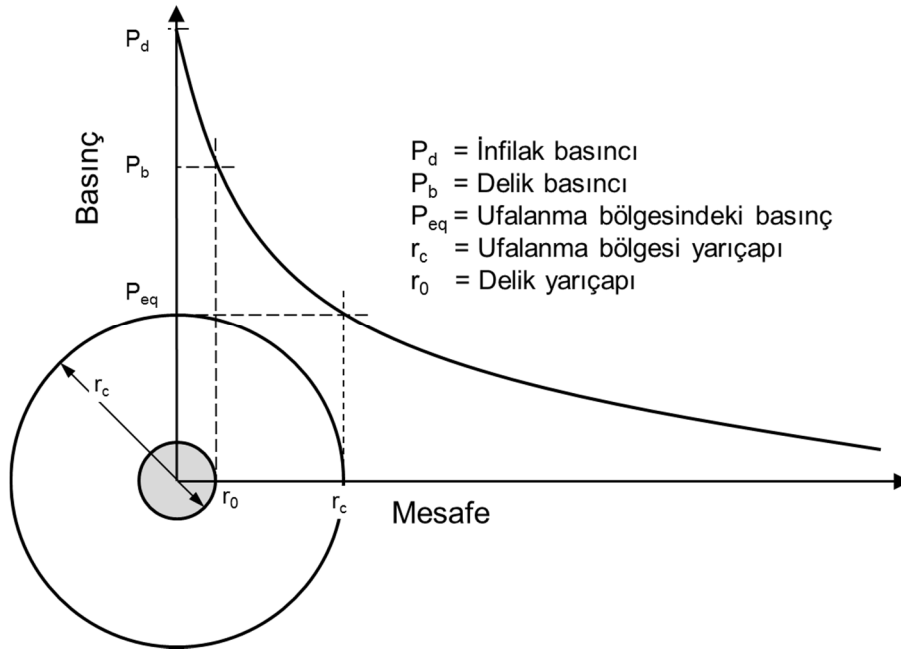
$$PPV_k = \left( \frac{\sigma_{ti} \cdot C_p}{E_i} \right) \quad (7.16)$$

Burada;  $\sigma_{ti}$ : kaya malzemesinin çekme dayanımıdır. Bu değer aynı zamanda çekme yenilmesi oluşmadan önce kaya tarafında karşı konulabilen maksimum PPV değeridir (McKenzie 1993). Holmberg ve Persson (1978) Eşitlik 7.16'yı kullanarak, sağlam İsveç kayaları için patlatma deliğini çevreleyen kayada yeni çatlak oluşumunun 700-1000 mm/s arasındaki bir PPV değerinde başladığını rapor etmişlerdir.

Patlama deliği çevresindeki ufanma bölgesi (yoğun parçalanmanın olduğu bölge) sonundaki PPV değerini hesaplamak için ise düzlemsel sinüs biçimli bir gerilme dalgasındaki gerilme değeri için basit bir eşitlik uyarlanabilir (Persson et al. 2001);

$$PPV_c = \frac{P_{eq} C_p}{(E_i)_{dyn}} \quad (7.17)$$

Burada;  $PPV_c$ : ufalanma bölgesi sonundaki en yüksek parçacık hızı (m/s),  $P_{eq}$ : ufalanma bölgesindeki basınç (Pa),  $C_p$ : basınç dalgası hızı (m/s) ve  $(E_i)_{dyn}$ : dinamik deformasyon modülüdür (Pa). Bu noktadaki  $PPV_c$  değeri şarj kolonunun uzunluğundan bağımsızdır ve şarjın orta noktasında oluştuğu farz edilir. Ufalanma bölgesinin sonundaki basıncı ifade eden eşit basınç  $P_{eq}$ 'nin hesaplanması Şekil 7.10'da gösterilmiştir.



Şekil 7.10 Delik duvarından olan mesafeye bağlı olarak patlama basıncının düşüşü.

Bir patlama deliği çevresindeki dinamik basıncın ölçülmesi genellikle pahalı ve yüksek basınç ve sıcaklıktan dolayı başarılması zordur. Bununla birlikte, Hino (1956a), tarafından geliştirilen görgül bağıntıyla tahmin edilebilir (Liu and Tidman 1995).

$$P_{eq} = P_b \left( \frac{r_c}{r_0} \right)^\theta \quad (7.18)$$

Burada;  $P_{eq}$ : patlama deliğinin merkezinden  $r_c$  mesafedeki basınç (Pa),  $P_b$ : delik basıncı (Pa),  $r_0$ : delik yarıçapı (m), ve  $\theta$ : basınç azaltma faktörü olup çoğu kayaç için -1.5 olarak belirlenmiştir (Hino 1956a; Liu and Tidman'dan 1995). Basınç azaltma faktörü  $\theta$ , kaya ve patlayıcı özelliklerinin bir işlevi olup Liu and Katsabanis (1993) tarafından aşağıdaki görgül eşitlikle verilmiştir (Onederra et al. 2004),

$$\theta = -(0.0085(E_i)_{dyn} + 0.9955) \left(\frac{C_p}{V_d}\right)^{-1/3} \quad (7.19)$$

burada;  $V_d$ : patlayıcı maddenin infilak hızıdır (m/s). Ayrıca, bir patlama deliğindeki patlayıcının oluşturduğu patlama deliğindeki en yüksek birin deformasyon  $\varepsilon_p$ , patlayan gazların son denge basıncı olarak da ifade edilen ufanma bölgesindeki basınç  $P_{eq}$  (Pa) ve kayanın Poisson oranı ve deformasyon modülüne (Pa) bağlı olarak Eşitlik 7.20 ile hesaplanabilir (McKenzie 1993).

$$\varepsilon_p = \frac{P_{eq}(1-\nu)}{2E_i} \quad (7.20)$$

Ayrıca, McKenzie vd. (1995) daha yüksek değerlerinde hasarın oluşabileceği maksimum PPV değerinin Eşitlik 7.21’de gösterildiği gibi hesaplanabileceğini önermişlerdir (Scott 2009). Bu eşitlik;

$$PPV_{max} = 1.2 \left(\frac{\sigma_{ti}}{C_p \cdot \rho_r}\right) \quad (7.21)$$

şeklinde olup burada,  $PPV_{max}$  daha yüksek yüksek değerlerinde hasarın gözlenebileceği PPV değeri,  $\sigma_t$  kaya malzemesinin çekme dayanımı (Pa),  $C_p$  basınç dalgası hızı (m/s) ve  $\rho_r$  kaya malzemesinin yoğunluğudur ( $kg/m^3$ ).

Bu bölümde tanıtılmış olan PPV ve kaya parçalanma mekaniği ve değişik araştırmacıların ortaya koymuş oldukları görgül yaklaşımlar takip eden bölümde arazi çalışmalarında elde edilen sonuçlara göre denenecektir.

### **7.3 DEĞİŞTİRİLMİŞ HOLMBERG-PERSSON YAKLAŞIMINA GÖRE PATLATMA TASARIMININ OLUŞTURULMASI**

Bu bölümde özgün olarak çevresel patlatma teknikleri için geliştirilen Holmberg–Persson yaklaşımının Zonguldak Üzülmez kumtaşları için uygulanabilirliğinin araştırmasına yer verilmektedir. Bu bağlamda yakın mesafeler için Iverson vd. (2008) tarafından değiştirilmiş Holmberg–Persson yaklaşımı göz önünde bulundurulmuştur.

Iverson vd. (2008) tarafında değiştirilmiş Holmberg–Persson temel eşitliği (Eşitlik 7.8) yeniden yazılırsa,

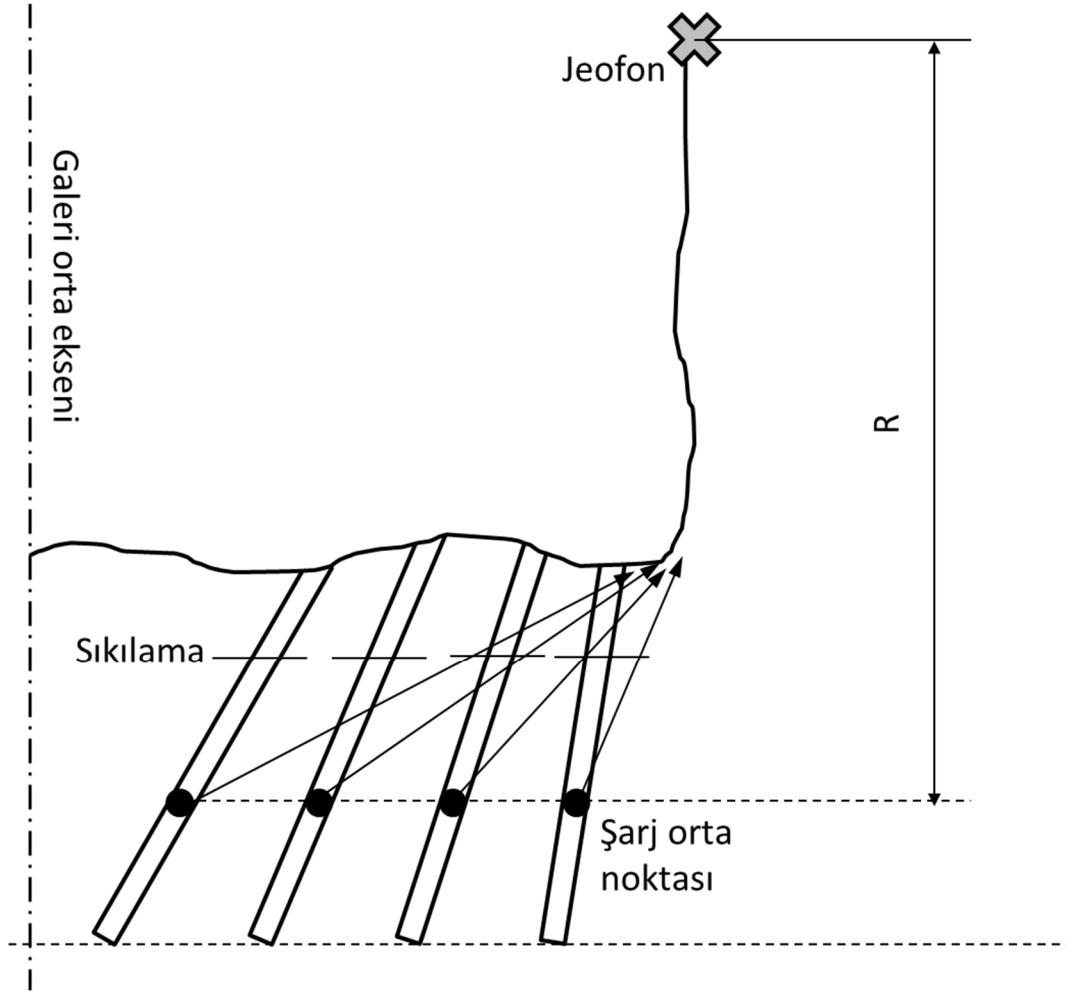
$$PPV = K W^\alpha / \bar{R}^\beta \quad (7.8)$$

şeklinde olduğu gürmektedir. Bu yaklaşımı belirli bir sahadaki galeri tasarımında kullanabilmek için sahaya özğü K,  $\alpha$  ve  $\beta$  sabitlerini belirlenmesi gerekmektedir. Eşitlik 7.8'in bir bağımlı ve iki bağımsız değişkenden oluşan regresyon modeline uygun olduğu gürmektedir. Bu nedenle, ancak çok değişkenli doğrusal regresyon çözümlenmesiyle çözümlenebilmektedir. Bu sabitlerin istatistiksel olarak belirlenebilmesi için temel bağıntıda eşitliğin her iki tarafının da 10 tabanında logaritmaları alınarak çoklu regresyon modeline göre doğrusal hale dönüştürülürler. Bu durumda Eşitlik 7.8 aşağıda gösterildiği gibi;

$$\text{Log}_{10}PPV = \text{Log}_{10}K + \alpha \text{Log}_{10}W - \beta \text{Log}_{10}\bar{R} \quad (7.22)$$

şeklinde yazılabilir. Bu şekilde doğrusallaştırılan değiştirgeler, kolaylıkla doğrusal regresyon çözümlenmesi yapılarak belirlenebilir.

Bu saha sabitlerinin belirlenmesi için, daha önce Bölüm 6.6'da kullanılan ölçüm sonuçları bu çalışmada da kullanılarak, değiştirilmiş Holmberg–Persson modeline göre SPSS (sürüm 19) (IBM 2010) istatistik programında doğrusal regresyon çözümlenmesi yapılmıştır. Ancak galeri patlatmalarında seçilecek mesafenin (ölçüm yeri ve patlatma kaynağı arasındaki mesafe) belirlenmesinde bir takım problemler vardır. şekil 7.11'de gösterildiği gibi, patlatma deliklerinin plan görünüşüne bakılırsa, farklı deliklerden gelen dalgaların izleme cihazına ulaşana kadar farklı mesafeler kat edeceği açıkça gürmektedir. Bu durumda, galeri duvarına en yakın delikten gelen dalgaların en kısa yolculuk mesafesine sahip oldukları için ilk önce ulaşacakları düşünülebilir. Ancak, gecikme kapsüllerindeki hassasiyet yetersizliği gerçek infilak zamanının dağılmasına neden olduğu için bu her zaman böyle değildir. Çözüm, belirli bir şarj değeri için, en yüksek değerdeki büyüklüğü en yakın delikle ilişkilendirmektir. Iverson vd. (2008)'inde belirttiği gibi, delikleri temsil etmek için ortalama bir değer almak doğru olarak düşünülmez. Aksine, en yüksek büyüklüğün her atımı en iyi şekilde temsil ettiği düşünülmemektedir. Çözümlenmelerde kullanılan mesafeler için  $R \approx \bar{R}$  olarak alınmıştır.



Şekil 7.11 Farklı deliklerden gelen sismik dalgaların jeofona ulaşma mesafelerinin şematik olarak gösterilmesi.

Yapılan çoklu regresyon çözümlemesi sonucunda elde edilen katsayıların anlamlılık dereceleri t- ve F-testleriyle incelenmiş ve sonuçlar Çizelge 7.4 ve 7.5’de verilmiştir.

Çizelge 7.4 Değiştirilmiş Holmberg–Persson modeli için t-testi sonuçları.

Model	Normalleştirilmemiş		Normalleştirilmiş	t	P (Anlamlılık)
	Katsayılar		Sabitler		
	B	Standart Hata	Beta		
<b>K (Sabit)</b>	5.254	0.481		10.914	0.000
<b>R</b>	-1.445	0.153	-0.821	-9.464	0.000
<b>W</b>	1.016	0.152	0.578	6.666	0.000

Çizelge 7.5 Değiştirilmiş Holmberg–Persson modeli için F-testi sonuçları.

Model	Kareler toplamı	Serbestlik derecesi	Kareler ortalaması	F	P (Anlamlılık)
<b>Regresyon</b>	10.655	2	5.328	60.006	0.000
<b>Artık</b>	1.332	15	0.089		
<b>Toplam</b>	11.987	17			

Çizelge 7.4'deki t değerlerine karşılık gelen anlamlılık düzeyi 0.000 olarak belirlenmiş olup, bu değerler  $\alpha=0.05$  anlamlılık düzeyinden küçüktür. Bu nedenle, PPV kestirimi için kullanılan çok değişkenli görgül eşitlikteki regresyon katsayıları sıfırdan farklı olup, bağımlı değişkenle bağımsız değişkenler arasında doğrusal ilişkilerin var olduğu anlaşılmaktadır. Ayrıca, yapılan çok değişkenli doğrusal regresyon çözümlemesinde F değeri 60.006 olarak hesaplanmıştır. Bu F değerlerine karşılık gelen anlamlılık düzeyi  $\alpha=0.05$  yanılma düzeyinden küçük olduğu için, regresyon katsayılarının tümünün sıfır olduğu hipotezi reddedilerek en az bir bağımsız değişkenin bağımlı değişken üzerinde etki sahibi olduğu anlaşılmaktadır. Dolayısıyla t- ve F-testleri sonucunda bağımlı ve bağımsız değişkenler arasında kurulan doğrusal ilişkilerin istatistiksel olarak anlamlı olduğu sonucuna varılmıştır. Ayrıca yapılan doğrusal çoklu regresyon modelinin belirme katsayısı  $R^2 = 0.889$  olarak bulunmuş olup bu değer patlatma sonucu oluşacak yer sarsıntısının en yüksek parçacık hızının yaklaşık %90'nının R ve W bağımsız değişkenlere bağlı olduğunu göstermektedir. Çizelge 7.4'den de görülebileceği gibi yapılan istatistiksel regresyon çözümlemesi sonucunda Holmberg–Persson modeline ait sabitler,  $K=191.3$ ,  $\alpha=1.016$  ve  $\beta=1.445$  olarak elde edilmiştir.

Daha önceden de bahsedildiği gibi K'nın fiziksel olarak, patlatma kaynağındaki titreşiminin kuvvetini yansıttığı düşünülebilir. Aynı kayaç için bakıldığında, yüksek K değerleri patlayıcının enerjisinin yüksek olduğunu ve patlatma deliğini iyi bir şekilde kavradığını gösterir. Bununla birlikte, aynı patlayıcı madde için farklı kayaçlar değerlendirilirse, yüksek K değerleri sağlam veya katı kaya kütlelerini, düşük K değeri ise yumuşak veya çatlaklı kaya kütlelerini temsil eder.  $\beta$  katsayısı ise mesafeye birlikte kaybolan sarsıntı enerjisini temsil eder.  $\beta$  teriminin düşük değerleri titreşim enerjisini çok az sönmleyen sert ve sağlam kaya kütlelerini temsil ederken, yüksek değerleri titreşim enerjisini çok çabuk sönmleyen kısmen zayıf kaya kütlelerini temsil etmektedir. Çizelge 7.6'da bu katsayı değerleri için değişik araştırmacıların farklı kayaçlar üzerinde yapmış oldukları ölçümler sonucunda elde ettikleri değerlerin bu çalışmada elde edilen değerlerle bir karşılaştırılması sunulmaktadır.

Çizelge 7.6 Farklı araştırmacıların elde ettikleri Holmberg–Persson yaklaşımı katsayıları.

Öneren Araştırmacılar	K	$\alpha$	$\beta$	Kayaç yapısı
Lundborg vd. (1978)	700	0.70	1.50	Sağlam İsveç Kayası
Scott (1997)	456	1.12	2.24*	Urquhart Şeylleri, Queensland
Bilgin ve Esen (1998)	108	1.05	0.52	Beton Blok ( $\sigma_c = 8$ MPa)
McKenzie vd. (1995)	400	0.78	1.56	Sağlam Tortul Kayaçlar
Onederra (2001)	400	0.94	1.88*	Volkanik Kayaçlar, Salt Lake City
Iverson vd. (2008)	171	1.40	1.00	Magmatik Kayaç (Norit), Montana
Bu çalışmada önerilen	191	1.00	1.40	Masif Orta Taneli Kumtaşı, Zonguldak

(\*) Bu çalışmalarda ölçekli mesafe karekök şeklinde alınarak,  $\beta = 2\alpha$  şeklinde sadeleştirme yoluna gidilmiştir.

Bölüm 6.6’da bahsedildiği gibi TTK Üzülmez Müessesesi’nde yapılan galeri patlatmalarında patlayıcı madde olarak Makine ve Kimya Endüstrisi Kurumu tarafından üretilen grizutin klorür olarak bilinen grizu güvenli dinamit kullanılmaktadır. Bu patlayıcı aslında düşük kuvvetli bir patlayıcı olup sağlam kayaçlarda oldukça yetersiz kalmaktadır. Ancak işletme bir taş kömürü ocağı olduğundan metan gazı içermekte ve bu yüzden yasal zorunluluklar gereği bu patlayıcı madde kullanılmaktadır. İşletmede kullanılan grizutin klorür dinamitlerin özellikleri genişletilmiş olarak Çizelge 7.7’de sunulmaktadır.

Çizelge 7.7 Delme patlatma çalışmalarında kullanılan grizu güvenli dinamitin ayrıntılı teknik özellikleri (MKEK 2013).

TEKNİK ÖZELLİKLER	
Yoğunluk	1.10 ± 0.1 gr/cm <sup>3</sup>
Kartuş boyu	200 mm
Kartuş ağırlığı	125 gr
Kurşun blok testi	280 cm <sup>3</sup> /10 g min.
İntikal testi (Ø 25x200 mm, Kartuş)	7 cm min.
Suya dayanıklılık	Zayıf
Patlama hızı (Ø 125 mm PVC Tüpte)	5000 m/s min.
Grizutin Klorür’ün göreceli kuvveti (S)	0.57
Grizutin Klorür’ün ANFO’ya göre göreceli kuvveti (S <sub>ANFO</sub> )	0.655
Doğrusal delik doldurma yoğunluğu, q	0.625 kg/m
ANFO’ya göre eşdeğer delik doldurma yoğunluğu, q <sub>A</sub>	0.409 kg/m

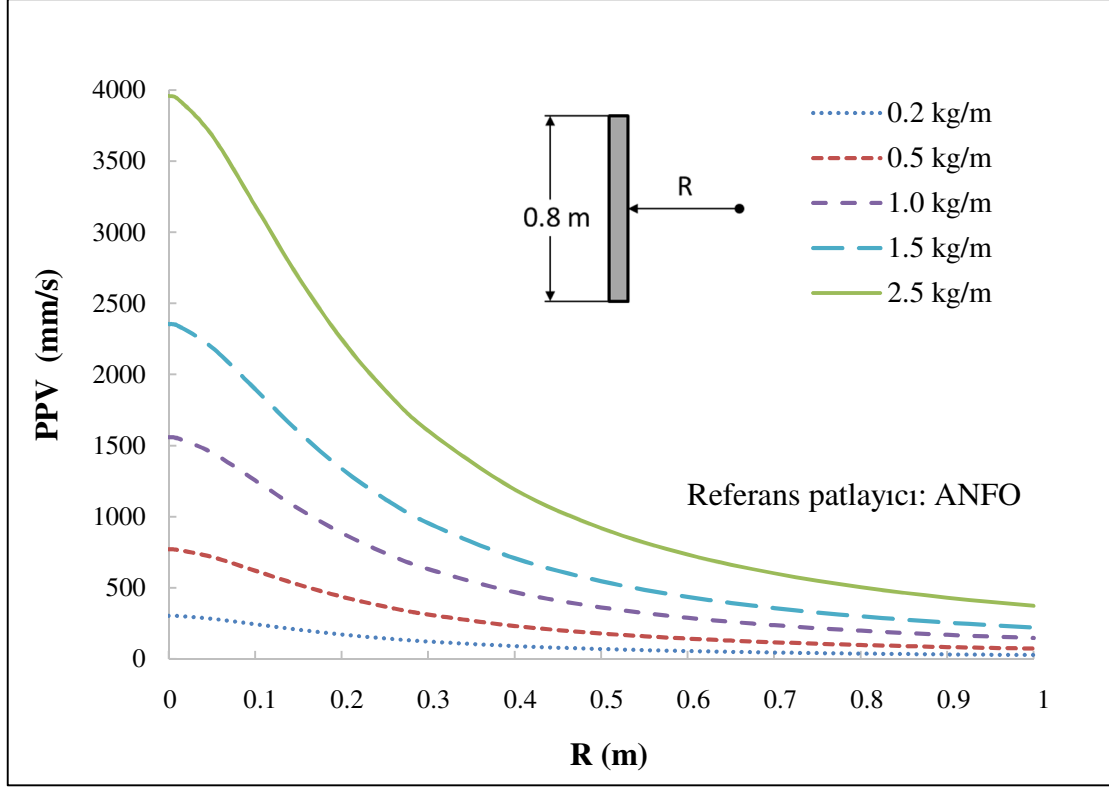
Çizelge 7.7'den de görülebileceği gibi TTK Üzülmüş Müessesesi'nde kullanılmakta olan patlayıcı madde kuvveti ANFO'ya göre kıyaslandığında oldukça düşüktür. Ayrıca kullanılan dinamitin kartuş çapı ve delinen delik çapı arasında farklılık da Bölüm 2'de detaylı olarak anlatıldığı gibi düşük bir kavrama etkisine neden olmaktadır. Bu nedenlerle bu çalışmada sahaya özgü K değeri düşük olarak elde edilmiştir. Bunun yanında,  $\beta$  değerinin kısmen düşük çıkması ise Zonguldak Havzasındaki kumtaşlarının sağlamlığının bir göstergesi olarak düşünülebilir (Bkz. Ek Açıklamalar A). Bununla birlikte, bu karşılaştırma yapılırken kullanılan patlayıcı maddelerin farklı olduğu unutulmamalıdır. Kayaç dayanımı için bu tür karşılaştırmalar yapılırken aynı cins ve aynı miktardaki patlayıcı maddeyle elde edilen sonuçların kullanılması daha doğru olacaktır. Sonuç olarak elde edilen katsayılar sadeleştirme işlemi yapılarak yerine konulduğunda Holmberg–Persson modeline ait son eşitlik uygulama yapılan saha için aşağıdaki gibi olmaktadır;

$$PPV = 191 (qL) / \bar{R}^{1.4} \quad (R^2 = 0.889) \quad (7.23)$$

burada, qL daha önce bahsedildiği gibi tek seferde atılan maksimum patlayıcı madde miktarı W'ye eşittir. Uygulamalar sırasında delik başına ortalama 4 adet dinamit kullanıldığı için şarj uzunluğu L=0.8 m (4 kartuş) olarak seçilmiştir. Ortalama hareket mesafesi olan  $\bar{R}$  ise şarj uzunluğu ve patlayıcı kaynağından olan mesafeye bağlı olarak daha önce Eşitlik 7.10'da verildiği gibi belirsiz integral değerinin çözümlenmesiyle elde edilebilir. Bu eşitliği yeniden yazarsak;

$$1/2 \left[ (z - z_0) \sqrt{(z - z_0)^2 + (r - r_0)^2} + (r - r_0)^2 \log_e \left( (z - z_0) + \sqrt{(z - z_0)^2 + (r - r_0)^2} \right) \right] \quad (7.10)$$

şeklindedir (Iverson et al. 2008). Eşitlik 7.22'den yola çıkarak, 0.8 m şarj uzunluğu ve farklı patlayıcı kaynağından farklı mesafeler için, patlatma uygulaması yapılan sahada farklı doğrusal şarj yoğunluklarına göre Holmberg–Persson yaklaşım grafikleri çıkarılabilir. Şekil 7.12'de TTK Üzülmüş Müessesesi'nde kumtaşı kaya birimi için elde edilen tasarım eğrileri sunulmaktadır. Bu eğriler ANFO patlayıcı maddesi temel alınarak farklı doğrusal şarj yoğunlukları için çıkarılmıştır.

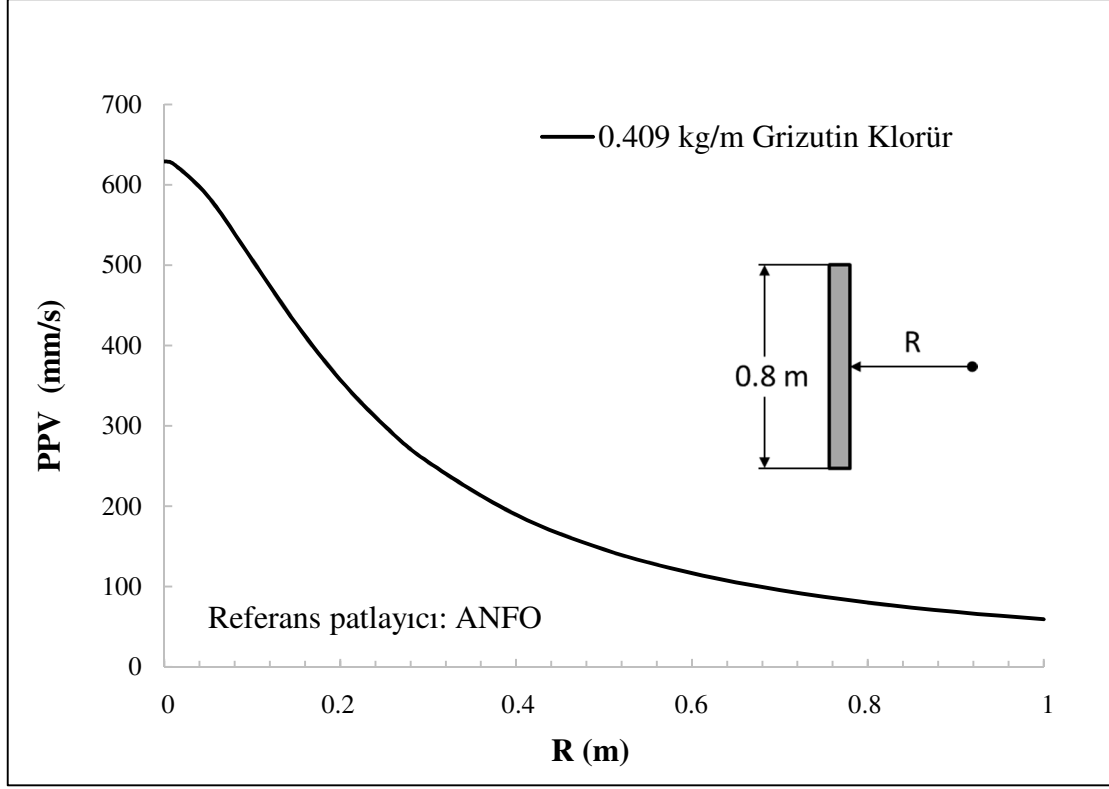


Şekil 7.12 Çalışılan sahaya özgü Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrileri.

Sahaya özgü sınır en yüksek parçacık hızı değeri biliniyorsa veya teorik ya da görgül yaklaşımlarla elde edilmişse Şekil 7.12’de sunulan tasarım eğrilerinden yola çıkarak kabul edilebilir aşırı kazı miktarlı için doğrusal şarj yoğunlukları belirlenebilir. Takip eden bölümde uygulama yapılan sahaya ve kayaç türüne özgü sınır en yüksek parçacık hızı değerinin belirlenmesi açıklanmaktadır.

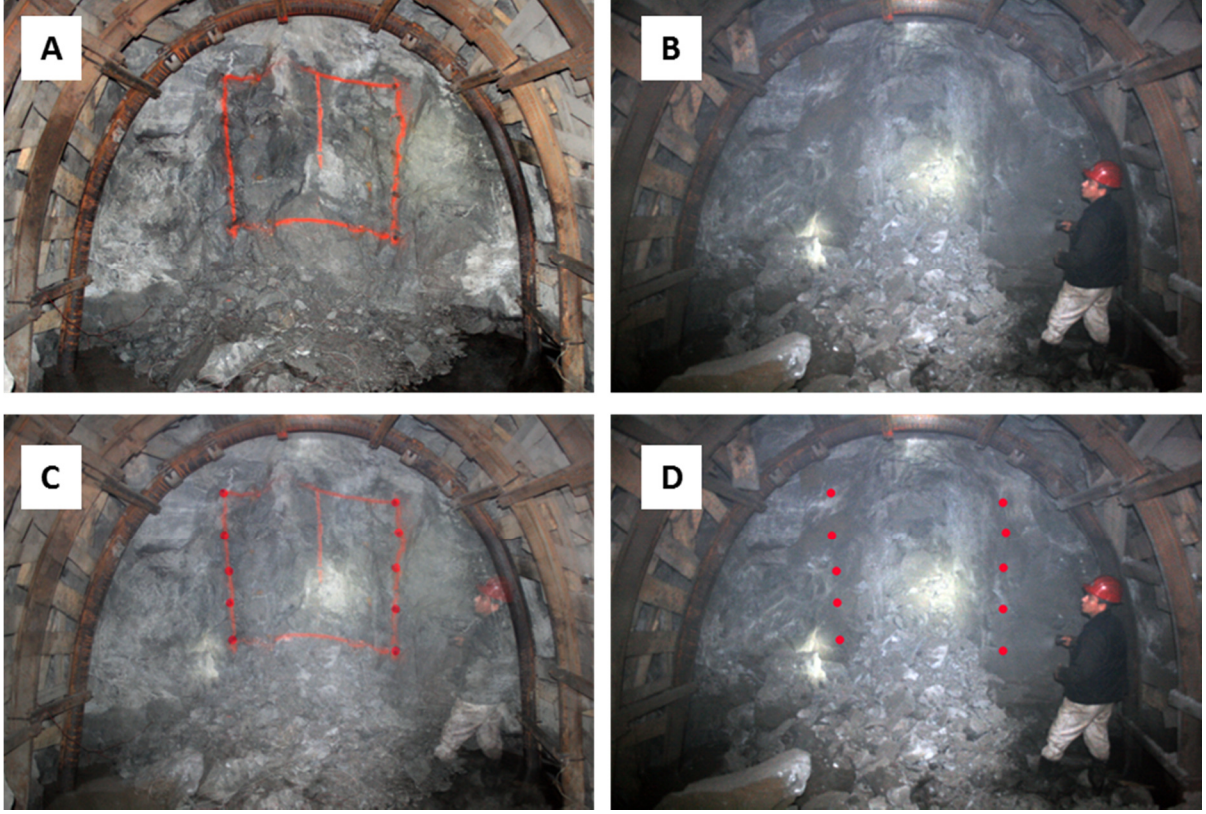
### 7.3.1 Sahaya Özgü Sınır PPV Değerinin Belirlenmesi

İşletmede kullanılmakta olan grizutin klorürün ANFO’ya göre eşdeğer delik doldurma yoğunluğu  $q_A= 409 \text{ kg/m}^3$ tür (Bkz. Çizelge 7.7). Bu doğrusal şarj yoğunluğu değerini Şekil 7.12’de verilen eğrilere uygulandığında, çalışılan sahaya özgü (kullanılan patlayıcı madde ve kaya türüne göre) Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrisi elde edilir. Şekil 7.13’de TTK Üzülmez Müessesesi’nde kullanılan grizutin klorür tip patlayıcının doğrusal şarj yoğunluğuna göre elde edilen Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrisi sunulmaktadır.

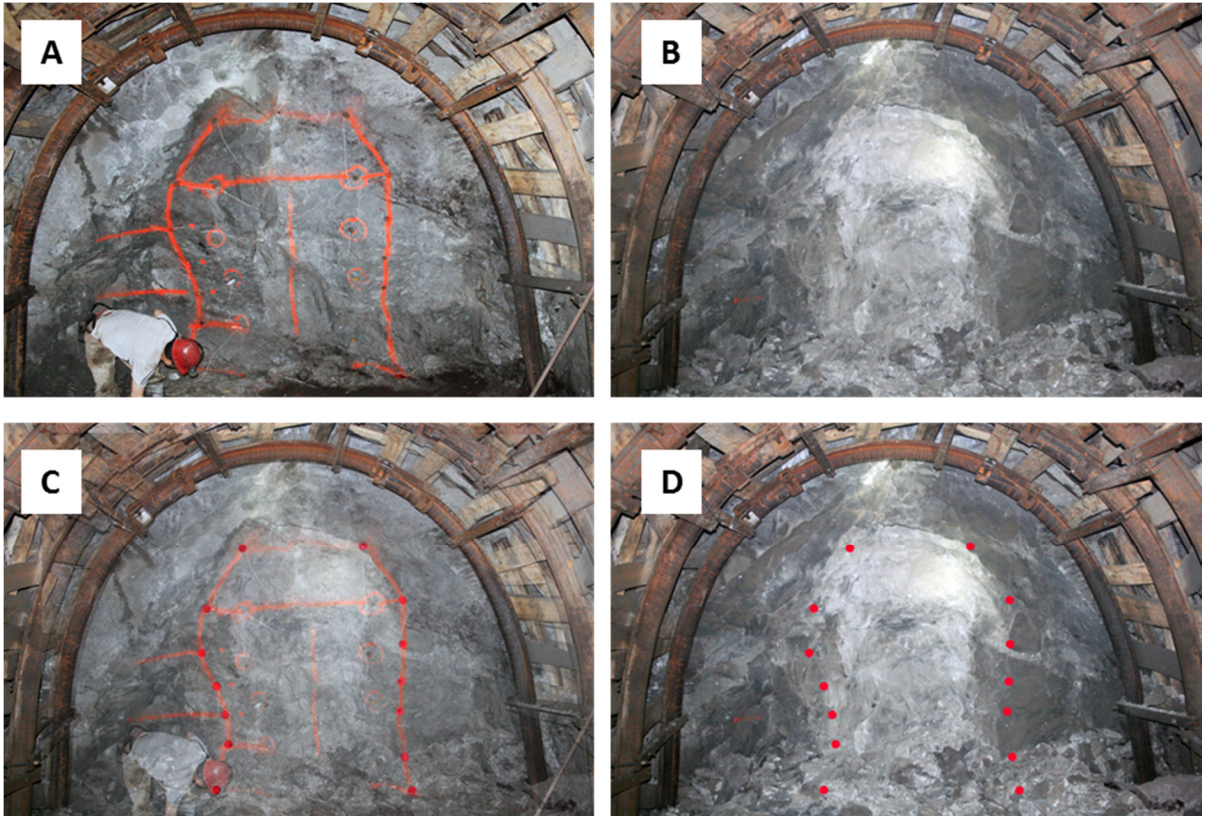


Şekil 7.13 Grizutin klorür için sahaya özgü Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrisi.

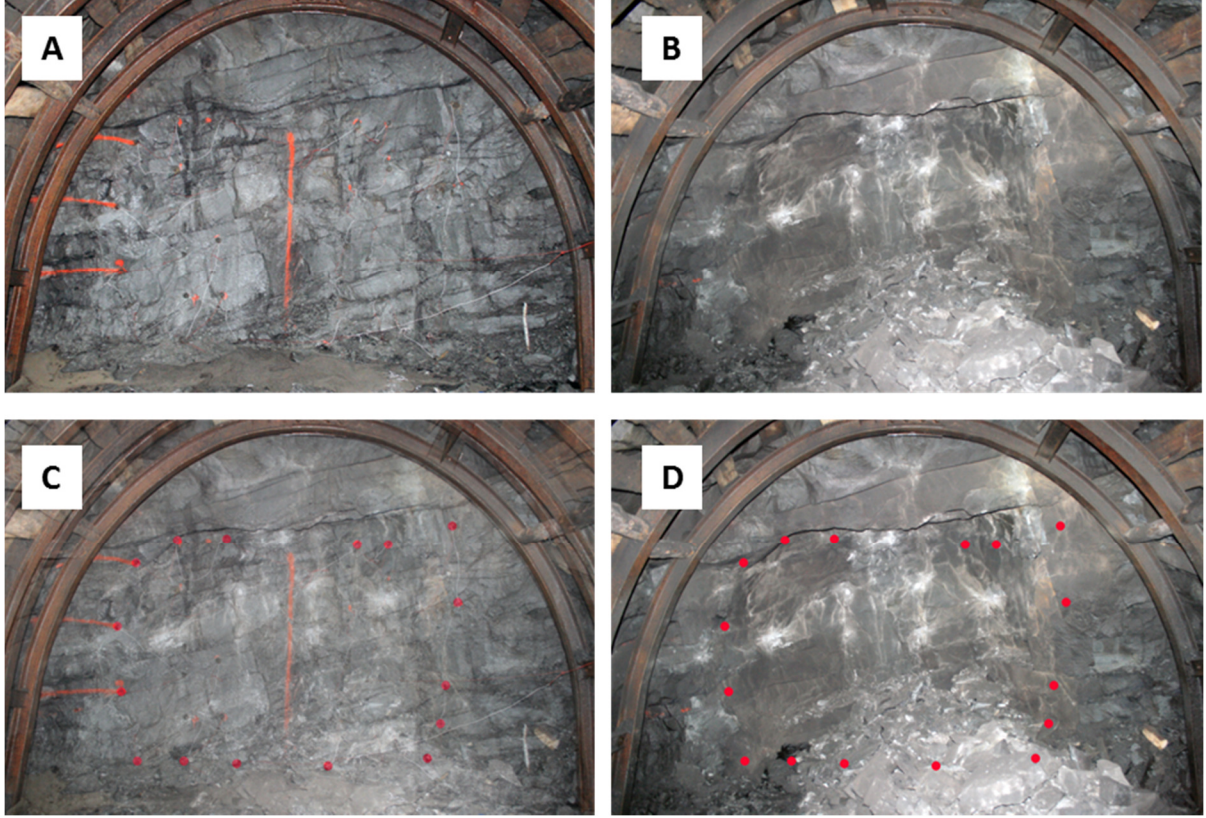
TTK Üzülmez Müessesesi'nde gerçekleştirilen B10 kesitli kumtaşı galeri patlatmaları sırasında tez çalışmasının amacına yönelik değişik patlatma şablonları ve delik düzenleri denenmiştir. Bu patlatma çalışmaları sırasında seçilen bazı atımlara delik son patlatma deliği sıraları boya ile işaretlenmiş ve patlatma sonrası meydana gelen ufanma bölgesi boyutu belirlenmeye çalışılmıştır. Lağım atımları (galeri patlatmaları) sırasında yapılan gözlemler sırasında, çoğunlukla patlatma sonrası oluşan boşluğun son delik hattında kesildiği gözlenmiş olup bazı durumlarda yer yer delik hattı dışına taşan geniş ufanma bölgelerine rastlanmıştır. Bu bölgelerin belirlenmesine yönelik olarak patlatma öncesi ve sonrası çekilen fotoğrafların üst üste çakıştırılmasından elde edilen birleştirilmiş fotoğraflardan yararlanılmıştır. Birleştirilmiş bu fotoğrafların elde edilmiş şekilleri seçilen bazı atımlar için Şekil 7.14-7.16'da aşamalı olarak gösterilmektedir. Bu şekillerde, patlama öncesinde çekilen fotoğraf (A) ile patlatma yapıldıktan sonra çekilen fotoğraf (B), üst üste birleştirilerek patlatılan arında delilen delik yerleri işaretlemiş (C) ve son olarak patlatma sonrası arında patlatma deliklerinin yerleri elde edilmiştir (D). Sonuç olarak Şekil 7.14-7.16'da (D) aşamasında inceleme yapılarak aşırı sökülme miktarları belirlenmeye çalışılmıştır.



Şekil 7.14 Seçilen bir atım (20.05.2013) sonrası ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi.



Şekil 7.15 Seçilen bir atım (22.05.2013) sonrası ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi.

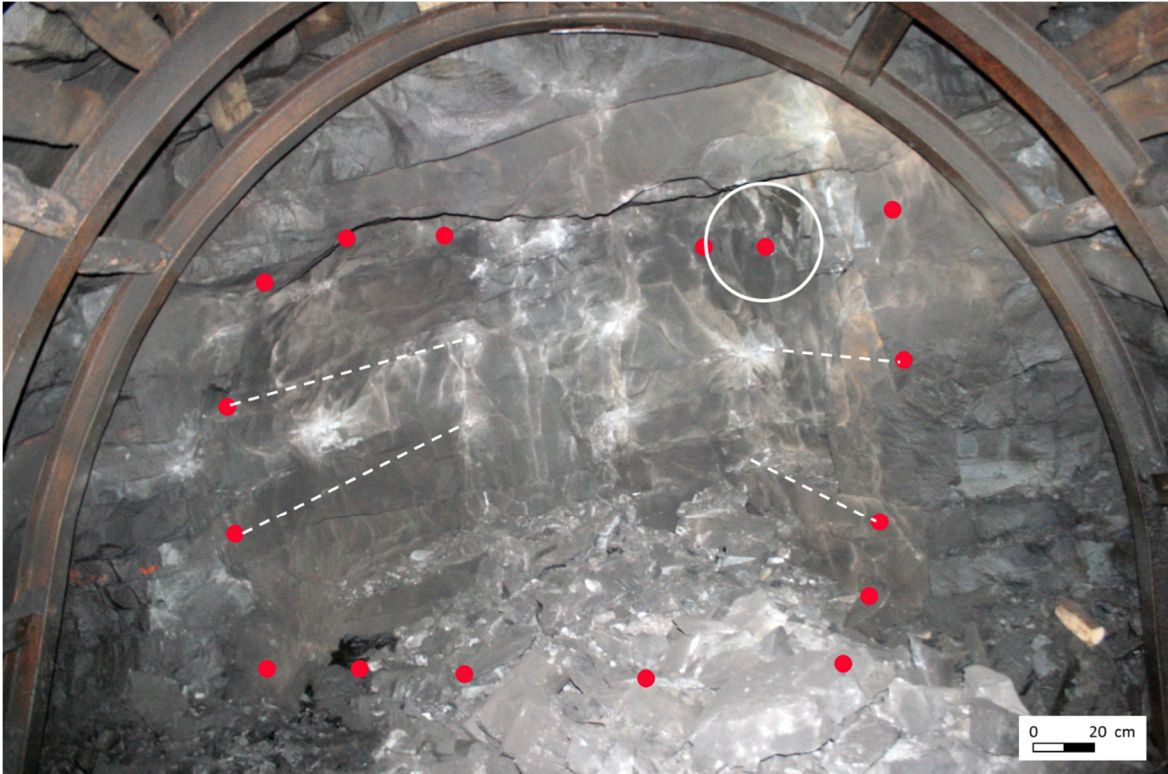


Şekil 7.16 Seçilen bir atım (28.05.2013) sonrası ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi.

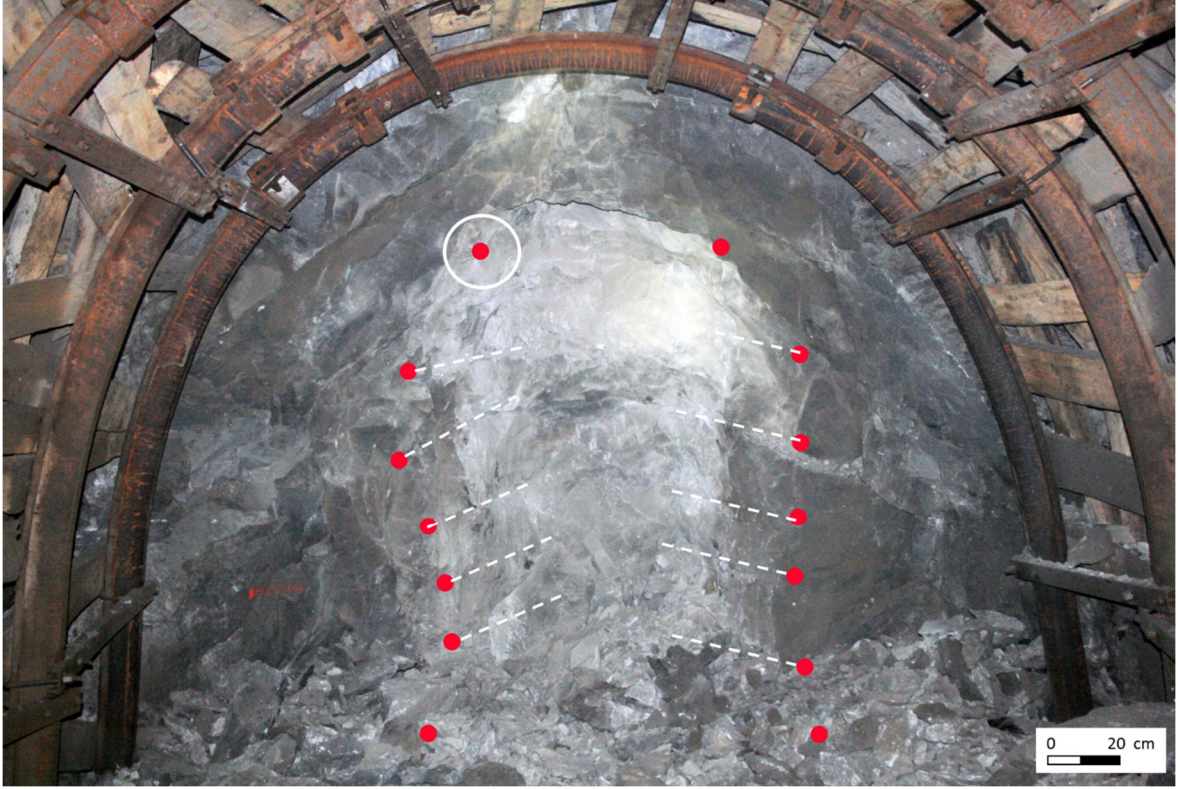
Şekil 7.17-7.19'da ise yukarıdaki şekillerde (Şekil 7.14-7.16) birleştirilerek elde edilen (D) fotoğraflarının ayrıntılı olarak gösterimi sunulmaktadır. Bu fotoğraflar üzerine gözlemlenen ya da belirlenebilen delik hatları ve örnek teşkil edebilecek ufalanma bölgesi çapları işaretlenmiştir. Daha önceden de belirtildiği gibi, patlatılan boşluğun son delik hattının dışına taşmadığı görülmektedir. Bu fotoğrafların incelenmesi ve arazide yapılan yerinde ölçümler sonucunda uygulama yapılan sahada kullanılan patlayıcı türü için aşırı sökülme miktarı 15 cm olarak belirlenmiştir.



Şekil 7.17 20.05.2013 tarihli atıma ait patlatma sonrası oluşan kazı boşluğunun ve ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi



Şekil 7.18 22.05.2013 tarihli atıma ait patlatma sonrası oluşan kazı boşluğunun ve ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi.



Şekil 7.19 28.05.2013 tarihli atıma ait patlatma sonrası oluşan kazı boşluğunun ve ufalanma bölgesi boyutunun belirlenmesi.

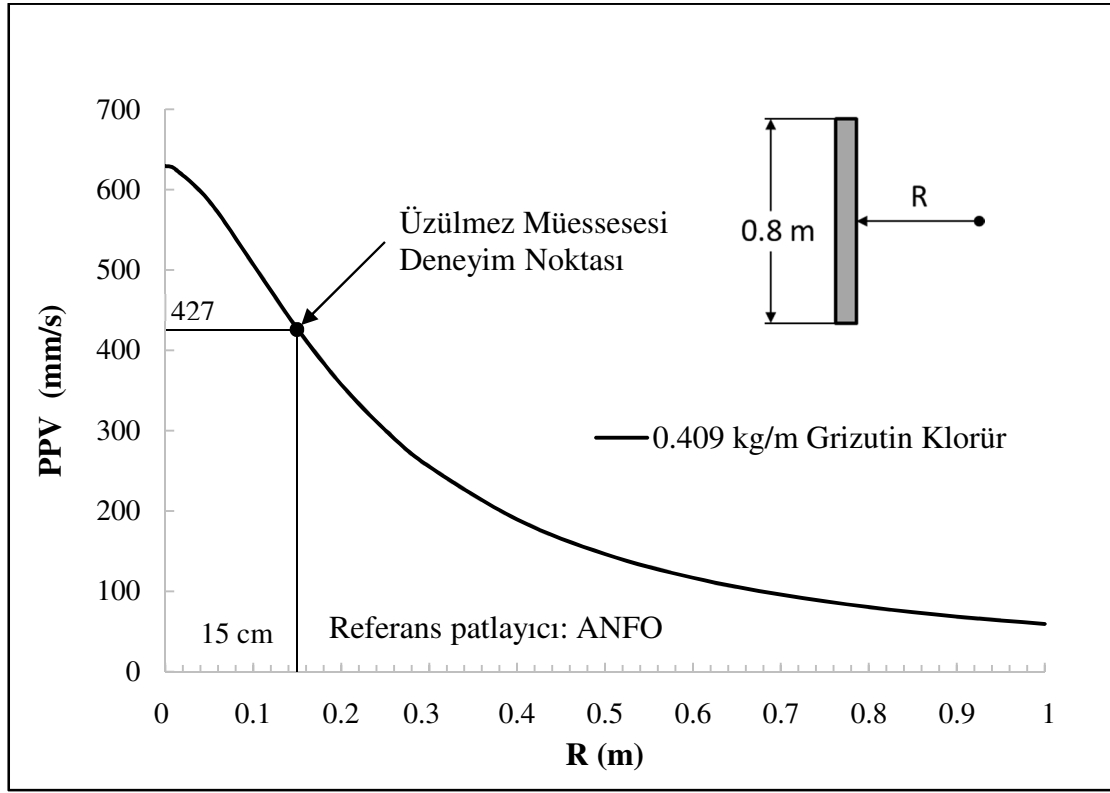
Şekil 7.20’de gösterildiği gibi daha önce Şekil 7.13’de verilen Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrisine elde edilen ufalanma bölgesi boyutunu koyulursa, ufalanma bölgesi boyutu için sınır en yüksek parçacık hızı değeri;

$$PPV_k \text{ (ufalanma bölgesi)} = 427 \text{ mm/s}$$

olarak bulunmaktadır. Ayrıca, patlatma deliği cidarındaki en yüksek parçacık hızı değeri de ( $R=0$ ’da) 629 mm/s olarak hesaplanmıştır.

Üzülmez bölgesine ait kumtaşlarının mekanik özellikleri daha önce Bölüm 6.6’da verilmişti (Bkz. Çizelge 6.11). Bununla birlikte, kritik ve/veya sınır PPV değerlerin belirlenmesi için bu kayaca ait P dalgası yayılma hızının da belirlenmesi gerekmektedir. Bu tez çalışması kapsamında bu deneyler yapılamamıştır. Bunun yerine, Karakul ve Ulusay’ın (2012) Üzülmez (Zonguldak) Kumtaşları üzerinde yaptıkları 40 adet deney sonuçları kullanılmıştır. Karakul ve Ulusay (2012) P dalgasını hızını en küçük ve en büyük değerini Üzülmez kumtaşları sırasıyla 3070 ve

3620 m/s olarak hesaplamışlardır. Bu çalışmada ortalama olarak 3345 m/s değeri kullanılmıştır. Ayrıca dinamik deformasyon modülü Eşitlik 5.6 kullanılarak statik olandan tahmin edilmiştir.



Şekil 7.20 Grizutin klorür için sahaya özgü Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrisi.

Hooke kanunundan ve çekme çatlaklarının kayacın çekme dayanımını aştığında oluşacağı varsayılarak tahmin edilen, parçalanmanın olduğu kritik (eşik) en yüksek parçacık hızı (PPV<sub>k</sub>)'nı veren bağıntı daha önce Eşitlik 7.16 ile verilmişti. Eşitlik 7.16'da inceleme yapılan sahaya özgü değerlerin minimum ve maksimum değerlerini yerine koyulursa, Üzülmez bölgesi kumtaşları için ufalanma/parçalanmanın başladığı kritik en yüksek parçacık hızı değeri aralığı;

$$PPV_k = 550-900 \text{ mm/s}$$

olarak elde edilmektedir. Holmberg ve Persson (1978) sağlam İsveç kayaları için patlatma deliğini çevreleyen kayada yeni çatlak oluşumunun (kritik en yüksek parçacık hızı değeri aralığının) 700-1000 mm/s arasındaki bir PPV değerinde başladığını rapor etmişlerdir. Bu çalışmada sahaya özgü olarak elde edilen 550-900 mm/s PPV<sub>k</sub> değerinin önceki çalışmalarla tutarlı olduğu görülmektedir. Bununla birlikte, Iverson vd. (2008) Montana, Stillwater

madenindeki magmatik kayalar (Norit) üzerinde yaptıkları çalışma sonucunda, bu sahaya özgü aşırı kazı için sınır PPV 1850 mm/s olduğunu rapor etmişlerdir.

Scott (2009), Bickham kömür madenindeki kaya kütleleri için kritik PPV değerini Eşitlik 7.23'ü kullanarak 465 mm/s olarak hesaplanmıştır. Bununla birlikte, McKenzie vd. (1995) tarafından önerilen Eşitlik 7.21'i Üzülmaz kumtaşları için sahaya özgü değerleri yerine koyarsak, hasarın başladığı kritik PPV değeri;

$$PPV_k = 1154 \text{ mm/s}$$

olarak hesaplanmaktadır. Elde edilen bu değer, Holmberg–Persson tasarım eğrileri için oldukça yüksek bir değerdir. Bu nedenle tasarım için doğru bir yaklaşım olamayacağı açıkça görülmektedir.

Patlama deliği çevresindeki ufalanma bölgesi (yoğun parçalanmanın olduğu bölge) sonundaki PPV değerini hesaplamak için ise düzlemsel sinüs biçimli bir gerilme dalgasındaki gerilme değeri için basit bir eşitlik uyarlanabileceği konusuna önceki bölümlerde değinilmiştir. Ufalanma bölgesinin sonundaki basıncı ifade eden eşit basınç  $P_{eq}$ 'nin hesaplanmasındaki yaklaşım ve bu basınç değerinin tahmin edilmesi için Hino (1956a) tarafından geliştirilen görgül bağıntı ise Bölüm 7.2'de sırasıyla Şekil 7.10 ve Eşitlik 7.18'de verilmiştir. Bu bağıntı tekrar yazılırsa;

$$P_{eq} = P_b \left( \frac{r_c}{r_0} \right)^\theta \quad (7.18)$$

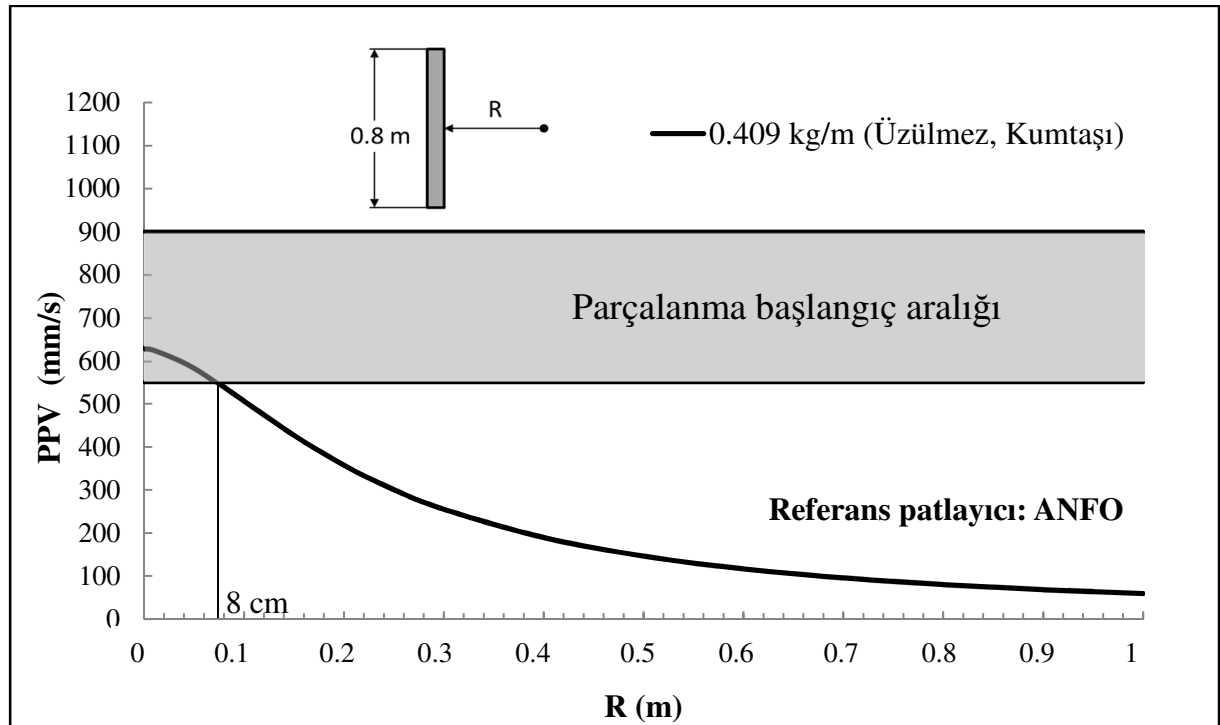
Şeklinde olduğu görülmektedir. Eğer bu bağıntıda, ufalanma bölgesinde kayacın basınç dayanımının aşılması sonrası yenileceğini var sayılırsa, bu bölge sınırındaki basıncın ( $P_{eq}$ ) kayacın tek eksenli basınç dayanımına ( $\sigma_{ci}$ ) eşit olduğu kabulüyle, ufalanma bölgesi yarıçapı  $r_c$  için aşağıdaki bağıntı elde edilebilir;

$$r_c = r_0 \left( \frac{\sigma_{ci}}{P_b} \right)^{1/\theta} \quad (7.24)$$

buradaki terimler daha önceden tanımlandığı gibidir. Bu eşitlikte delik basıncı  $P_b$  Eşitlik 2.8'den, basınç azaltma faktörü  $\theta$  Eşitlik 7.19'dan ve tek eksenli basınç dayanımı  $\sigma_{ci}$  ise Çizelge 6.11'den hesaplanıp yerine konulursa, ufalanma bölgesi yarıçapı yaklaşık 16 cm olarak elde edilmektedir. Bu değer Holmberg–Persson yaklaşımına göre elde edilen ölçüm değerine oldukça yakındır. Takip eden bölümde elde edilen sonuçların yorumlanması ve nasıl kullanılabileceği tartışılmaktadır.

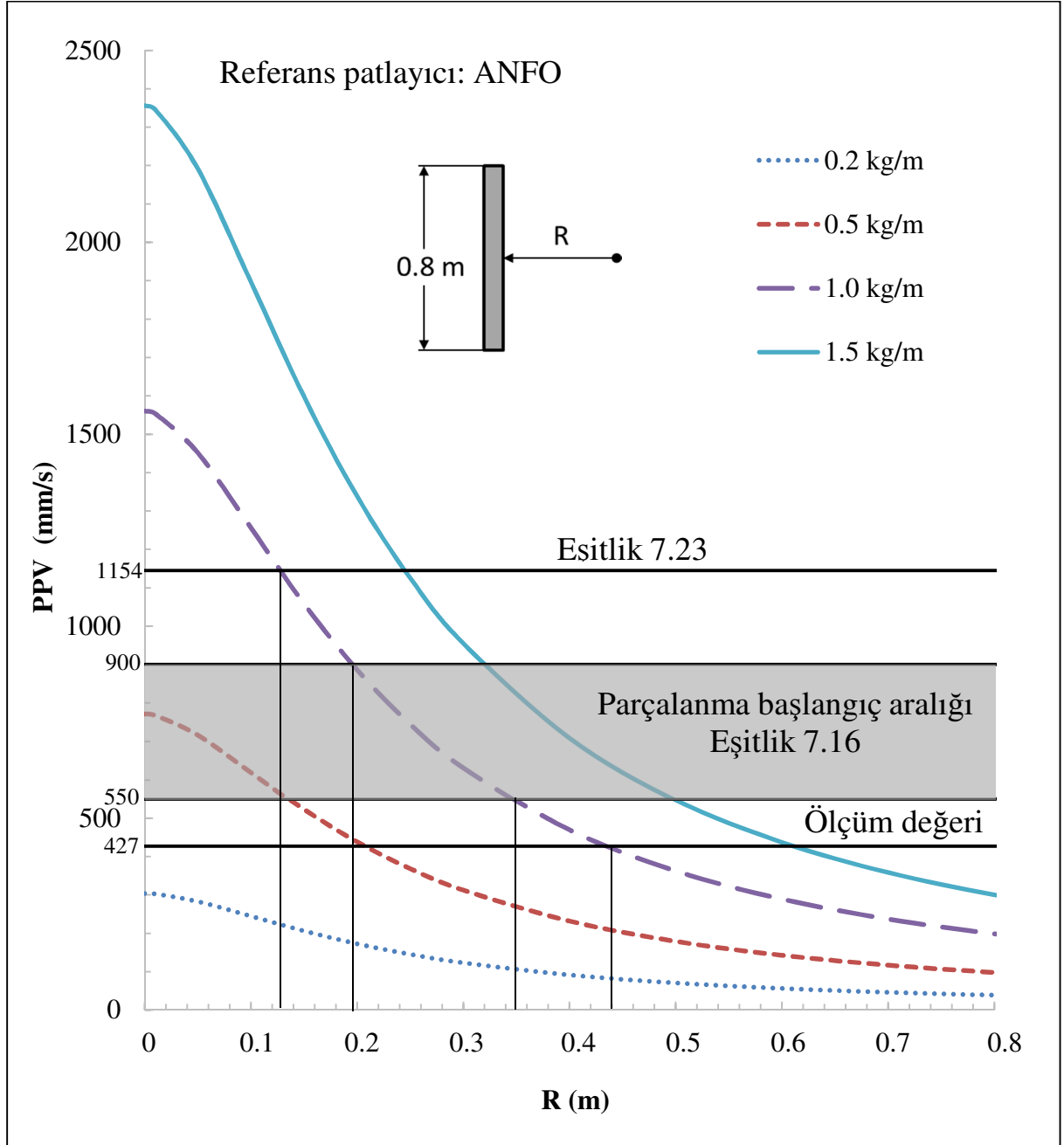
### 7.3.2 Elde Edilen Sonuçlar ve Yorumlar

Şekil 7.21'de grizutin klorürün doğrusal şarj yoğunluğu olan 0.409 kg/m için çizilmiş Holmberg–Persson tasarım eğrisi hasar alt ve üst limiti ile birlikte verilmektedir. Şekil 7.21'den de görülebileceği gibi, kullanılmakta olan grizu güvenli patlayıcı madde hasar üst sınırının oldukça altında kalmaktadır. Bununla birlikte, alt sınır için eğri kestirilirse, yaklaşık 8 cm değerini elde edilir. Çevresel patlatma teknikleri açısından bakıldığında, aşırı sökülmenin çok az olduğu ve patlatma sonrası gayet düzgün kaya yüzeyi elde edildiği görülmektedir. Ancak, konu orta çekme olunca bu patlayıcı maddenin oldukça yetersiz kaldığı görülmektedir. Bu tip bir patlayıcı ile yapılan galeri atımları sınırlı bir kullanım alanına sahip olup gerçekleştirilen patlatma şablonlarının verimsiz olmasına neden olabilir.



Şekil 7.21 Parçalanma başlangıcı alt ve üst sınırıyla birlikte grizutin klorürün için Holmberg–Persson tasarım eğrisi.

Şekil 7.22’de ise farklı patlayıcı yoğunlukları için Üzülmüş kumtaşı kaya birimi için çıkarılmış Holmberg–Persson tasarım eğrileri, yine bu saha belirlenmiş olan parçalanma başlangıç aralığı değerleriyle birlikte sunulmaktadır. Bu tasarım eğrilerine dayanarak, ANFO’ya göre delik doldurma yoğunluğu yaklaşık 1 kg/m olan GOM II dinamitinin kullanılması halinde fazla kazı miktarının Eşitlik 7.16’ya göre 20-35 cm arasında, Eşitlik 7.23’e göre 12 cm civarında, yapılan ölçüm sonuçlarına göre ise 44 cm olması beklenmektedir.



Şekil 7.22 Farklı doğrusal şarj yoğunlukları için Holmberg–Persson tasarım eğrileri ve sahaya özgü ufalanma bölgesi sınır değerleri.

Şekil 7.22'den yola çıkarak işletmede grizutin klorür yerine GOM II dinamitinin kullanılması halinde orta çekmelerin daha başarılı bir şekilde gerçekleştirilebileceği öngörülmektedir. Ancak bu patlayıcının da çevresel patlatmada dikkatsiz kullanımının aşırı sökülmele kolaylıkla yol açabileceği unutulmamalıdır.

Sonuç olarak Holmberg–Persson yaklaşımının çevresel patlatma teknikleri için kullanılabilir olduğu ancak orta çekme veya kaya parçalama tasarımı için pek uygun olmadığı sonucuna varılabilir. Çünkü PPV değeri patlatılan kayacın tünel arınında kalan kısmı için bir ön görüde bulunurken, parçalanıp arından dışarı atılan kısmı için bir fikir beyan etmemektedir. Bu durumda orta çekme etkinliğini sadece bu yolla belirlemek doğru olmayabilir. Ancak birden fazla sarsıntı ölçer cihaz kullanılarak, ya aynı patlayıcı madde kullanılarak farklı orta çekme düzenleri ya da aynı orta çekme düzeninde farklı patlayıcı madde türlerini kıyaslamak mümkün olabilir. Bununla birlikte, böyle bir kıyaslama yapılırken bir defada patlatılan patlayıcı madde miktarının da sabit tutulması gibi bir zorluğun da olduğu söylenmesi gerekmektedir ki bu durum orta farklı orta çekme şablonları tasarlanmanın ruhuna aykırı bir yöntemdir. Çünkü farklı orta çekme şablonları hazırlanırken çoğu zaman aynı anda patlatılan delik sıralarındaki delik sayıları ve kullanılan gecikme miktarları farklılık göstermektedir.

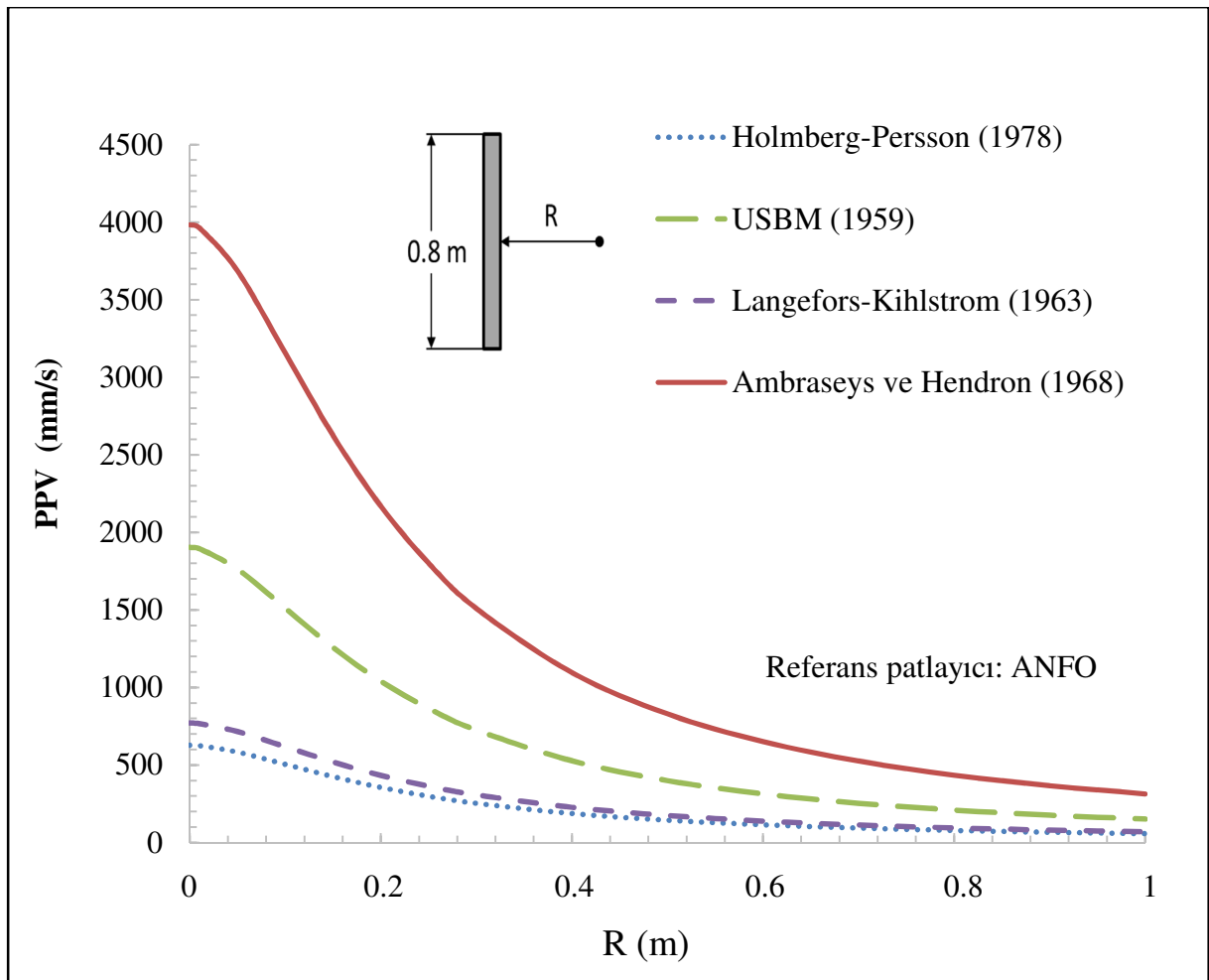
Bu çalışma kapsamında son olarak, Iverson vd. (2008) tarafından değiştirilmiş Holmberg–Persson yaklaşımıyla, klasik yöntemle elde edilen Holmberg–Persson yaklaşımının bir karşılaştırılması sunulmaktadır. Karşılaştırma amacıyla, özgün Holmberg ve Persson (1978) tahmin eşitliğinin yanı sıra, Bölüm 6'da detaylı olarak tartışılmış olan Duvall ve Petkof (1959), Duvall ve Fogelson (1962) ve Nicholls vd. (1971) tarafından önerilen USBM tahmin eşitliği, aslında birbirinin farklı yazılışlarında ibaret olan Langefors ve Kihlstrom (1963), ISI (1973) ve bu çalışmada önerilen tahmin eşitliği ve Ambraseys ve Hendron (1968) tarafından önerilen tahmin eşitliği seçilmiştir. Bu yaklaşımları Iverson vd. (2008) tarafından değiştirilmiş Holmberg–Persson yaklaşımındaki  $\bar{R}$ 'yi içerecek şekilde uygulayabilmek için daha önceden verilen bu tahmin eşitliklerini ölçekli mesafe kavramından kurtarıp basit bir cebirsel manipülasyonla genelleştirerek aşağıdaki bağıntılar elde edilir;

$$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt{W}} \right)^{-\beta} \quad PPV = K R^{-\beta} / W^{-\beta/2} \quad \text{USBM 1959} \quad (7.25.a)$$

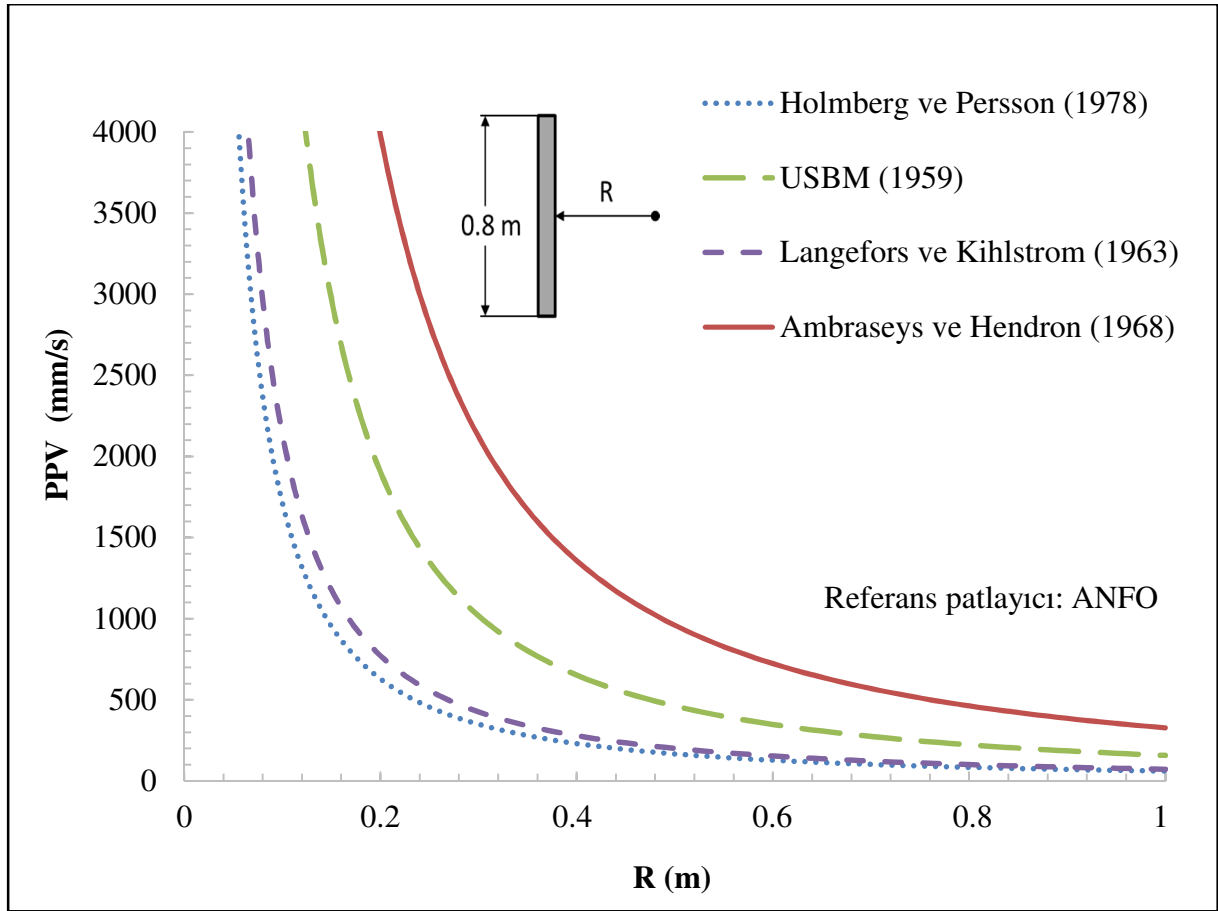
$$PPV = K \left( \sqrt{\frac{W}{R^2}} \right)^\beta \quad PPV = K W^{1/2\beta} / R^{3/4\beta} \quad \text{Langefors ve Kihlstrom 1963} \quad (7.25.b)$$

$$PPV = K \left( \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \right)^{-\beta} \quad PPV = K R^{-\beta} / W^{-\beta/3} \quad \text{Ambraseys ve Hendron 1968} \quad (7.25.c)$$

Bu tahmin eşitlikleri kullanılarak aynı doğrusal şarj yoğunlukları (grizutin klorür=0.409kg/m) için hazırlanmış değiştirilmiş ve klasik Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrileri sırasıyla Şekil 7.23 ve Şekil 7.24’de sunulmaktadır.



Şekil 7.23 Iverson vd. (2008) tarafından değiştirilmiş Holmberg–Persson yaklaşımındaki ortalama yolculuk mesafesi  $\bar{R}$ 'yi kullanarak elde edilen farklı tahmin eşitlikleri tasarım eğrileri.



Şekil 7.24 Klasik Holmberg–Persson yaklaşımı kullanarak elde edilen farklı tahmin eşitlikleri tasarım eğrileri.

Şekil 7.24 de klasik Holmberg–Persson yönteminin patlatma kaynağına yakın mesafelerde çözümsüzlüğe gittiği ve mantıklı sonuçlar vermediği görülmektedir. Patlatma kaynağına uzak mesafelerde ise, her iki yöntemin de yaklaşık olarak benzer değerler verdiği görülmektedir. Bu durumda Iverson vd.’nin (2008) de önerdiği gibi, özellikle tünel patlatmalarında klasik yaklaşımın uygulanması yanlış sonuçlar verebilmektedir. Bu çalışmada da bu doğrulanmış olup, değiştirilmiş Holmberg–Persson yönteminin yakın mesafeler için çok daha iyi sonuçlar verdiği görülmektedir. Bununla birlikte, her iki yaklaşıma göre de bakıldığında (Şekil 7.23 ve 7.24) USBM (1959) ve Ambraseys ve Hendron (1968) tarafından önerilen tahmin eşitliklerinin yakın mesafede çok yüksek değerler vermiş oldukları görülmektedir. Bu durumda yakın mesafeler için bu eşitliklerin kullanımının yanlış değerler vermesi olasıdır. Ancak patlatma kaynağından olan mesafe büyüdükçe farklı tahmin eşitliklerindeki değerlerin birbirine yaklaştığı görülmektedir. Diğer yandan, Langefors ve Kihlstrom (1963), ISI (1973) ve bu çalışmada önerilen tahmin eşitliklerinin Holmberg ve Persson (1978) tahmin eşitliğine oldukça yakın değerler verdiği sonucuna varılmıştır.

## BÖLÜM 8

### DELME PATLATMA YÖNTEMİYLE TÜNEL KAZISI

Tünel; yeraltında çeşitli kayaçlar içinde inşa edilen giriş ve çıkışı olan, drenaj, kanalizasyon, su boruları, kanal, demiryolu, karayolu, yaya yolu vs. geçişine olanak veren bir geçiş yolu olarak tanımlanırken, galeri ise yeraltının istenilen yerine ulaşmak için açılan yatay veya eğimli bir boşluk veya geçit olarak tanımlanmaktadır. Genel olarak tünel veya galeri açılması işlemleri tünelcilik olarak adlandırılmaktadır. Tünelcilik, madencilik ve inşaat sektörlerinde başvurulan başlıca uygulamalardan birisidir. Delme patlatma yöntemi mekanik kazıya göre çok yönlü oluşu, düşük ilk yatırım maliyeti ve kolay uygulanabilirliği nedenleriyle tünelcilik uygulamalarında oldukça yaygın olarak kullanılan bir kazı yöntemidir. Günümüzde birçok ulaşım tüneli projesinde tünel açma makineleri kullanılmasına rağmen, çoğu yeraltı kaya kazısında hala delme patlatma teknikleri kullanılmaktadır. Delme patlatma yönteminin mekanik kazıya göre başlıca avantajları şu şekilde sıralanabilir;

- Değişen kaya kütlelerine kolaylıkla uyum sağlanır.
- Kaya kütlelerinin dayanımı herhangi bir değerde olabilir. Farklı dayanıma sahip kaya birimlerinde sorun çıkmaz.
- Yeraltı suyu problemleri kolaylıkla kontrol edilebilir.
- Tünel kesit şekli ve boyutları isteğe bağlıdır.
- Esnekliği yüksek bir yöntemdir.
- İlk yatırımı yüksek değildir.
- Kazı başlamadan önce bekleme süresi yoktur.
- Ekipman üreticisi sayısı ve seçenekleri fazladır.

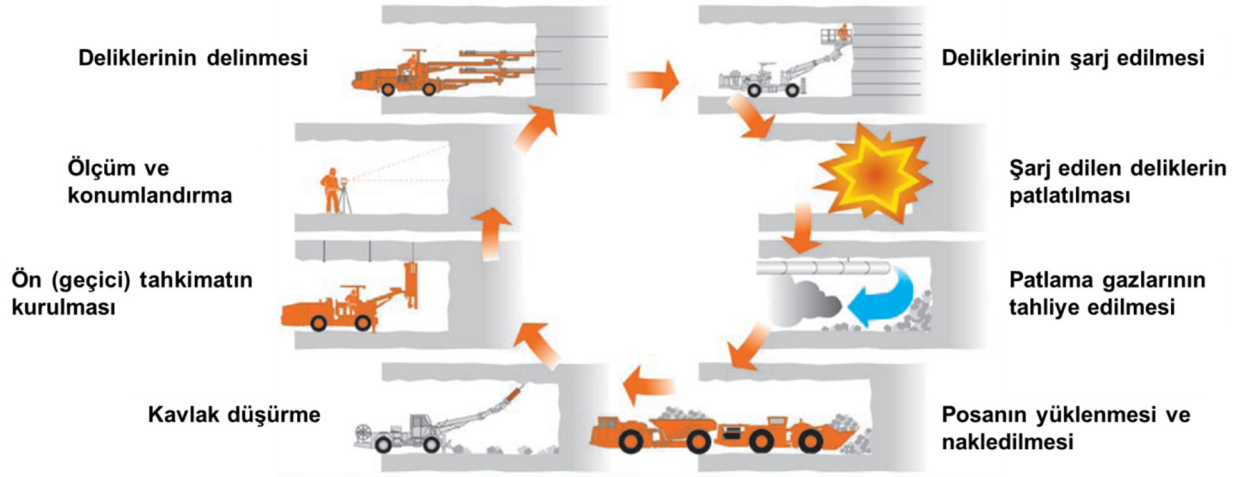
Delme patlatma yönteminin başlıca dezavantajları ise şu şekildedir;

- Akıcı zeminler için uygun değildir.
- Şişen arazide bazı sorunlar yaşanabilir.
- Çevrimsel ve kesikli bir yöntemdir.
- Delik delme hızı arazi koşullarından etkilenir.
- Çevre kayaç örselenebilir, aşırı sökülme oluşabilir.
- Etkin bir havalandırma ve gazlı tünellerde özel önlemler gerektirir.
- Deneyimli iş gücü gerektirir.
- Patlayıcı madde kullanımından kaynaklanan bir takım sorunlar vardır: sarsıntı, titreşim, gürültü, patlayıcı maddenin depolanması ve taşınması, vs.

Yukarıda da bahsedildiği üzere delme patlatma ile tünel kazısı, farklı iş aşamalarının birbirini tekrarlı bir şekilde takip ettiği döngüsel bir yöntemdir. Bir tam döngü, atım olarak adlandırılmaktadır. Tünel atımı, atımdaki ilerleme miktarı olarak adlandırılan belirli bir kazılmış tünel uzunluğu sağlamalıdır (genellikle 1 ila 5 metre arasında). Bir atım en azından aşağıdaki aşamaları içermektedir.

- Patlama deliklerinin delinmesi,
- Patlama deliklerinin patlayıcı madde ile şarj edilmesi,
- Şarj edilen deliklerin patlatılması ve patlama gazlarının tahliye edilmesi,
- Patlatılan kayanın (pasanın) yüklenmesi ve nakledilmesi,
- Tünel duvarlarındaki askıda kalmış kaya parçalarının temizlenmesi (kavlak düşürme),
- Ön (geçici) tahkimatın kurulması,
- Ölçüm işleri ve rayların, havalandırma donanımlarının, basınçlı hava borularının ve diğer donanımın ilerletilmesi.

Çok sağlam arazi koşullarında sadece bu temel aşamalar yeterli olabilmesine rağmen arazi yapısının kendi kendini destekleyemediği zayıf kaya birimlerinde tahkimat aşamasına da ayrıca gerek duyulmaktadır. Bununla birlikte, kaya yapısı ne kadar zayıf olursa gereken tahkimat miktarı da o kadar artacaktır. Delme patlatma yöntemi uygulandığı bir tünel kazısındaki patlatma döngüsü genel olarak Şekil 8.1'deki gibi verilebilir.

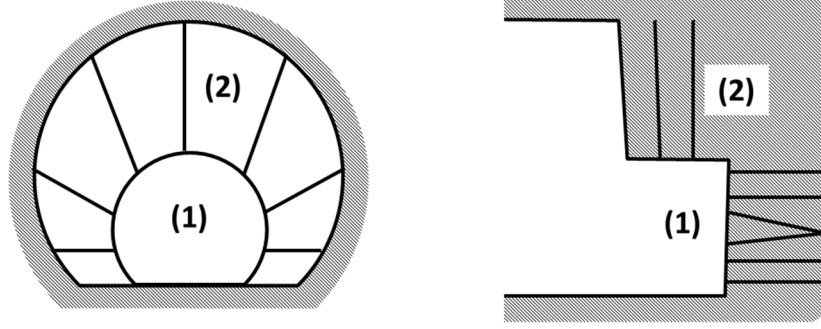


Şekil 8.1 Tipik bir delme patlatma döngüsü (Sandvik Tamrock Corp. 1999).

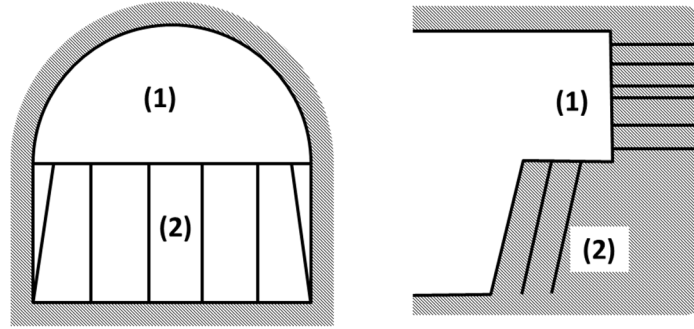
Çoğu tünel tam cephe kazı yöntemiyle ilerlemektedir. Bu yöntemde tünel kesitinin tamamı tek bir atımda delinir ve patlatılır. Bazı durumlarda ise basamaklı kazı daha pratiktir veya zemin koşulları ya da donanım sınırlamalarından dolayı zorunlu olarak gerekebilir. En yaygın kısmi kazı yöntemi, ilk önce tünel üst (taç) bölgesinin sonradan ise geri kalan basamağın kazıldığı 2 basamaklı kazı yöntemidir. Bu yöntemdeki basamak arına dik deliklerle patlatılabildiği gibi açık işletmelerdeki basamak patlatmaları gibi düşey delikler kullanılarak da patlatılabilir. Bu bakımdan çoklu arın patlatmaları yüzey patlatmalarına benzerdir. Kısmi kazı yönteminin çok kademeli kazı içeren birçok değişik türü bulunmaktadır (Şekil 8.2).

Tam cephe kazı yerine kısmi kazı yöntemleri seçiminde etkili olan nedenler aşağıdaki gibi verilebilir (US Army Corps of Engineers 1997);

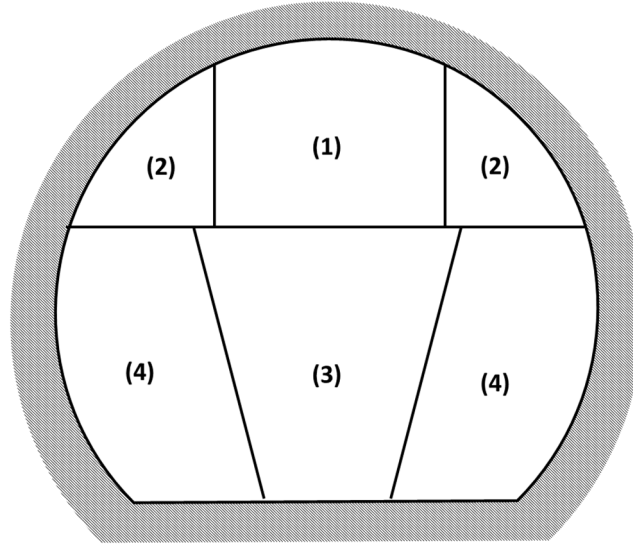
- Tünel kesit alanı tek bir delici donanım için çok büyük olabilir. Örneğin, yeraltı elektrik santralleri ve iki veya üç şeritli otoyol tünelleri genellikle kısmi cephe patlatma kazı yöntemleri kullanılarak kazılırlar.
- Patlayıcı ağırlığı açısından patlatma büyüklüğü zemin titreşimi kontrolü için sınırlanmalıdır.
- Tünelin açıldığı zemin o kadar zayıftır ki tam cephe kazı ilk tahkimatın kurulmasına izin vermeyecek kadar duraylı olmayabilir.



a) İki aşamalı genişletme kazısı.



b) Basamaklı kazı (basamak delikleri (2) bazen yatay olarak delinir).



(1) ve (2) Üst kademe, (3) ve (4) Basamak

c) Çok kademeli kazı.

Şekil 8.2 Değişik türdeki kısmı ve çok kademeli kazı yöntemleri (Whittaker and Frith 1990).

Bir tünel çalışmasında ortamdaki kaya kütlelerinin koşullarının iyi bilinmesi, her bir atımda hangi aşamaların gerektiğine karar verilebilmesi açısından oldukça önem taşımaktadır. Ağır ön

tahkimat iş döngüsünü hatırı sayılır bir biçimde uzatabilmektedir. Eğer bir sonraki atım başlamadan önce çelik bağlar veya kalın beton tahkimat yapmak gerekiyorsa, iş döngüsü aşırı derecede yavaşlayabilir. Bununla birlikte, çoğu durumda, zaman harcayan tahkimat işlerini arından birkaç atım geride yapmak mümkün olmaktadır.

Tünelcilikte ayrıca boru hatları ve kabloların döşenmesi ve toz havalandırması gibi tünel kazı ilerini destekleyici işler de tünel kazısı sırasında yapılması gereken önemli faaliyetlerdendir. Ayrıca, tünel zemininin taranması ve temizlenmesi gerekmektedir ve açığa çıkan su dışarı atılmalıdır. Bu gibi işler temel iş döngüsüne doğrudan engel olmayabilir ancak, eğer düzgün bir şekilde yapılmazlarsa kısa zamanda tüm işi etkileyeceklerdir.

Kaya patlatmalarıyla ilgili delik delme teknikleri son yıllarda oldukça gelişmiştir. Bu gelişmeler sadece delme hızı üzerinde değil aynı zamanda delme kalitesi üzerinde de olmuştur. Delme kalitesi; darbe baskısı, uygulanan tork ve besleme gücü gibi delme değiştirgelerinin kontrolü ve dengesi ile birlikte delik konumu, delik düzgünlüğü ve delik boyu gibi hassasiyet gerektiren temel değiştirgeleri içermektedir (Atlas Copco 2004). Genelde, çoğu tünel veya galeri kazı sahasında halen yerine özgü delik şablonları planlamaktadırlar. Ancak gelişmiş bilgisayar programları bu alanda da geniş çapta kullanılmaya başlanmıştır.

Tünelcilik patlatmaları, başlangıçta bir serbest yüzey olmaması nedeniyle basamak patlatmalarından farklıdır. Bu durum bir seferde patlatılabilen kaya hacmini ve delik boyunu sınırlamaktadır. Tünel arınında oluşturulacak delik düzeni, delik aralıkları ve doğrultuları patlatma sonucu için kritik bir öneme sahiptir. Eğer delikler yanlış konumlandırılırlarsa çevre kayaç hasar görür ve aşırı sökülme gerçekleşebilir. Eğer delikler birbirine çok yakın konumlandırılırsa oluşan yüksek özgül şarj, komşu deliklerdeki patlayıcıyı sıkıştırarak bu delikteki patlayıcıların duyarsızlaşmasına neden olabilir. Bu durum atım sonrası infilak etmemiş patlayıcı madde kalmasına neden olur. Bir diğer durumda ise, eğer hassas patlayıcılar kullanılıyorsa, delikteki patlayıcı infilak ettiğinde oluşan şok dalgaları komşu delikte sırasını bekleyen patlayıcıyı duyarsızlaştırmak yerine onu sirayet yolu ile ateşleyebilir. Bu duruma sempatik (diğerinden etkilenen) infilak adı verilir. Sempatik infilak yerinde parçalanmış ama dışarı atılmamış kaya malzemesine neden olur. Bu sıkışmış kaya malzemesi yerinde “donmuş” olarak nitelendirilir ve genelde arının ilerlememesine yol açar. Delik şablonu hazırlanırken birçok faktör dikkate alınmalıdır. Bu faktörler şu şekilde verilebilir.

- Tünel boyutları
- Tünel geometrisi
- Delik boyu
- İhtiyaç duyulan en son yüzey kalitesi
- Jeolojik ve mekanik koşullar
- Patlayıcı türü
- Beklenen su durumu
- Titreşim kısıtlamaları
- Delici donanım

Saha koşullarına göre yukarıdaki faktörlerin hepsi veya bir kısmı tünel patlama şablonu tasarımında kullanılmaktadırlar. İnşaat sahaları değişen koşulları dikkate alarak tipik olarak birkaç değişik delik şablonuna sahiptir. Kullanılan patlayıcı cinsi, kaya özellikleri ve delikleri doldurma ve ateşleme sırası, delik uzunluğunu, çapını ve düzenini etkilemektedir. Bu nedenle, kesin bir patlatma tasarımı yapmak zordur (Koski and Tuthilli 1973). Madencilik çalışmalarında ise değişik tünel kesitleri için (ana kat galerisi, rekup, bağlantı yolları, desandreler vb.) 5 ila 10 arasında delik şablonu kullanılır. Delik şablonları uygulanacakları sahalarda sonlandırılır. Bir tünel patlatmasında delik şablonu tasarlanırken ana hedef doğru konumlanmış ve düzgün delinmiş yeterli sayıda delik oluşturmaktır. Bu sayede düzgün tünel tavan, taban ve yan duvarları elde edildiği kadar, başarılı bir şekilde deliklerin doldurulması ve patlatılması da kolaylaştırılır.

Bir tünel arınındaki delinecek delik sayısı; kaya kütlelerinin dayanımı, eklemler, anizotropik gibi yapısal zayıflıklar, tünek kesit alanı ve şekli, delik çapı ve boyu, kullanılan patlayıcı tipi, patlatma sonrası oluşan titreşim sınırlamaları ve arzu edilen nihai kazı kesiti kalitesi gibi birçok faktörlerden etkilenmektedir. Arazi deneyleri olmaksızın her bir kaya cinsi için delinmesi gereken delik miktarının doğru bir şekilde tahmin edilmesi zordur. Bunu ek olarak, tünel hattı boyunca geçilen kaya kütleleri genellikle değişir ve buna bağlı olarak tünel arınında gereken delik miktarı da değiştirmelidir.

Bir tünel kesitindeki delik sayısı, delik boyu arttıkça azalmaktadır. Patlatılan kaya hacmi başına düşen toplam delik uzunluğu ( $m/m^3$ ) olarak tanımlanan delik oranı, tünel kesit alanına göre 0.8-6  $m/m^3$  arasında değişmektedir (US Army Corps of Engineers 1997).

30-38 mm arasındaki delik çapları sıklıkla küçük delik olarak düşünülürken 41-61 mm arası orta ve 64 mm'den büyük delik çapları ise geniş delik olarak düşünülürler. Delik çapı artırıldıkça tünel arınında olması gereken özgül şarj miktarını daha az delikle elde etmek en azından teorik olarak mümkündür. Bununla birlikte bu pratikte tamamen gerçek değildir. Orta çekmedeki delik sayısı delik çapıyla değişmez. Diğer yandan çevre deliklerinin aralık ve yük miktarları sıklıkla önceden belirlenir. Bu durumda küçük veya orta boy tünellerde delik çapından etkilenen fazla sayıda delik olmamaktadır (sadece tarama delikleri delik çapından etkilenmektedir) (Sandvik Tamrock Corp. 1986).

Birim tünel kesit alanı başına düşen delik sayısı küçük kesitli tünellerde daha fazladır. Bir tünel arınında açılması gereken toplam delik sayısını veren bazı bağıntılar olmasına rağmen bu tip bağıntılar her türdeki kayalardaki patlatma modellerinde kullanılamazlar. Bununla birlikte, kaba bir yaklaşık değer elde etmek için değişik yaklaşımlar mevcuttur. Wilbur (1982) Birleşik Devletler'deki (US) tünel projelerinde yapmış olduğu çalışmalara dayanarak, tünel kesit alanı ( $A_T$ ,  $m^2$ ) ve açılması gereken delik sayısı ( $N$ ) arasındaki ilişkiyi kabaca aşağıdaki görgül bağıntılarla vermiştir.

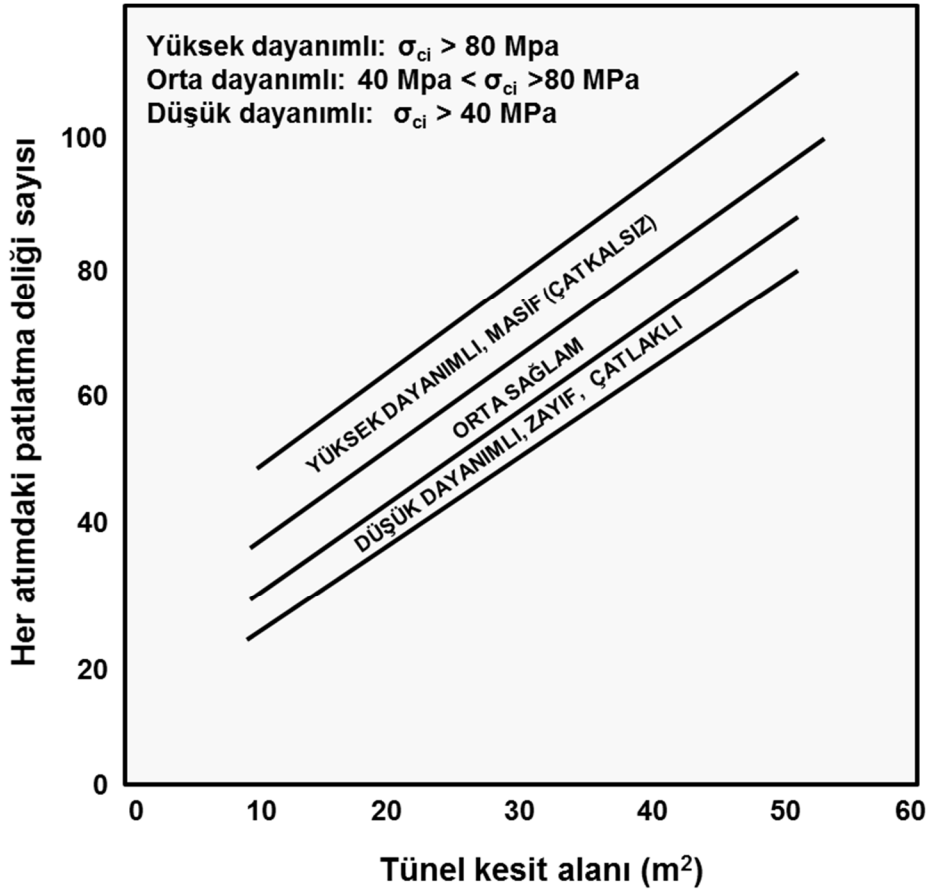
Düşük dayanımlı ve çok eklemlili kaya kütlelerinde;

$$N = 1.3 A_T + 10 \quad (8.1)$$

Yüksek dayanımlı ve masif kaya kütlelerinde;

$$N = 1.7 A_T + 28 \quad (8.2)$$

Ayrıca, farklı dayanımdaki kaya kütlelerinde delinmesi gereken delik sayısı ve tünel kesit alanı arasındaki ilişkinin kaba kestirimi için Şekil 8.3'de gösterilen abak da kullanılabilir (US Army Corps of Engineers 1997).



Şekil 8.3 Farklı arazi koşullarına göre tünel kesit alanı ve delik sayısı arasındaki ilişki (US Army Corps of Engineers 1997).

Whittaker ve Frith (1990), yine Birleşik Devletler'deki deneyimlere dayanarak, tünel kesit alanına bağlı olarak arında açılması gereken delik sayısı için rehber değerleri Çizelge 8.1'de gösterildiği gibi vermişleridir. Burada, zayıf kaya, yumuşak veya aşırı çatlaklı kaya birimlerini, sağlam kaya ise sert veya masif kaya birimlerini tanımlamaktadır.

Çizelge 8.1 Tünel kesit alanına bağlı olarak arındaki delik sayıları (Whittaker and Frith 1990).

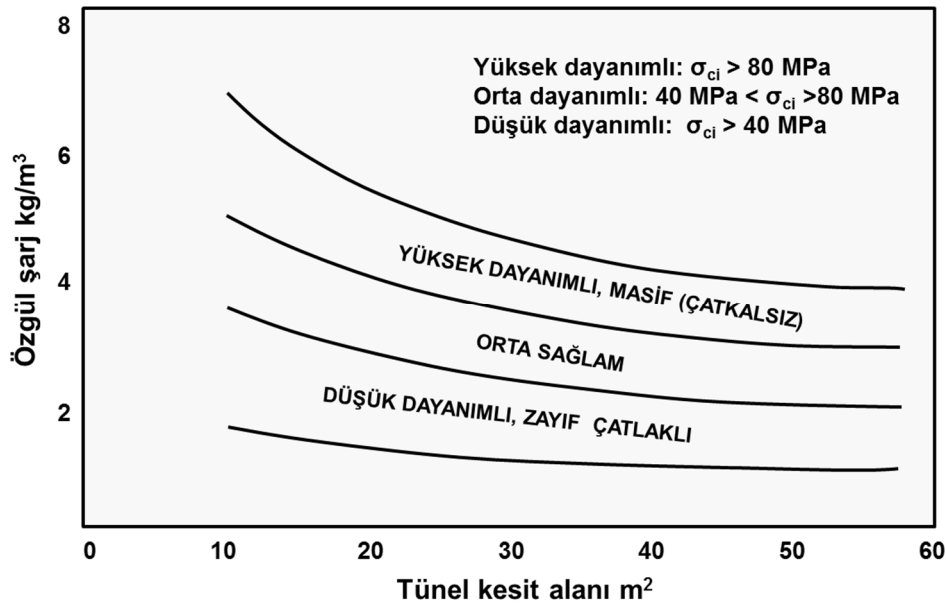
Tünel kesit alanı (m <sup>2</sup> )	Atım başına düşen delik sayısı	
	Zayıf kaya	Sağlam kaya
10	23-27	35-50
25	45-50	60-70
50	75-85	95-110

Pokrovosky (1980), bir atımdaki toplam delik sayısı (N) için aşağıdaki eşitliği önermişlerdir (Bhandari 1997).

$$N = N_b + N_p = \frac{W_T A_T}{q} + \left( \frac{c_s \sqrt{A_c - L_c}}{b} + 1 \right) \left( 1 - \frac{q_0}{q} \right) \quad (8.3)$$

Burada,  $N_b$ ; orta çekme ve tarama delikleri toplamı,  $N_p$ ; çevre delikleri sayısı,  $c_s$ ; çalışılan kesit şekline bağlı bir katsayı (kare için 4, trapez için 4.2 ve at nalı için 3.86),  $A_T$ ; tünel kesit alanı ( $m^2$ ),  $b$ ; delikteki sıkışma faktörü (Nitro-Gliserin bazlı patlayıcılar için 1.2 ve Amonyum-Nitrat bazlı patlayıcılar için 1),  $L_c$ ; çalışma uzunluğu (m),  $q$  patlayıcı yoğunluğuna bağlı her birim m uzunluk başına patlayıcı tüketimi ( $kg/m$ ),  $q_0$ ; çevre deliklerindeki patlayıcı tüketimi ve  $W_T$ ; toplam patlayıcı tüketimidir ( $kg/m^3$ ).

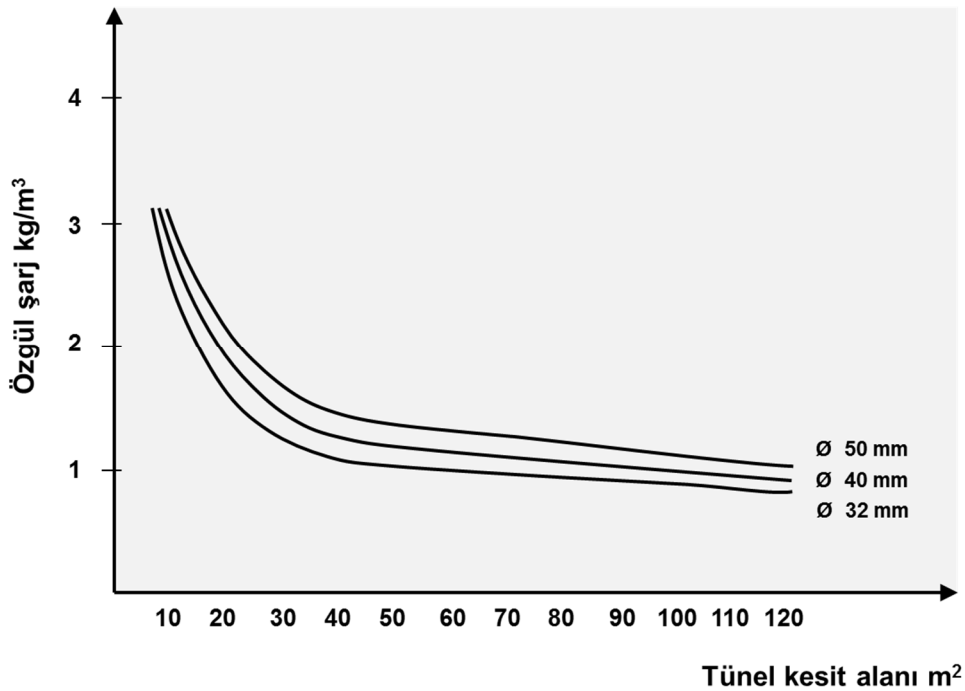
Birim kaya hacmini kazmak için gerekli patlayıcı madde miktarına özgül şarj adı verilir ( $kg/m^3$ ). Bu büyüklük kaya kütesinin dayanımı ve tünel kesit alanından etkilenir. Tünel kesit alanı ne kadar küçük olursa kaya kütlesi o kadar kısıtlanmış olacağından gereken özgül şarj miktarı o kadar fazla olacaktır. Ayrıca, tünel patlatmalarında patlayıcı sarfiyatı basamak patlatmalarına göre daha fazladır (Özgül şarj miktarı 3-10 kat daha fazladır) (Oloffson 1988). Gerçek delik içi şarj yoğunluğunun aynı zamanda teknik doldurma hususlarına bağlı olduğu da göz önünde bulundurulmalıdır. Bununla birlikte, farklı patlayıcılar farklı şarj yoğunlukları oluşturmaya olanak sağlamaktadır. En tipik tünel patlatmaları için özgül şarj 0.65- 5  $kg/m^3$  arasında değişmektedir. Çok kaba kestirimler için, birim kazı hacmi için gerekli dinamit miktarının tünel kesit alanı ile değişimi Şekil 8.4’de verilmiştir.



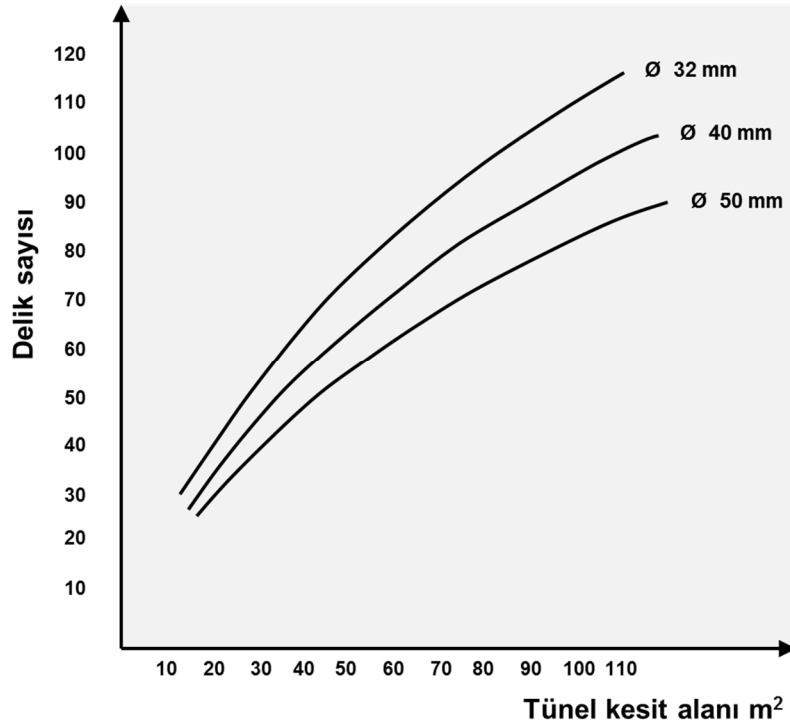
Şekil 8.4 Farklı arazi koşullarına göre tünel kesit alanı ve özgül şarj arasındaki ilişki (US Army Corps of Engineers 1997).

Belirli bir tünel kesit alanı için zgl Şarj miktarı belirlendikten sonra, patlayıcı maddenin aynada ve delikler içinde uygun bir Şekilde dağılımlarını sağlamak gerekmektedir. Bu amaçla yapılan çalışmalarda en önemli değişken delik çapıdır.

Normal olarak (zel son kesme uygulamaları hariç) delik çapının kartuş çapından çok büyük olmaması arzulanır. Sarsıntı ve titreşim sınırlandırılması gerektiği zaman Şarj yoğunluğu ve buna bağlı olarak da delik çapı küçük tutulmalıdır. Ayrıca, postayı oluşturan kırıntı ve parçaların, yükleme performansını olumsuz yönde etkilememesi için delik çapı en uygun parça boyutu dağılımlarını verecek Şekilde seçilmelidir. Şekil 8.5 ve 8.6'da farklı delik çaplarında sırasıyla zgl Şarj ve delik sayısının tünel kesit alanıyla ilişkisi verilmiştir. Şekil 8.5 ve Şekil 8.6'da görülebileceği gibi aynı kesit alanına sahip bir tünel arınında, kullanılan delik çapı arttıka, deliklerde kullanılması gereken zgl Şarj miktarı artarken buna zıt olarak delinmesi gereken delik sayısı azalmaktadır.



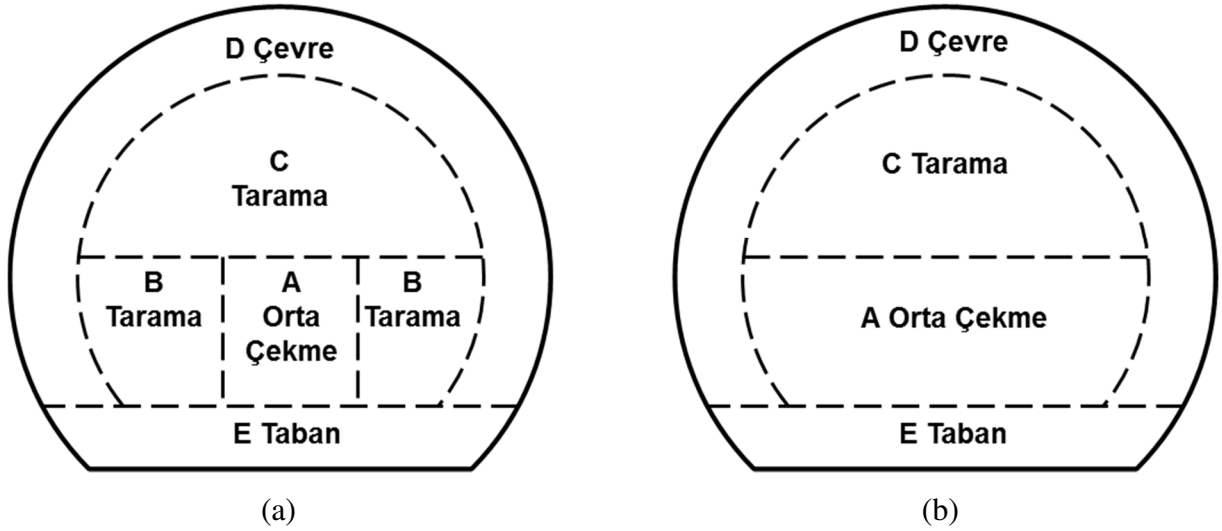
Şekil 8.5 Farklı delik çaplarına göre tünel kesit alanı ve zgl Şarj arasındaki ilişki (Gustafsson 1973).



Şekil 8.6 Farklı delik çaplarına göre tünel kesit alanı ve delik sayısı arasındaki ilişki (son kesme delikleri dahil değildir) (Gustafsson 1973).

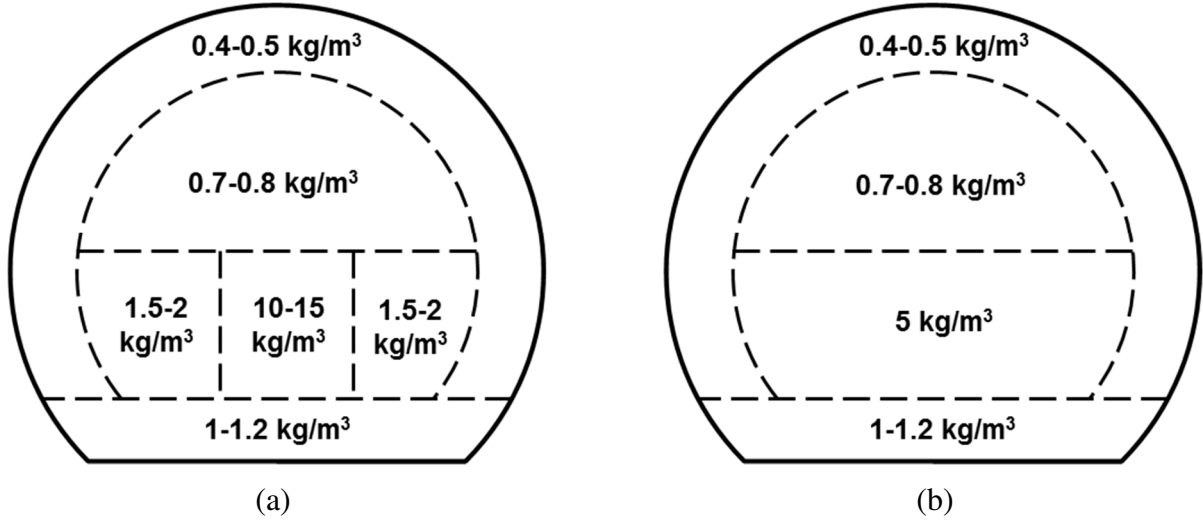
Tünel arınında açılan patlatma delikleri, özgül şarj, delik çapı, delikler arası mesafe ve yük miktarı gibi tasarımsal farklılık gösteren özelliklere göre değişik gruplara ayrılırlar. Tünel patlamalarında delik türleri şu ana gruplar altında incelenebilir (Şekil 8.7).

- Orta çekme delikleri (A)
- Tarama delikleri
  - Yatay ve yukarı doğru kırma yapanlar (B)
  - Aşağıya doğru kırma yapanlar (C)
- Çevre delikleri (D) ve
- Taban delikleri (E)



Şekil 8.7 Paralel (a) ve eğimli (b) delikli orta düzenleri için delik türleri (Gustafsson 1973).

Şekil 8.8'de tünel patlatmalarında gözlemlenen değişik delik türü bölgelerde kullanılması gereken özgül şarj miktarları göstermektedir. Görüldüğü gibi, özgül şarj miktarı orta çekme bölgesinde en fazla, çevre deliklerine doğru genişledikçe azalmaktadır.



Şekil 8.8 Tünel arınındaki farklı delik türleri için gereken özgül şarj miktarları (Noren 1996).

## 8.1 ORTA ÇEKME DELİKLERİ

Tünel patlamaları ile basamak patlatmaları arasındaki ana farklılık, tünel patlatmaları tek bir serbest yüzeye doğru yapılırken basamak patlatmalarının iki veya daha çok serbest yüzeye doğru yapılmasıdır. Bu nedenle tünel patlatmalarında çevre kaya daha fazla zorlanır ve kayanın yüzeyden ayrılabilmesi ve parçalanabilmesi için ikinci bir serbest yüzey oluşturulma zorunludur.

Başarılı bir patlatma tasarımının birinci ve en önemli görevi bu ikincil serbest yüzeyi oluşturmaktır. Bunu başarmak için ise orta çekme (cut holes) olarak adlandırılan delikler delinir. Orta çekme terimi, tünel arınında açılmış olan ve ilk olarak ateşlenen bir grup patlatma deliğini ifade etmektedir. Orta çekmenin amacı tünel arınında geri kalan deliklerin rahatça genişleyebileceği birincil bir boşluk oluşturmak ve geri kalan kayayı bu açıklığa doğru patlatmaktır.

Zaman içinde birçok çeşit orta çekme türü madencilik ve inşaat sahalarında geliştirilmiş ve uygulanmıştır. Ancak temelde iki çeşit orta çekme türü mevcuttur; paralel deliklere dayanan orta çekmeler, belli bir açıda delinen delikleri kullanan orta çekmeler. Başka bir deyişle orta çekmeler iki başlık altında incelenebilir:

- Paralel delikli orta çekmeler
- Açılı delikli orta çekmeler

Her bir ana orta çekme türünün birçok değişik alt türü bulunmaktadır. Tünel patlatmalarında kullanılan yöntemler aslında bir seçim meselesidir. Seçilen orta çekme türü sadece kayanın fiziksel yapısına ve zayıflık ve çatlak takımlarının varlığına değil aynı zamanda da kullanılan donanıma, kesit alanına ve tercih edilen ilerleme miktarına bağlıdır (Gregory 1973).

Açılı delikli orta çekmeler paralel delikli orta çekmelerden daha eski kökenlidir ve hala geniş çapta kullanılmaktadırlar. Temelde simetrik olarak delinmiş açılı deliklere dayanan geleneksel bir orta çekme türüdür. İlerleme miktarları uzamaya başladıkça yaygınlığını gittikçe kaybetmesine rağmen geniş kesit alanlı tüneller için oldukça etkili bir orta çekmedir ve paralel delikli orta çekmeden daha az sayıda delik, toplam delik boyu ve patlayıcı madde sarfiyatı gerektirir. Bu tip orta çekmelerde patlatma aynasından büyük parçalı taşların fırlama olasılığı vardır. Dar tünellerde özellikle mekanize donanımlar kullanılması durumunda elde edilen ilerleme sıklıkla tünel genişliğinin üçte birinden azdır. Paralel delikli orta çekme ise, birbirine paralel delik delinebilmesine olanak veren ilk mekanik delicilerin sektöre girmesiyle geliştirilmiştir. Birbirine paralel uzun deliklerinin delinmesi çok yüksek hassasiyet gerektirdiğinden ancak modern delici makinalarla yapılabilirler. Paralel delikli orta çekmeler mekanize çalışmaya çok uygundur ve dünyada en yaygın olarak kullanılan orta çekme çeşidi olmuşturlar. Bu tip orta çekmelerle uzun atımlar çok kolaylıkla yapılabilirler. Paralel delikli

orta çekmelerde, başlıca delik çapına, kaya tipine ve atım uzunluğuna bağlı olmak üzere bir veya birkaç boş delik kullanılır (Sandvik Tamrock Corp. 1999).

### **8.1.1 Paralel Delikli Orta Çekme Tasarımları**

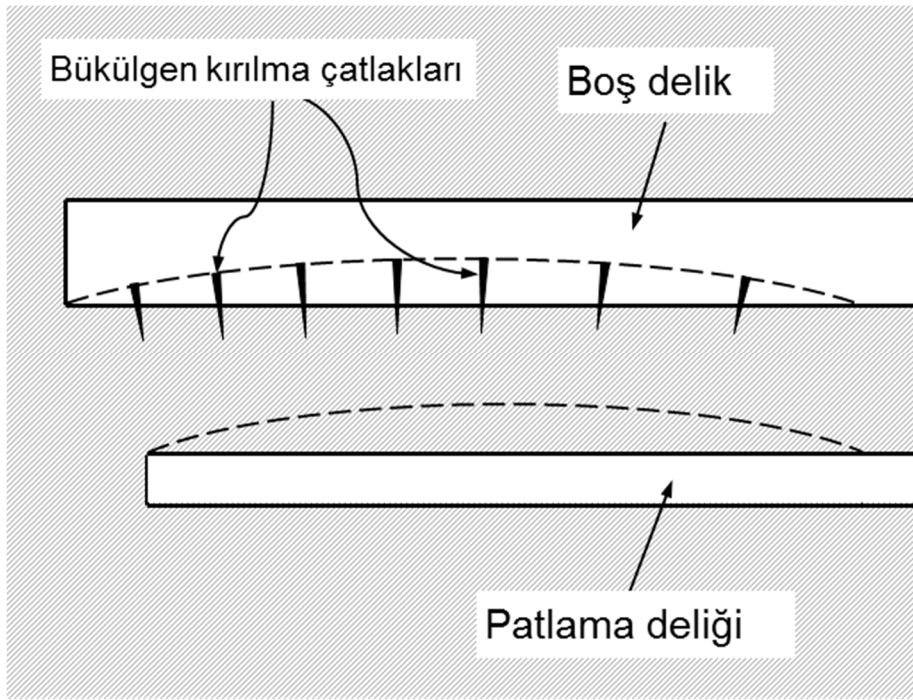
Maden ve inşaat mühendisliği tünellerinin birçoğunda boyutlar eğimli delik delmeye izin vermeyecek kadar sınırlıdır. Bu durumda başlangıç patlatmasına serbest yüzey sağlamanın tek etkili yolu patlayıcı madde yüklenmeden boş bırakılan bir rahatlama deliği delmektir.

İsminden de anlaşıldığı gibi bu tip orta çekme tasarımında bütün delikler birbirine paraleldir. İlke olarak; patlama sonrası oluşan basınç nitelikli şok dalgalarını çekme gerilmesi olarak geri yansıtacak bir serbest yüzey ve patlatılan deliklerdeki parçalanmış kayanın genişleyebileceği bir boşluk sağlamak amacıyla orta çekmedeki bir veya birkaç delik boş olarak bırakılır. Patlatma tünel arınında bir açıklıkmiş gibi hizmet eden bu boş deliğe doğru sürdürülür.

Birçok modern delme donanımı tünel arınına dik delik delmek için tasarlandığından tünelcilik çalışmalarında bugün en çok kullanılan orta çekme türü paralel delikli orta çekmedir (Atlas Copco 2004). Delme işlemleri tam otomatik ve bilgisayar kontrollü hidrolik deliciler ile daha da kolaylaşmıştır. Bu tip orta çekme kumtaşı ve magmatik kayalar gibi sağlam kırılğan homojen kaya türleri için uygundur. Kırılmış veya killi zeminlerde çok etkili değildir. Bununla birlikte, etkinliği uygulanan değişik delik şablonlarına göre değişiklik gösterebilmektedir. Bütün delikler tünel arınına dik olduğundan eğimli deliklere göre delik boyu tünel genişliğinden etkilenmez. Birkaç metre uzunluğundaki delikler birbirine paralel olarak kolaylıkla delinebilir ve bu sayede eğimli delikli orta çekmelerden daha uzun ilerleme sağlanır. Bu tip orta çekmenin zorlukları arasında ise delik sapmalarının yarattığı zorluklar ve rahatlama deliğinin delinmesinde karşılaşılan zorluklar gösterilebilir (Gregory 1973).

Başarılı bir patlatma için paralel delikli orta çekmelerde delikler düzgün bir biçimde önceden belirlenen şablona uygun olarak delinmeli ve patlatılmalıdır. Orta çekme bölgesindeki tüm delikler birbirine çok yakın ve mümkün olduğunca paralel delinirler. Delik tasarımında etkili olan deşirtirgeler patlatmanın teknik değerlerinden çok geometrik olanlardır (Sandvik Tamrock Corp. 1999). Delik doğrultusundaki ufak bir sapma bile patlama deliklerinin boş delikle birleşmesine veya aralarının giderek açılarak çok fazla yük mesafesi oluşmasına neden olabilir. Özellikle boş deliğe komşu ilk patlama deliği delme ve doldurma süresince yüksek hassasiyet

gerektirmektedir. Parçalanmış kayanın boş deliklerde sıkışıp kalmasını engellemek için orta çekme delikleri ani (aynı anda) patlatılmamalı aksine, düzenli biçimde kayanın parçalanarak dışarı atılmasına olanak verecek şekilde gecikmeli olarak patlatılmalıdırlar (Gregory 1973). Paralel orta çekme delikleri geri kalan deliklerden 15-30 cm daha uzun delinmelidirler. Bu diğer deliklerin bir sonraki atım için temiz bir dip bırakmasını sağladığı gibi (Koski and Tuthill 1973), ayrıca Şekil 8.9’da görüldüğü gibi delikler arasındaki yük mesafesindeki kırılan kaya parçalarının boş delik içerisine rahatça dolmasını sağlar.

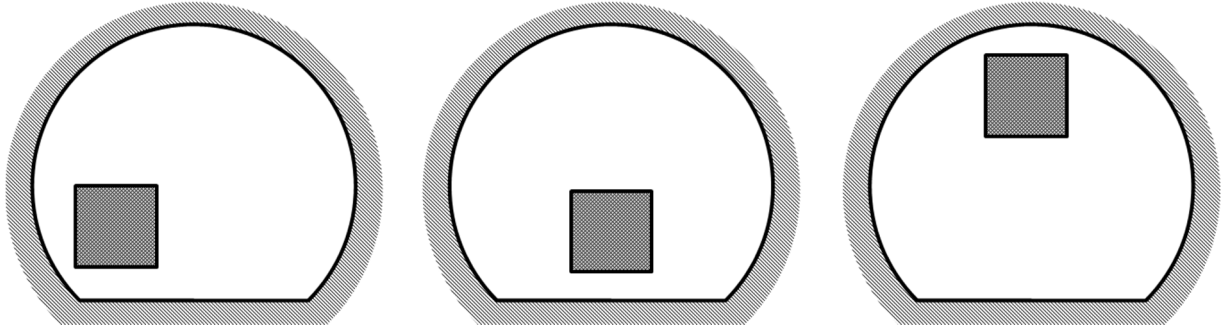


Şekil 8.9 Yük mesafesinin bükülerek boş delik içerisine doğru kırılması (Hagan 1979).

Büyük delikli paralel orta çekmede patlama delikleri boş delik çevresinde kare şekilli dizilirler. Belirli bir şarj yoğunluğu için son delik dizisindeki yük mesafesinin tarama deliklerindeki yük mesafesini geçmemesi gerektiğinden orta çekmedeki delik sırası sayısı sınırlıdır. Başka bir deyişle orta çekme bölgesi kayanın fiziksel yapısının güvenle izin verebileceği kadar küçük olmalıdır. Orta çekme bölgesinin yüzey alanı büyük delik çapları kullanıldığı zaman 4 m<sup>2</sup>'ye kadar çıkabilse de genellikle 1-2 m<sup>2</sup>'dir. Bazı durumlarda orta çekme ve tarama delikleri tünel kesit alanının büyük bir kısmını kaplarlar. Bunu yanında küçük kesitli tünel arınlarında sadece çekme ve çevre deliklerine ihtiyaç duyulur.

Bir tüneldeki patlatma sırası her zaman orta çekme deliklerinden başlar. Bu nedenle, orta çekmenin konumu, düzeni ve delme düzgünlüğü başarılı bir patlatma için kritik öneme sahiptir.

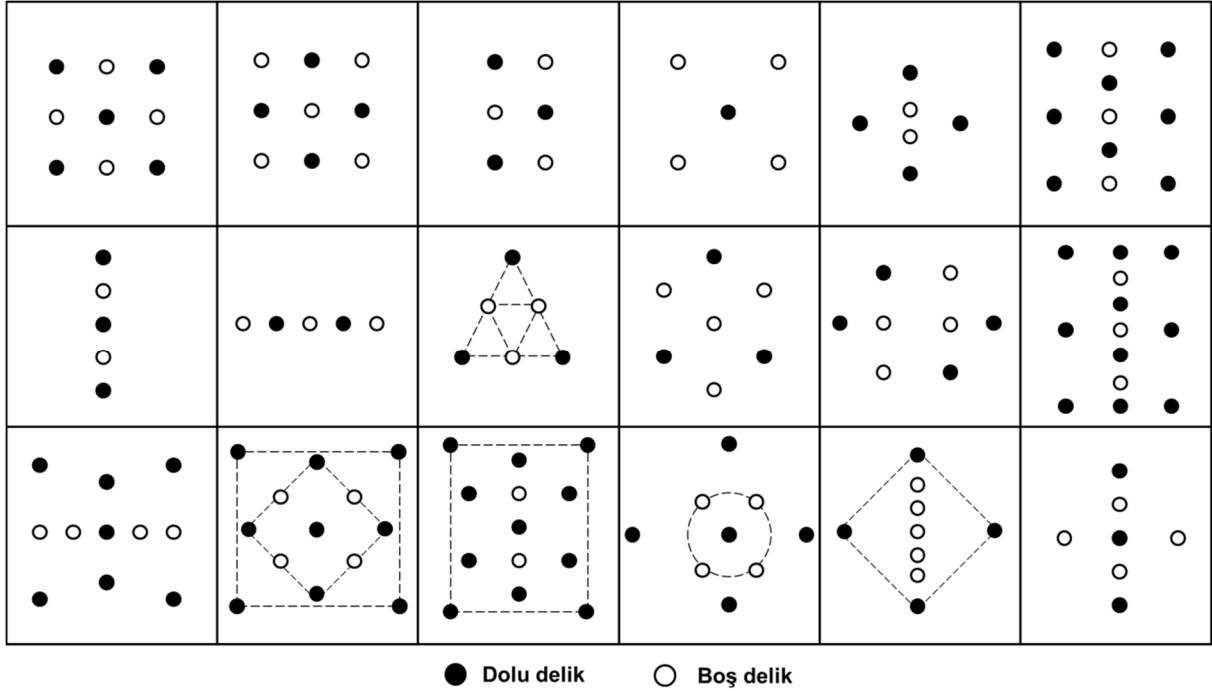
Orta çekme delikleri tünel arınının her hangi bir yerinde olabilir (Şekil 8.10). Ancak tünel arınındaki konumu, patlayıcı tüketimi ve toplam delik miktarının etkilediği gibi patlayan kayanın fırlama yönünü ve mesafesini de belirleyecektir. Eğer orta çekme delikleri yan duvara yakın olursa, daha az delikle daha iyi bir patlama olasılığı vardır. Ayrıca, orta çekme bir seçenek olarak sağ ya da sol tarafa yerleştirilebilir ki böylece orta çekme kısmen sağlam kayaçta konumlandırılabilir. Parçalanan kaya için iyi bir ileri atım elde etmek ve patlayan kaya postasını ortalamak için orta çekme yaklaşık olarak arının orta konumunda ve aşağıda seçilir. Bu konum daha az kaya fırlaması sağlar ve arında tarama aşağı doğru olduğu için daha az patlayıcı miktarı gerektirir. Orta çekmenin yüksek konumu ise kolay yüklenen pasa sağlamasına rağmen arında yukarı doğru tarama gerektirmesi nedeniyle daha fazla delik ve patlayıcı sarfiyatına neden olur. Uygulamada çoğunlukla alt-orta konum tercih edilmektedir (Olofsson 1988).



Şekil 8.10 Paralel orta çekmenin farklı konumları (Olofsson 1988).

Paralel orta çekmenin birçok denenmiş ve iyi sonuç veren türü mevcuttur. Bu tip orta çekmede boş bırakılan delik, genelde, atımdaki diğer deliklerden daha büyük çaplı olduğundan, paralel orta çekme bazen büyük delikli orta çekme (large hole cut) olarak da adlandırılır. Aslında bu günlerde paralel orta çekme değince akla büyük delikli orta çekme gelmektedir. Şimdilerde kullanılmakta olan büyük delikli paralel orta çekme tasarımının atası ise bütün deliklerin aynı çapta delindiği paralel orta çekme (burn cut) tasarımıdır. Aynı çapta deliklerden oluşan bu paralel orta çekme tasarımında klasik olarak ya ortadaki delik yüksek oranda doldurularak çevresindeki delikler boş bırakılır ya da orta delik boş bırakılarak diğer çevre delikler doldurulur. Aynı çapta delinen deliklerin tüm delik şablonunda aynı delici ucu kullanmaya olanak sağlaması en büyük avantajdır. Bu tip paralel orta çekme tasarımı deliklerin tam mekanize olmayan tünel donanımlarıyla delineceği durumlar için pratikte kullanışlı bulunmuştur (Gustafsson 1973).

Bu tip orta çekmenin değişen tünel koşullarına göre sayısız türü mevcuttur. Değişen kaya koşulları, özgül şarj miktarları, patlayıcı tipleri vb. etkenlerin yanında kazı sonrası istetlen açıklık geometrisi de bu tip paralel orta çekmede göz önünde bulundurulmalıdır. Elde edilen orta çekme boşluğunun geometrisi geri kalan patlatılacak olan kısımların tasarımında önemli bir etkiye sahiptir. Şekil 8.11’de farklı araştırmacılar tarafından önerilen veya daha önceden kullanılmış değişik delik düzenleri sunulmaktadır.

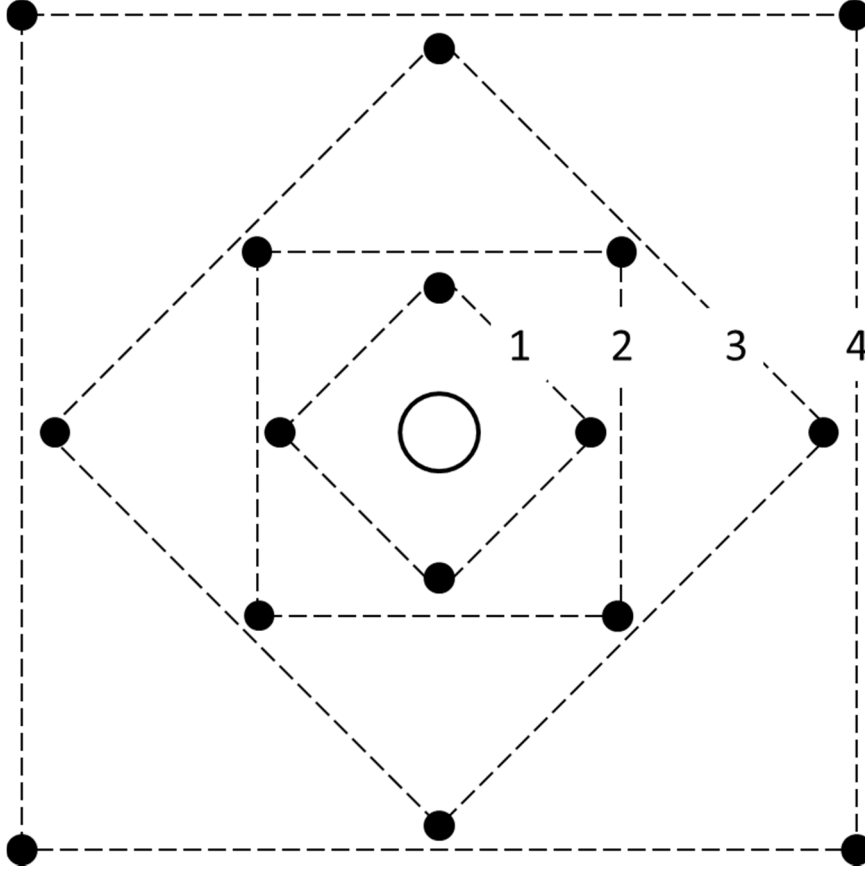


Şekil 8.11 Çeşitli türdeki aynı çapta deliklerden oluşan paralel orta çekme tasarımları Gregory 1973; Gustafsson 1973; Olofsson 1988; Aimon 1992 ve Jimeno et al. 1995’den derlenmiştir).

Aynı çaptaki deliklerden oluşan paralel orta çekme tasarımında kısmen kuvvetli şarj edilmiş delikler belirgin bir hava şokuna neden oldukları gibi aynı zamanda taş fırlaması gibi güvenlik problemlerine de yol açmaktadırlar. Deneyimler büyük delikli paralel orta çekmenin daha emniyetli patlatma sonuçları verdiğini göstermiştir (Sandvik Tamrock Corp. 1986). Ayrıca, büyük delikli paralel orta çekme çok daha iyi bir ferahlama bölgesi sağladığından aynı çapta açılan deliklerden daha uzun ilerle sağlamaktadır. Bu nedenlerden dolayı aynı çapta delinen paralel orta çekme tasarımı yerini geniş çapta büyük delikli paralel orta çekmeye bırakmıştır.

Bugünlerde en çok kullanılan paralel orta çekme yöntemi, İsveç yöntemi olarak ta bilinen dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekmedir (four section large hole cut) (Şekil 8.12). İlk olarak

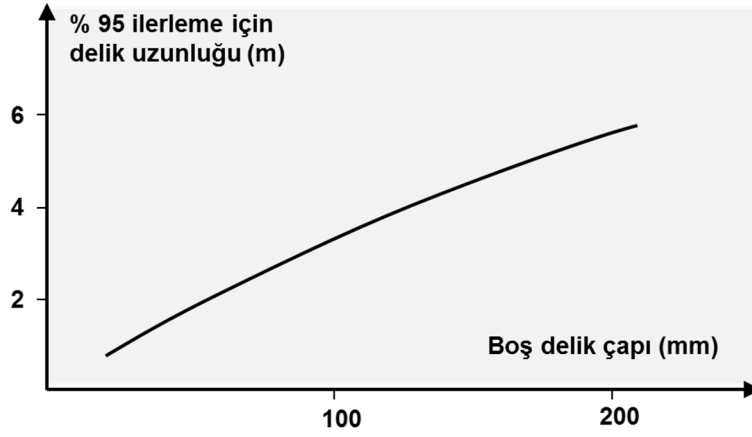
Langerfors ve Kihlstrom (1963) tarafından geliştirilen bu orta çekme tasarımı için sonradan Holmberg (1982) tarafından bütün bir tasarım modeli oluşturulmuştur. Son zamanlarda Persson vd. (2001) tarafından yenilenerek son halini almıştır.



Şekil 8.12 Dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme (Gustafsson 1973).

Bir atımdaki ilerleme miktarı kullanılan boş delik çapına doğrudan bağlıdır. Ekonomik olarak, bütün delik uzunluğundan yararlanılmalıdır. Eğer ilerleme delik uzunluğunun % 95'inden küçük olursa tünel oldukça pahalı olur. Şekil 8.13'de % 95 ilerleme için delik boyu ve boş delik çapı arasındaki ilişki gösterilmektedir. Delik uzunluğu H (m) ve boş delik çapı  $D_0$  (m) arasındaki eşitlik Persson vd. (2001) tarafından aşağıda gösterilen eşitlikle verilmiştir (Persson et al. 2001).

$$H = 0.15 + 34.1D_0 - 39.4 D_0^2 \quad (0.05 \leq D \leq 0.25 \text{ m}) \quad (8.4)$$

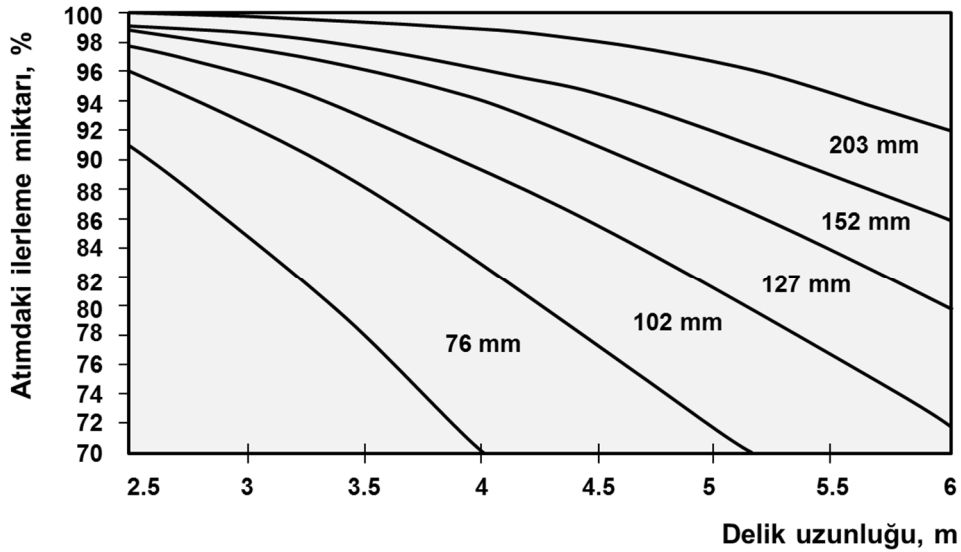


Şekil 8.13 Dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme için delik uzunluğunun boş deliğin çapına bağlı değişimi (Persson et al. 2001).

Buradan yola çıkarak, delik uzunluğunun % 95'i kadar bir ilerleme için boş delik çapını veren bağıntı Eşitlik 8.5'de verildiği gibi yazılabilir.

$$D_0 = 0.0126 + 0.0162 H + 0.0035 H^2 \quad (1.76 \leq H \leq 8.21 \text{ m}) \quad (8.5)$$

Ayrıca boş delik çapı ne kadar büyükse o kadar derine delinebilir ki buda bir atımda daha uzun ilerleme yapılmasına olanak sağlar. Kısa ilerlemenin en genel sebeplerinden biri de delik uzunluğuna göre çok küçük boş delik çapı seçilmesidir. Olofsson (1988), delik uzunluğuna bağlı boş delik çapı için Şekil 8.14'de gösterilen abağı önermiştir.



Şekil 8.14 Delinen delik uzunluğunu yüzdesi olarak ifade edilen ilerleme miktarı ve farklı boş delik çapları arasındaki ilişki (Olofsson 1988).

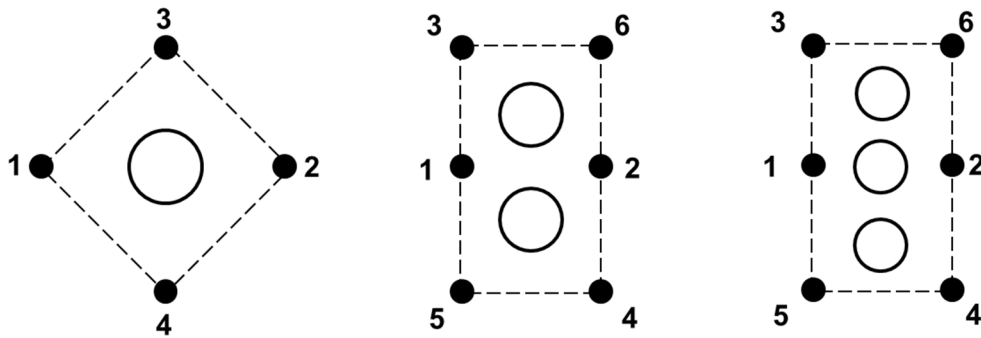
Şekil 8.14'e göre, 3 m uzunluğunda deliklerin kullanılması durumunda 2.85 m'lik (delik uzunluğunun % 95'i) bir ilerleme miktarı için gereken boş delik çapı en az 102 mm olmalıdır. Boş delik çapını veren bir diğer görgül bir bağıntı ise Erkoç tarafından (1990) Eşitlik 8.6'da gösterildiği gibi verilmiştir.

$$D_0 = (3.2 H)^2 \quad (8.6)$$

Burada  $D_0$ , boş delik çapı (mm) ve  $H$  delik boyudur (m). Eğer mevcut delici donanım gereken boş delik çapını tek bir seferde delmeye olanak sağlamıyorsa, gereken tek boş delik çapına eş değer birkaç boş delik delinmelidir. Mevcut delici donanımla kaç delik delinmesi gerektiği Eşitlik 8.7'de gösterildiği gibi hesaplanabilir,

$$n = (D_0/D_n)^2 \quad (8.7)$$

burada  $n$  delik sayısı,  $D_0$  açılması gereken boş delik çapı (eşdeğer boş delik çapı) ve  $D_n$  mevcut delici ucun açabildiği boş deliklerin çapıdır. Açılması gereken boş delik sayısı "n" tamsayıya tamamlanmalıdır. Tek bir büyük çaplı boş delik yerine aynı çapta iki veya üç tane büyük çaplı boş delik kullanılarak yapılan dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme tasarımı da bir hayli yaygın olarak kullanılmaktadır. Şekil 8.15'de paralel orta çekmenin ilk kısmında farklı sayıda deliklerin yerleştirilmesi gösterilmektedir.

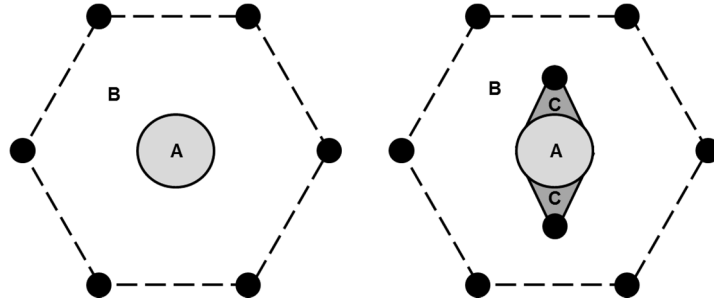


Şekil 8.15 Dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme tasarımı da orta çekmenin ilk kısmında bir veya birden çok büyük çaplı boş delik kullanılması (ateşleme sıralarıyla birlikte) (Gustafsson 1973).

Bir tane büyük çaplı boş delik yerine birden çok boş delik kullanılması durumunda ise delik uzunluğunu veren bağıntı (Bkz. Eşitlik 8.4) aşağıda verilen düzeltme yapılarak kullanılır.

$$D_0 = D_n \sqrt{n} \quad (8.8)$$

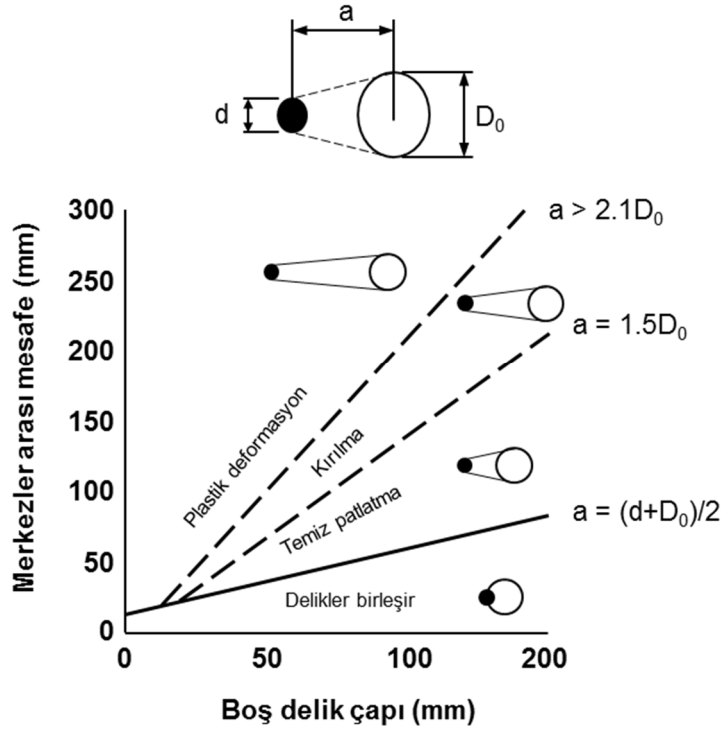
Buradaki semboller daha önce tanımlandığı gibidir. Paralel orta çekme tasarımında dikkat edilmesi gereken bir diğer husus, orta çekme bölgesinde oluşturulan boşluk hacminin orta çekme hacmine oranı olarak tanımlanan boşluk oranıdır. Orta çekme içerisinde iyi bir ferahlama bölgesi oluşturmak için, boşluk oranı en az % 10 olmalıdır. Bu değer pratikte % 15-17 olarak tercih edilir (Hagan 1979). Şekil 8.16'da aynı boş delik çapına ve delik boyuna sahip ( $D_0=230$  mm) 6 ve 8 patlatma delikli iki paralel orta çekme düzeni için boşluk oranları gösterilmektedir. Görüldüğü gibi orta çekmede patlatma delikleri ve sırası düzenlenerek boşluk oranı istenilen değere ayarlanabilmektedir.



Patlatma Tasarımı	Patlama Sırası	Boşluk Alanı (mm <sup>2</sup> )	Orta Çekme Alanı (mm <sup>2</sup> )	Boşluk Oranı (mm <sup>2</sup> )
6 delikli	1	41548	305665	% 13.6
8 delikli	1	41548	52900	% 76.5
	2	52900	375162	% 14.1

Şekil 8.16 Boş delik çapı 230 mm olan altı ve sekiz patlatma delikli altıgen şeklide bir paralel orta çekmede için boşluk oranının optimize edilmesi (delik boyları aynı kabul edilmiştir).

Orta çekme merkezindeki kırılma mekanizması yüksek oranda kullanılan patlayıcı türüne, kaya yapısına ve boş delik ve patlama deliği arasındaki mesafeye bağlıdır. Orta çekmenin ilk kısmındaki boş delik ve patlatma delikleri merkezleri arasındaki uzaklık etkili bir kırma işlemi için boş delik çapının 1.7 katından küçük olmalıdır (Persson et al. 2001). Şekil 8.17'de gösterildiği gibi, eğer be mesafe büyürse kötü bir parçalanma ve plastik deformasyon oluşurken, bu mesafenin küçülmesi halinde ise patlatma deliği ve boş deliğin birleşme riski artmaktadır.



Şekil 8.17 Değişen boş delik çapına göre farklı mesafelerde patlatma sonuçları (Langerfors and Kihlstrom 1978; Olofsson'dan 1988).

Delinecek deliklerdeki delik sapması hata payının % 0.5 ila % 1 arasında olması durumunda boş delik ve patlatma deliği arasındaki yük mesafesi pratikte genel olarak;

$$a = 1.5 D_0 \quad (8.8)$$

şeklinde tanımlanmaktadır. Burada  $a$ , boş delik ve patlama deliği merkezleri arasındaki mesafeyi tanımlanmaktadır. Literatürde bu mesafe “merkezler arası mesafe” yani c-c (centre-to-centre) mesafesi olarak da adlandırılmaktadır. Ancak delinecek deliklerdeki delik sapması hata payının %1'den fazla olduğu durumlarda pratik olarak  $a$  mesafesi aşağıdaki gibi hesaplanır (Persson et al. 2001);

$$a = 1.7 D_0 - E_d \approx 1.7 D_0 - (\alpha_e H + \beta_e) \quad (8.9)$$

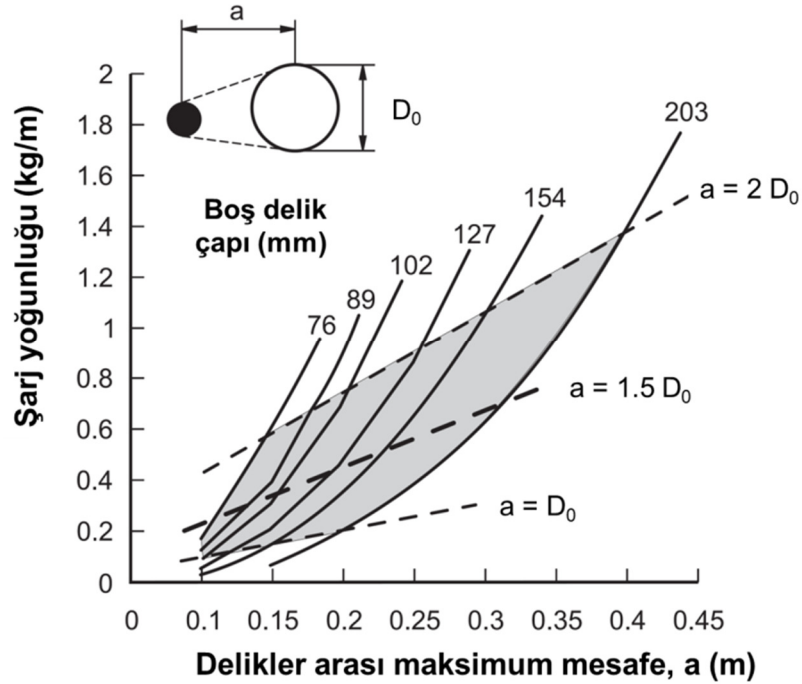
Burada,  $E_d$  delik sapması hata payı (m),  $\alpha_e$  delme esnasında maksimum sapma (m/m) (angular deviation),  $\beta_e$  ise delik ağzı yeri maksimum sapmasıdır (m) (collaring error). Orta çekmenin ilk kısmında merkezler arası mesafeyi hesaplamak için, tek boş delik kullanılması durumunda;

büyük boş delik çapı, birkaç boş delik kullanılması durumunda ise; eşdeğer boş delik çapı kullanılmalıdır.

Dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme tasarımında, ilk delik sırasındaki gerekli doğrusal şarj yoğunluğu aşağıdaki eşitlikte hesaplanabilir (Persson et al. 2001),

$$q = 55 d \left( \frac{a}{D_0} \right)^{1.5} \left( a - \frac{D_0}{2} \right) \left( \frac{c}{0.4} \right) \frac{1}{S_{ANFO}} \quad (8.10)$$

Burada,  $q$  doğrusal şarj yoğunluğu (kg/m),  $d$  patlatma deliği çapı (m),  $D_0$  boş delik çapı (m),  $a$  delikler arası maksimum yük mesafesi (m),  $c$  kaya sabiti ve  $S_{ANFO}$  ise patlayıcının ANFO'ya göre ağırlıkça kuvvetidir. Bununla birlikte, paketlenmiş (kartuş) patlayıcılar çok geniş bir yelpazede üretilmediği için, elde edilebilir şarj yoğunlukları oldukça sınırlıdır. Bu durumda önceden belirlenmiş bir şarj yoğunluğu için, her ne kadar hesaplama biraz daha karmaşık olsa da yük mesafesi yukarıdaki eşitlikten belirlenebilir. Farklı merkezler arası mesafeler için gereken şarj yoğunluğu Şekil 18'de gösterilmektedir. Şekilde 8.18'de görüldüğü gibi merkezler arası mesafesinin artması şarj yoğunluğunun da artmasına neden olmaktadır (Sandvik Tamrock Corp. 1999).



Şekil 8.18 Farklı boş delik çapları için gereken minimum şarj yoğunluğu ve maksimum delikler arası mesafe (Gustafsson 1973).

Şekil 8.18'den elde edilen şarj yoğunluğu orta çekme deliğinin kolon kısmı içindir. Sıkışmış dip kısmı kırabilmek için dip şarjı kolon şarjının iki katı kadar artırılır. Dip şarjın uzunluğu yük mesafesinin 1.5 katıdır (Olofsson 1988). Orta çekme deliklerinin sıkılama boyu ise patlatma deliği çapının 10 katı kadar alınır (Jimeno et al. 1995).

Dairesel bir açıklığa doğru patlatma, yüksek kısıtlama ve daha az etkili bir gerilme yansıması nedeniyle dikdörtgensel bir açıklığa doğru yapılan patlatmadan daha yüksek şarj yoğunluğu gerektirir. Orta çekme çevresindeki diğer delik sırasının hesabı aslında birinci sıranın hesabı ile aynıdır ancak kırılma dairesel bir açıklık yerine karesel bir açıklığa doğru ilerler. Bu durumda doğrusal şarj yoğunluğunun ( $q$ ) ve zaten oluşmuş olan boşluk genişliğinin ( $W_b$ ) bilindiğini farz edilir. İlk kısımdaki boşluk genişliği geometrik olarak;

$$W_{b1} = a\sqrt{2} \quad (8.11)$$

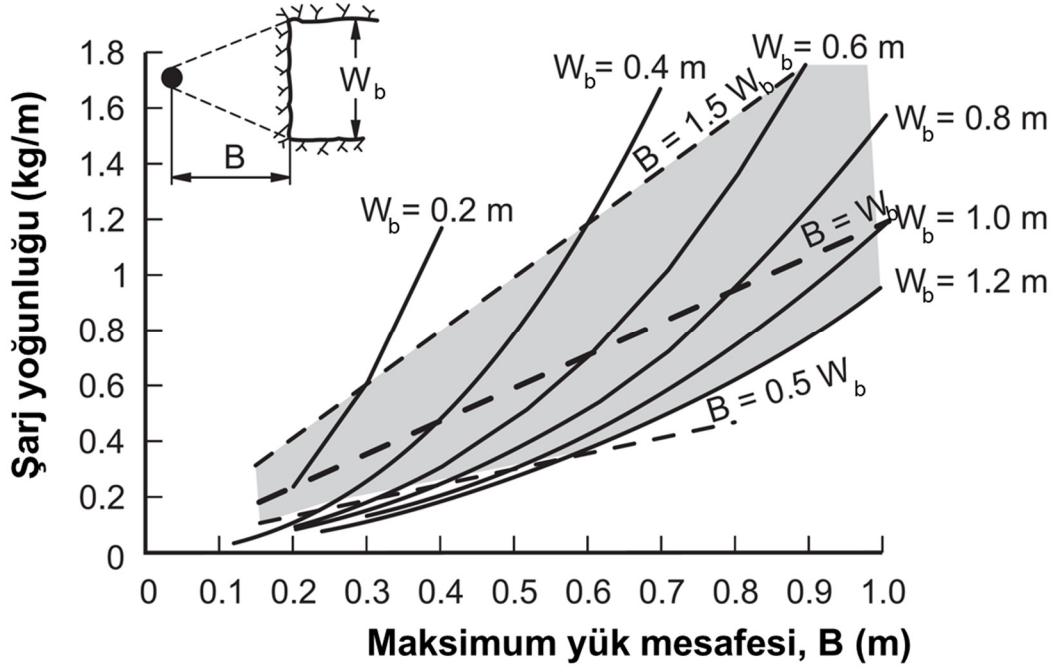
şeklinde hesaplanabilir. Ancak delik delme esnasında sapmalar olması halinde boşluk genişliğini;

$$W_{b1} = (a - E_d)\sqrt{2} \quad (8.12)$$

şeklinde hesaplamak gerekmektedir. Orta çekmenin ikinci ve diğer delik sıraları için, yük mesafesi ( $B_n$ ) aşağıdaki bağıntıyla hesaplanabilir (Jimeno et al. 1995);

$$B_n = 6.8 \times 10^{-2} \sqrt{\frac{W_n \cdot q \cdot S_{ANFO}}{d_h \cdot c}} \quad (8.13)$$

Burada,  $B_n$  delikler arası maksimum yük mesafesi (m),  $W_n$  var olan boşluk genişliği yani başka bir deyişle orta çekme kısımlarının kenar uzunluğu (m),  $q$  doğrusal şarj yoğunluğu (kg/m),  $S_{ANFO}$  patlayıcının ANFO'ya göre ağırlıkça kuvveti,  $d_h$  patlatma deliği çapı (m) ve  $c$  ise kaya sabitidir. Farklı boşluk genişlikleri için gereken minimum şarj yoğunluğu ve maksimum yük mesafesi arasındaki ilişki ise Şekil 8.19'da verilmiştir.



Şekil 8.19 Farklı açıklık genişlikleri için gereken minimum şarj yoğunluğu ve maksimum yük mesafesi arasındaki ilişki (Gustafsson 1973).

Yine delme hatası olması durumunda pratik olarak hesaplanan yük mesafesinden delik sapması hata payı  $E_d$  çıkarılmalıdır. Bu durumda pratik yük mesafesi  $B_2$  aşağıdaki gibi hesaplanabilir;

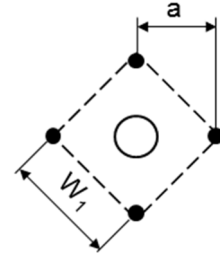
$$B_n = B - E_d \quad (8.14)$$

Tatmin edici bir kırma işlemi için elde edilen pratik hesaplan yük mesafesi ( $B_n$ ), aşağıda gösterilen iki koşula uymalıdır (Persson et al. 2001);

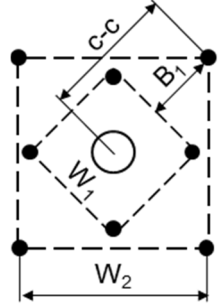
- $B_n \leq 2W_b$  plastik deformasyonu engellemek için
- $B_n > 0.5W_b$  kırılma açısını  $90^\circ$ 'nin altında tutabilmek için

Olofsson (1988) tarafından  $B=W_b$  kabulüyle dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme tasarımındaki tüm deliklerin yerleştirilmesi Şekil 8.20'de verildiği gibi yapılmaktadır.

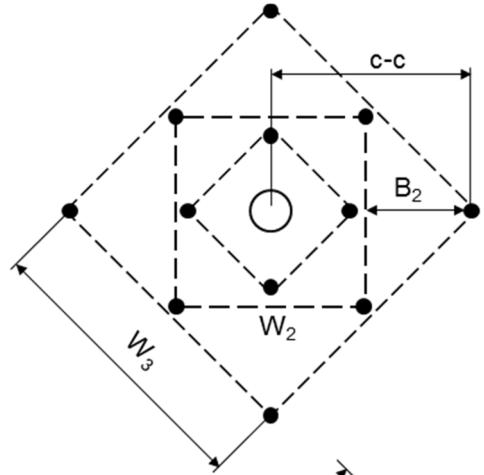
1. Kare	$a=1.5 D_0$	$W_1 = a\sqrt{2}$				
$D_0$ (mm)	=	76	89	102	127	154
$a$ (mm)	=	110	130	150	190	230
$W_1$ (mm)	=	150	180	210	270	320



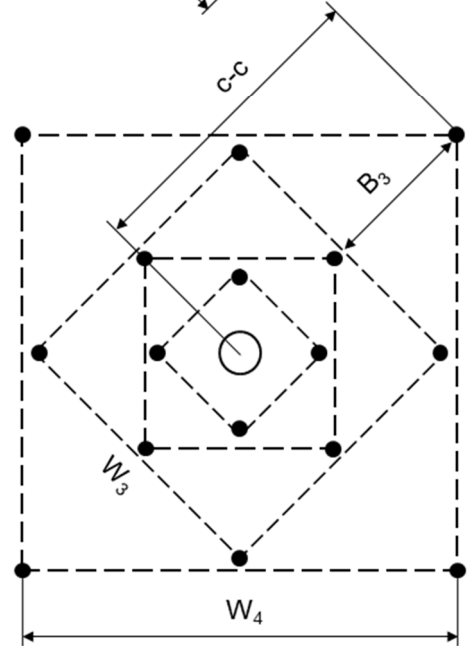
2. Kare	$B_1=W_1$	$c-c=1.5W_1$	$W_2 = 1.5W_1\sqrt{2}$			
$D_0$ (mm)	=	76	89	102	127	154
$W_1$ (mm)	=	150	180	210	270	320
$c-c$	=	225	270	310	400	480
$W_2$ (mm)	=	320	380	440	560	670



3. Kare	$B_2=W_2$	$c-c=1.5W_2$	$W_3 = 1.5W_2\sqrt{2}$			
$D_0$ (mm)	=	76	89	102	127	154
$W_2$ (mm)	=	320	380	440	650	670
$c-c$	=	480	570	660	840	1000
$W_3$ (mm)	=	670	800	930	1180	1400



4. Kare	$B_3=W_3$	$c-c=1.5W_3$	$W_4 = 1.5W_3\sqrt{2}$			
$D_0$ (mm)	=	76	89	102	127	154
$W_3$ (mm)	=	670	800	930	1180	--
$c-c$	=	1000	1200	1400	1750	--
$W_4$ (mm)	=	1400	1700	1980	2400	--

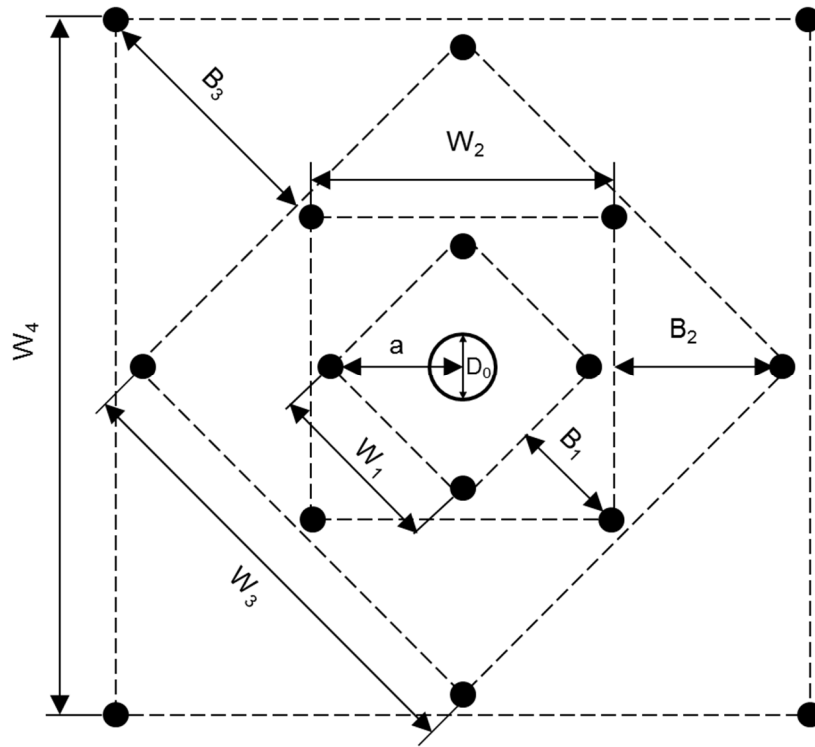


Şekil 8.20 38 mm patlatma deliği için dört kısımlı büyük delikli paralel orta çekme tasarımı (Olofsson 1988).

Langerfors ve Kihlstrom'a (1978) göre maksimum kırılma ve atım miktarını sağlamak için, her bir patlatma sırasındaki elde edilen yük mesafesi, var olan boşluk genişliğinin 0.7 katı olmalıdır. Bu durumda yük mesafesi  $B_2$ , Eşitlik 8.13'de verildiği gibi hesaplanır (Aimone 1992).

$$B_2 = 0.7 W_b \quad (8.15)$$

Gustafsson'a (1973) göre bu ilişki aynı zamanda orta çekmenin diğer delik sıralarındaki delikleri içinde kullanılabilir. Bu yaklaşıma göre orta çekme tasarımı Şekil 8.21'de verildiği gibi hesaplanabilir.



$$\begin{aligned} a &= 1.5 D_0 & W_1 &= a\sqrt{2} \\ B_1 &= 0.7 W_1 & W_2 &= 1.7 W_1 \\ B_2 &= 0.7 W_2 & W_3 &= 1.7 W_2 \\ B_3 &= 0.7 W_3 & W_4 &= 1.7 W_3 \end{aligned}$$

Şekil 8.21 Yük mesafesine göre paralel orta çekme tasarımı (Gustafsson 1973).

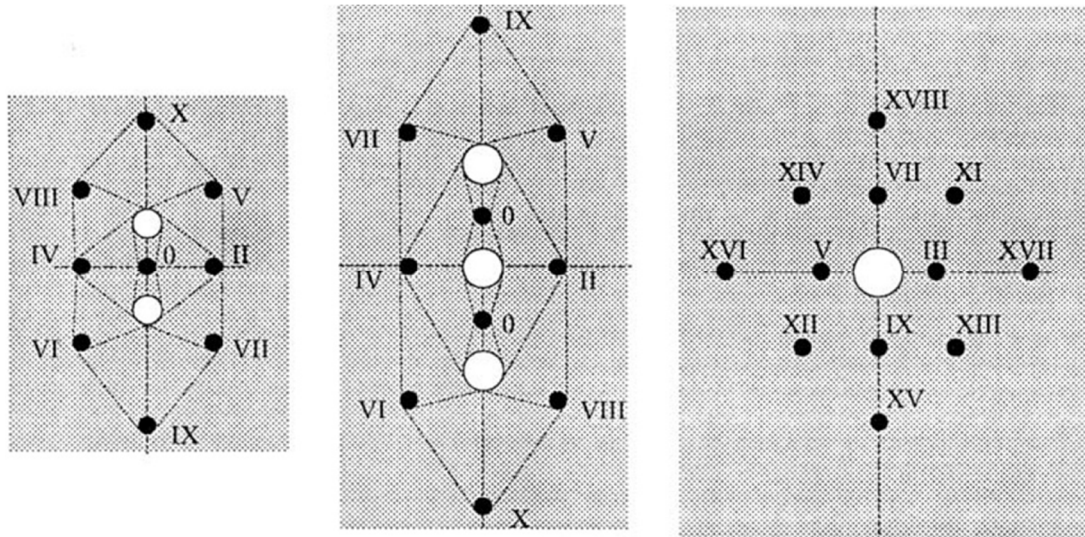
Orta çekmedeki kısım (kare) sayısının belirlenmesi için yaygın bir kural olarak, son kare yük mesafesi  $B$ , beklenen ilerleme miktarının karekökünden az olmamalıdır (Jimeno et al. 1995).

Bir diğer yaygın kullanılan paralel orta çekme tasarımı NTNU (Norwegian University of Science and Technology) modelidir. NTNU, inşaat ve ulaştırma mühendisliği bölümü

tarafından geliştirilen (NTNU 1975; NTNU, 1995) NTNU patlatma tasarım modeli, paralel orta çekme kullanan görgül bir patlatma tasarım yöntemidir. İlk kez 1975’de tanıtılan bu yöntem 1979, 1973, 1988 ve 1995 senelerinde 4 kez yenilenmiştir (Zare 2007).

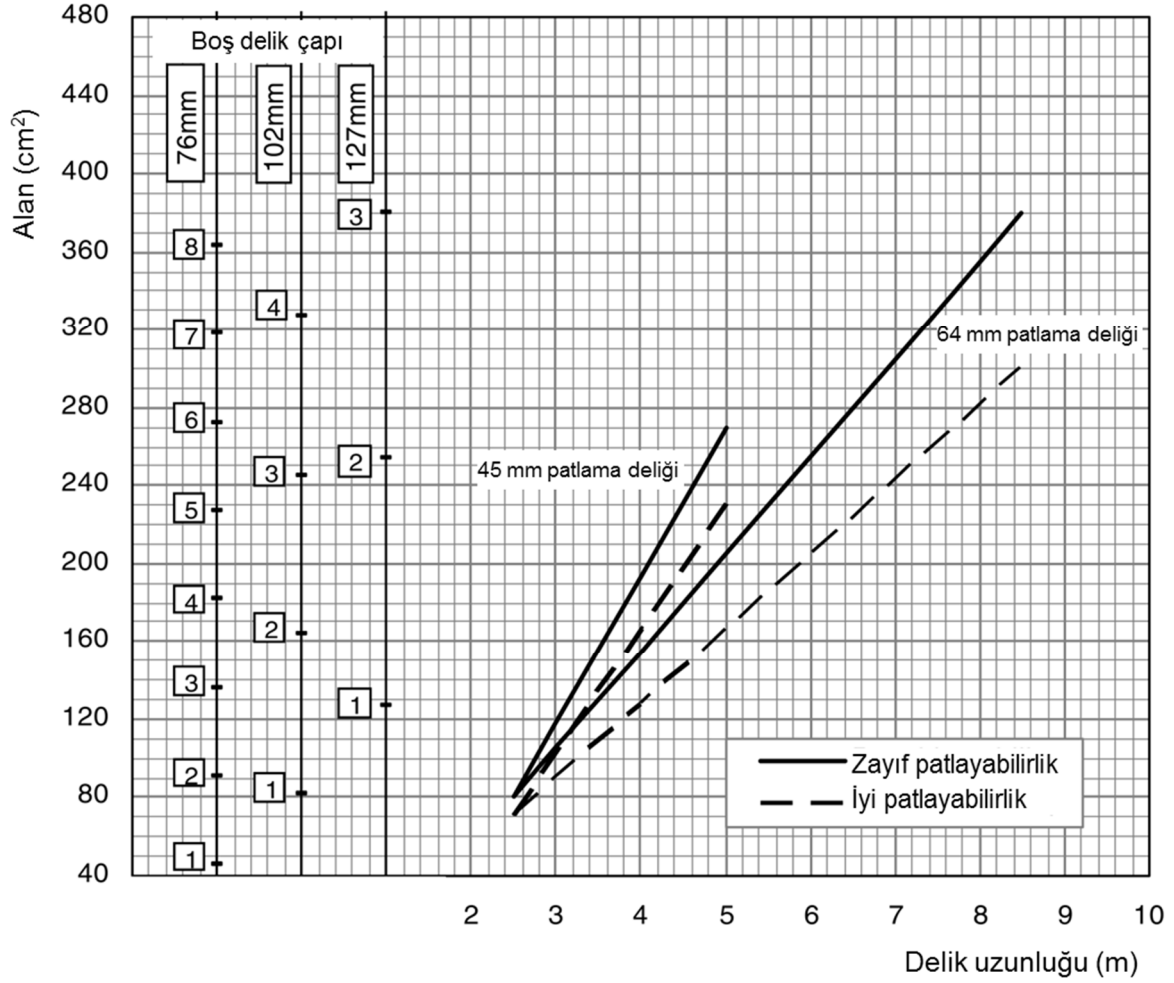
Bu yöntemde tasarım değıştirgeleri 48 ve 64 mm çaplarındaki patlatma delikleri için verilmiştir ancak ara ve ileri değerler için interpolasyon veya ekstrapolasyon yapmak mümkündür. Kullanılan normal delik uzunluğu 5 m’dir. 3 ve 9 m delik uzunlukları için düzeltme verilmiştir (Zare and Bruland 2006).

Bu modelde kullanılan paralel orta çekme tasarımında patlatma, bir ya da daha fazla büyük çaplı boş deliğin delinmesiyle sağlanan bir açıklığa doğru başlar. Bu yöntemde 3 standart paralel orta çekme tasarımı mevcuttur (Şekil 8.22) (Zare 2007).



Şekil 8.22 45 mm delik çapı için büyük delikli paralel orta çekme tasarımı, numaralar milisaniye ateşleyici aralıklarını gösterir (NTNU 1995).

Bu modelde gereken boş delik çapı Şekil 8.23’de verilen abak yardımıyla hesaplanır. Boş delik ve patlatma deliği arasındaki önerilen mesafe ise tabloda verilmiştir.



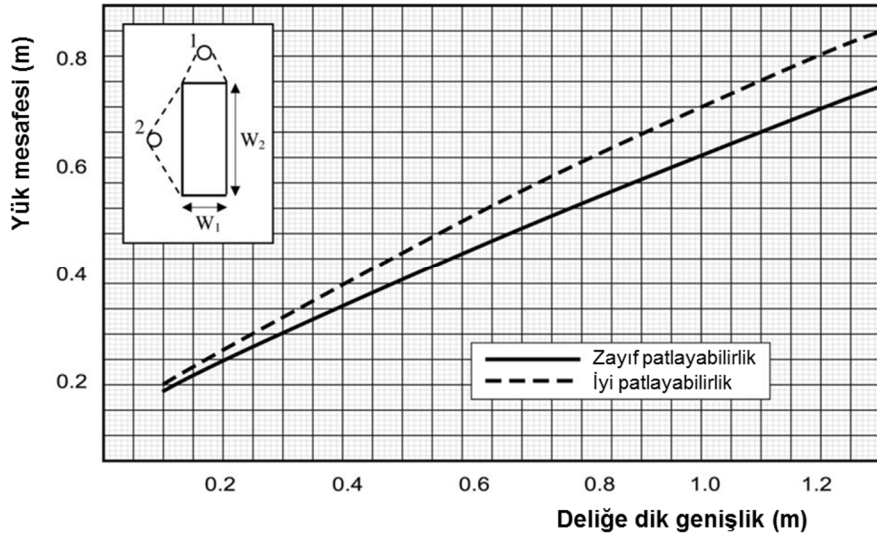
Şekil 8.23 NTNU modelinde paralel orta çekme için gereken boş delik alanı (NTNU 1995).

Bu modelde boş delik ve ilk patlama deliği merkezleri arasındaki mesafe aşağıdaki gibi hesaplanır (Zare 2007);

$$45 \text{ mm patlama deliği için, } a = 1.5-2.0 D_0 \quad (8.18.a)$$

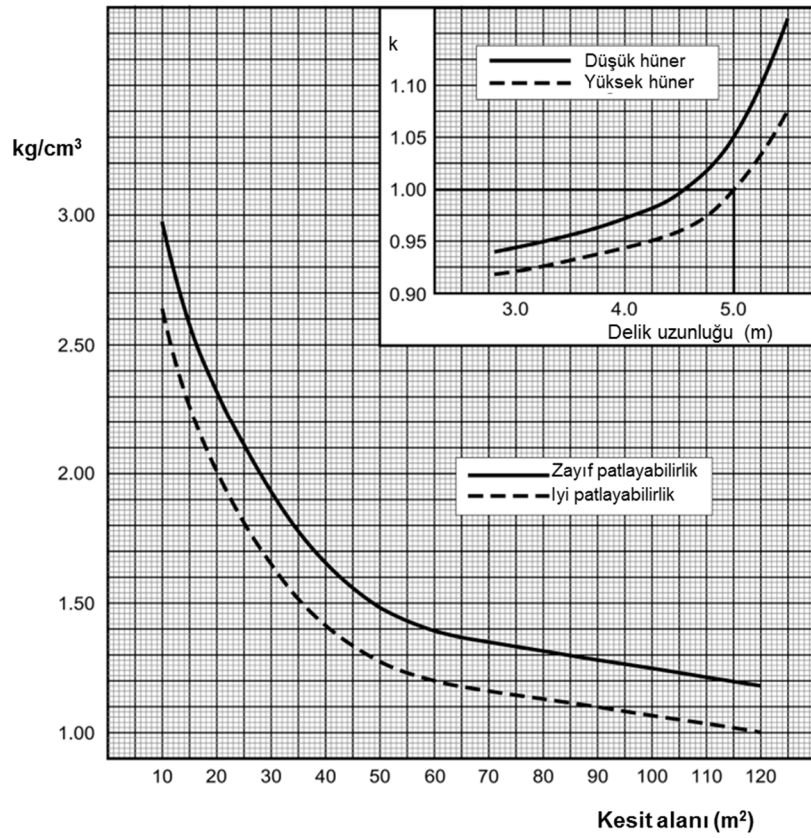
$$64 \text{ mm patlama deliği için, } a = 2.0-2.5 D_0 \quad (8.18.b)$$

Diğer orta çekme deliklerini konumlandırırken, yük mesafesi ilk deliklerin patlatılmasıyla elde edilen açıklığın, patlama deliğine dik olan genişliğiyle ilişkili olarak ayarlanır (Şekil 8.24). Bu genişliğe temel genişlik adı verilir. Özellikle Şekil 8.24'ün yük mesafesi için çok yüksek değerler verebildiği orta çekmedeki iki numaralı deliklerde, burada önerilen yük mesafeleri yeterli genişleme boşluğuna göre kontrol edilmelidir.

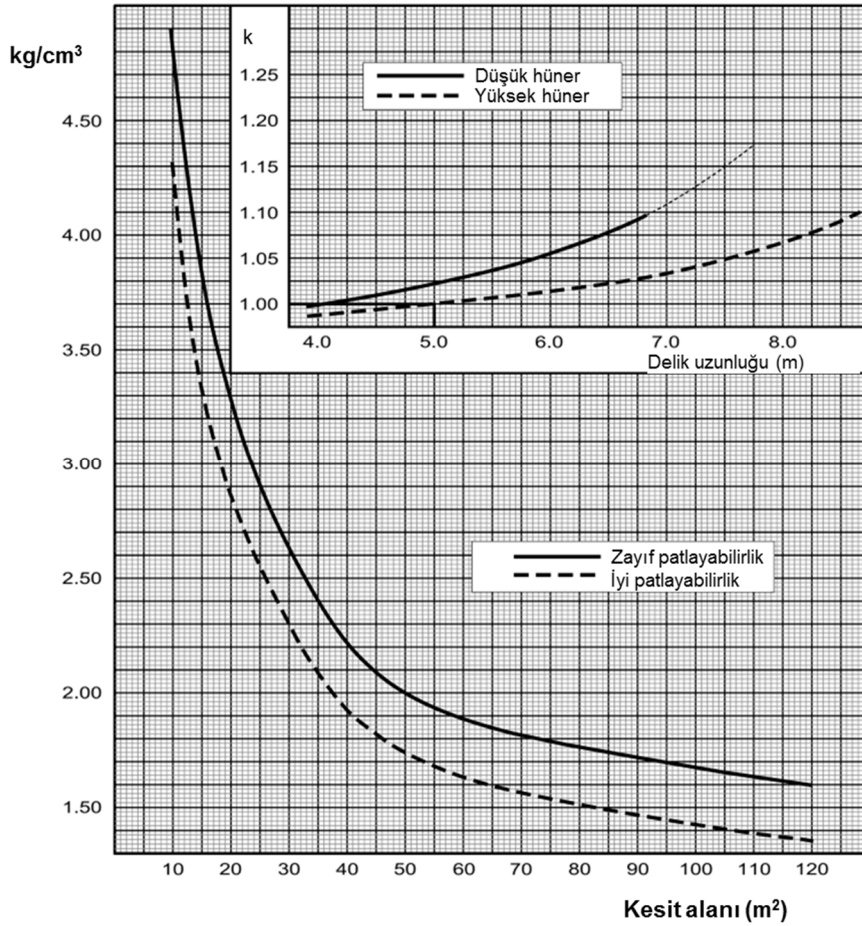


Şekil 8.24 NTNU modelinde ilk oluşan olan açıklığın patlama deliğine dik genişliğinin bir işlevi olarak yük mesafesinin hesaplanması (NTNU 1995).

Planlanan tünel kesit alanı için gereken patlayıcı miktarları, kartuş ve bulk tipi patlayıcılar için rehber bir değer olarak Şekil 8.25 ve 8.26'da sırasıyla 45 ve 63 mm delik çapları için verilmiştir.

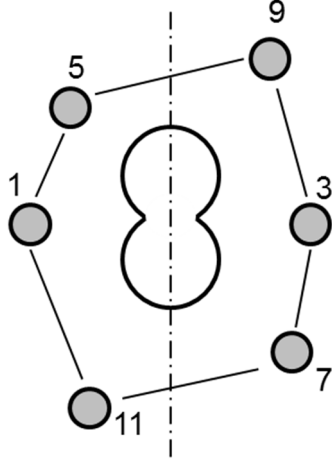


Şekil 8.25 45 mm patlama deliğinde gereken ANFO şarjı miktarı ve delik uzunluğu için düzeltme faktörü (NTNU 1995).



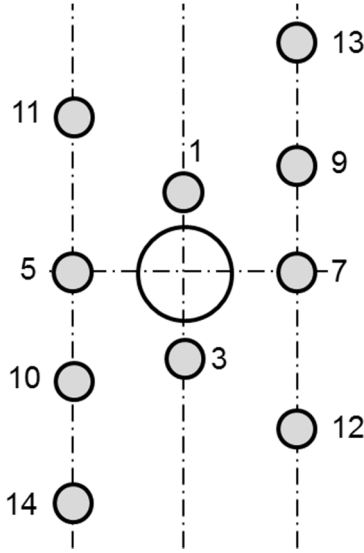
Şekil 8.26 64 mm patlama deliğinde gereken ANFO şarjı miktarı ve delik uzunluğu için düzeltme faktörü (NTNU 1995).

İsveç ve NTNU büyük delikli paralel orta çekme tasarımları oldukça iyi araştırılmış ve yaygın olarak kullanılan yöntemlerdir. Bu yöntemlerin yanında, temeli bu yöntemlere dayanan ancak ortamdaki kaya birimi özellikleri ve değişen tünel kesitlerine göre geometrik olarak değiştirilmiş bir çok tasarım mevcuttur. Coromant (çapraz) orta çekme temeli İsveç yöntemine dayanan başka bir paralel orta çekme tasarımı olarak bilinen yöntemdir. Şekil 27’de gösterildiği gibi bu orta çekme tasarımında, boş deliklere birbiriyle kesişecek şekilde merkeze yerleştirilirken patlama delikleri ateşleme anında her bir delikten en iyi şekilde yararlanacak şekilde yerleştirilmiştir. Burada rakam aralıkları 25 ms gecikme süresini ifade etmektedir. İyi bir delme hassasiyeti sağlamak için, özel tip bir delici donanım geliştirilmiştir. Bu orta çekme tasarımında delik şablonu iki büyük çaplı deliğin bir yarık biçiminde anında delinmesine olanak verir.



Şekil 8.27 Coromant (çapraz) orta çekme düzeni ve gecikme aralıkları (Gustafsson 1973).

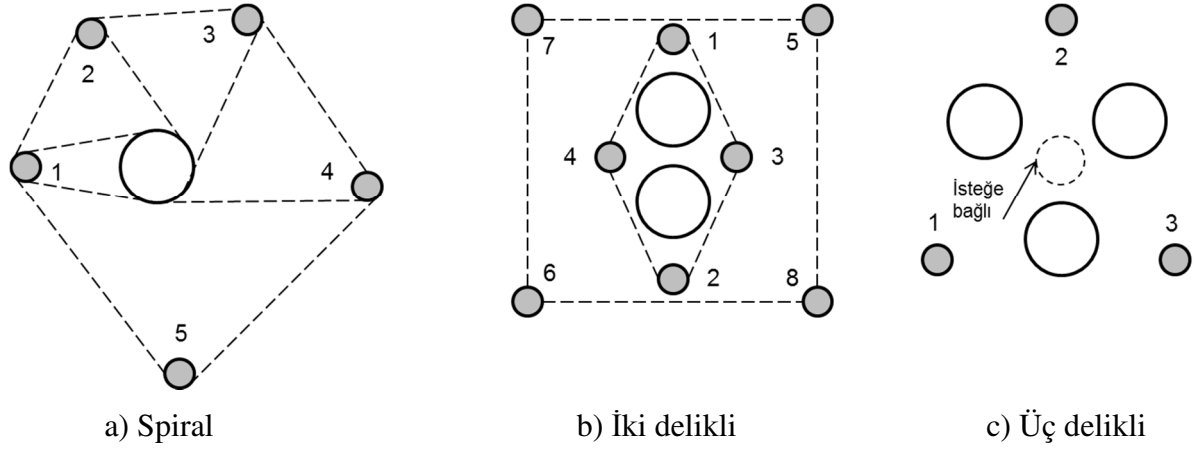
Bu tip paralel orta çekmede, orta çekme çevresindeki orta çekme genişletme delikleri tünelin kesit şekline göre uyarlanabilir edilebilir. 2.4 m ve daha az delme uzunluklarında bir büyük boş delik genelde yeterli olmaktadır. İstenilen nihai kesit şekline göre uyarlanmış başka bir paralel orta çekme tasarımı da Şekil 8.28’de gecikme aralıklarıyla birlikte (25 ms) gösterilen Fagersta (İsveç’te bir şehir) orta çekmedir.



Şekil 8.28 Fagersta orta çekme delik düzeni ve gecikme aralıkları (Gustafsson 1973).

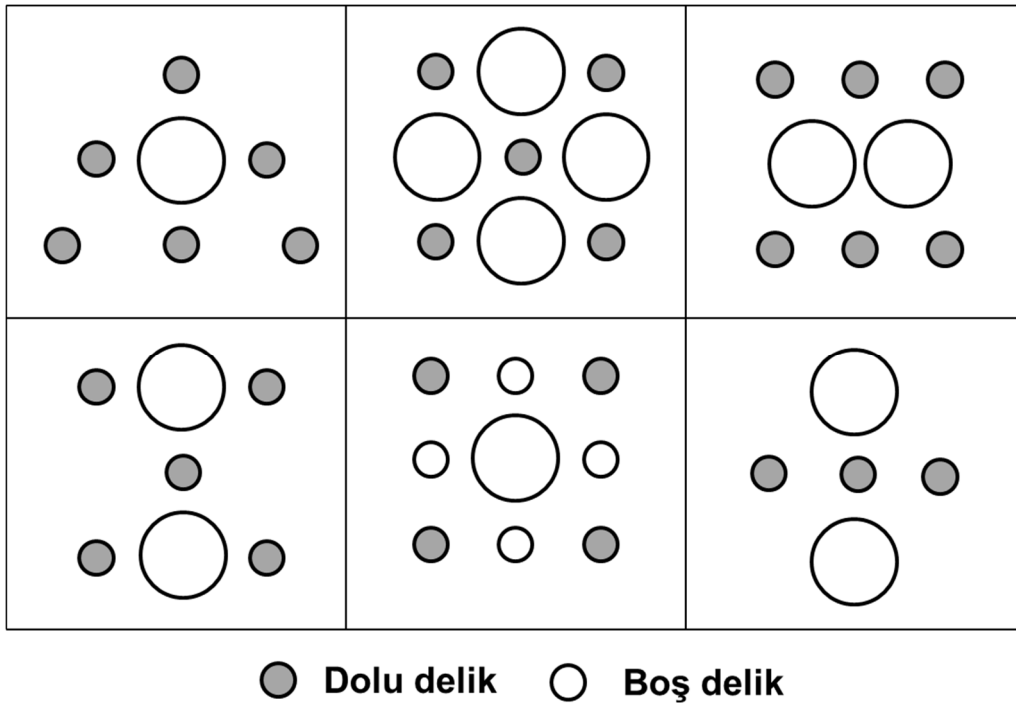
Şekil 8.29’da arazi koşullarında iyi denenmiş olan değişik büyük delikli paralel orta çekme delik düzenleri ateşleme sıralarıyla birlikte gösterilmektedir. Hagan’a (1979) göre, üç büyük delikli (duruma göre ortada bir boş delik daha açılabilir) orta çekme tasarımı (Şekil 8.29.c) daha çok genişleme hacmine izin verir ve sempatik yani sirayet yoluyla patlatmayı önlemektedir.

Pratikte yapılan çalışmalarda bu orta çekme yönteminin donmaya eğilimli kayalarda çok iyi sonuç verdiği gözlemlenmiştir. Bunun nedeni olarak, bu tasarımda her bir patlama deliğinin bir boş delik tarafından korunması gösterilebilir (Hagan, 1979).



Şekil 8.29 Değişik büyük delikli paralel orta çekme delik düzenleri (Hagan 1979).

Özet olarak, boş delikli paralel orta çekmenin geniş bir kullanım alanı olduğu söylenebilir. En küçük kesit alanlarında büyük kesit alanlarına kadar kullanılabilir. Başarı için yüksek hassasiyetli delme ve doldurma gerektirir. Son olarak, Şekil 8.30'da tasarımcılara bir fikir vermesi amacıyla uygulanmış olan farklı paralel orta çekme türleri verilmiştir.



● Dolu delik ○ Boş delik

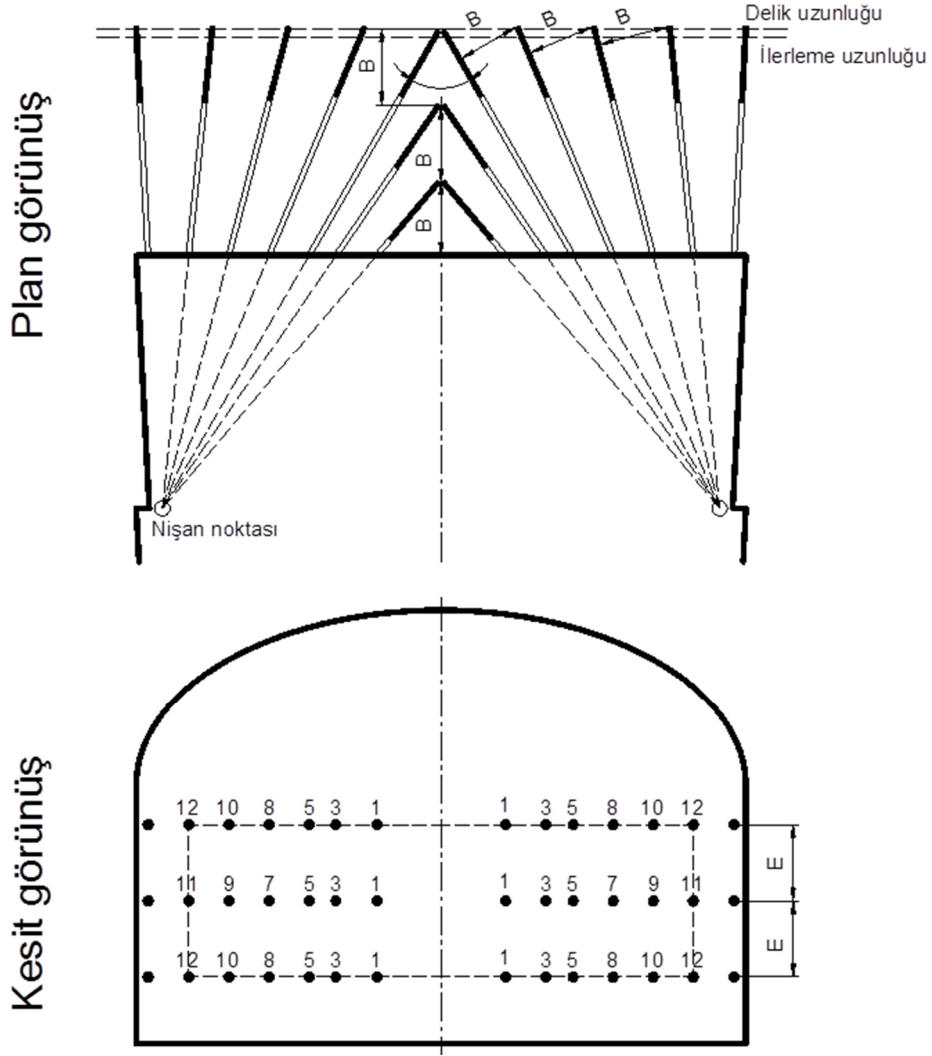
Şekil 8.30 Değişik paralel orta çekme delik düzenleri (Worsey 2001).

### 8.1.2 Açılı Delikli Orta Çekme Tasarımları

Tünel patlatmalarında kullanılan bütün eğimli orta çekme türlerini içerisinde en yaygın olarak kullanılan orta çekme çeşidi “V” veya “kama” (Vee cut, wedge cut veya plough cut) olarak bilinen orta çekmedir. V orta çekme simetrik delinmiş eğimli deliklere dayanan geleneksel bir orta çekmedir. Genellikle arının alt ortasına yakın bir konumda kama şeklinde bir birine eğimli delikler kullanır. Bu deliklerin patlatılması ilk olarak kama içerisindeki malzemenin çıkarılmasını sağlar ve sırayla serbest yüzeye doğru genişler. Popülaritesini geniş çapta uygulanan paralel orta çekmenin geliştirilmesiyle kaybetmiştir. Bununla birlikte, hala tünel genişliğini delme üzerinde bir sınırlama oluşturmadığı, geniş tünellerde yaygınca uygulanmaktadır. V orta çekme paralel orta çekmeden toplamda daha az delik uzunluğu gerektirmektedir. Bu durum büyük tünellerde büyük bir avantaj sağlamaktadır. Şekil 8.31’de tipik bir V orta çekme delik düzeni ve orta çekme delikleri için gecikme aralıklarıyla birlikte ateşleme sırası gösterilmektedir. Burada, her bir rakam aralığı 25 ms gecikme süresini ifade etmektedir.

Bu tip orta çekme tasarımında teorik ilerleme açıklık genişliği ile artar ve açıklık genişliğin %45-50’si kadar bir ilerleme sağlanabilir. Dar tünellerdeki V orta çekmede ise, kaya içerisinde birleşen delikler sivri (keskin) bir biçimde olmaktadır ve bu yüzden dar tünellerde daralmaya bağlı olarak patlatma giderek zorlaşmaktadır. Aslında V orta çekmede, birleşen deliklerin açısının çok sivri olmaması ( $\alpha_v \leq 60^\circ$ ) istenmektedir. Çok sivri açılar delikte çok yüksek şarj yoğunluğu gerektirir. Bu açığı sağlayabilmek için delici donanımın konumlandırılmasında belli bir tünel genişliği gerekmektedir (Şekil 8.32). Bundan dolayı tünel genişliği V orta çekme tasarımını kullanımını büyük oranda sınırlamaktadır. Tünel arınındaki delik şablonu delici donanımın ihtiyaç duyduğu boşluğu hesaba katmalıdır (Gustafsson 1973; Olofsson 1988).

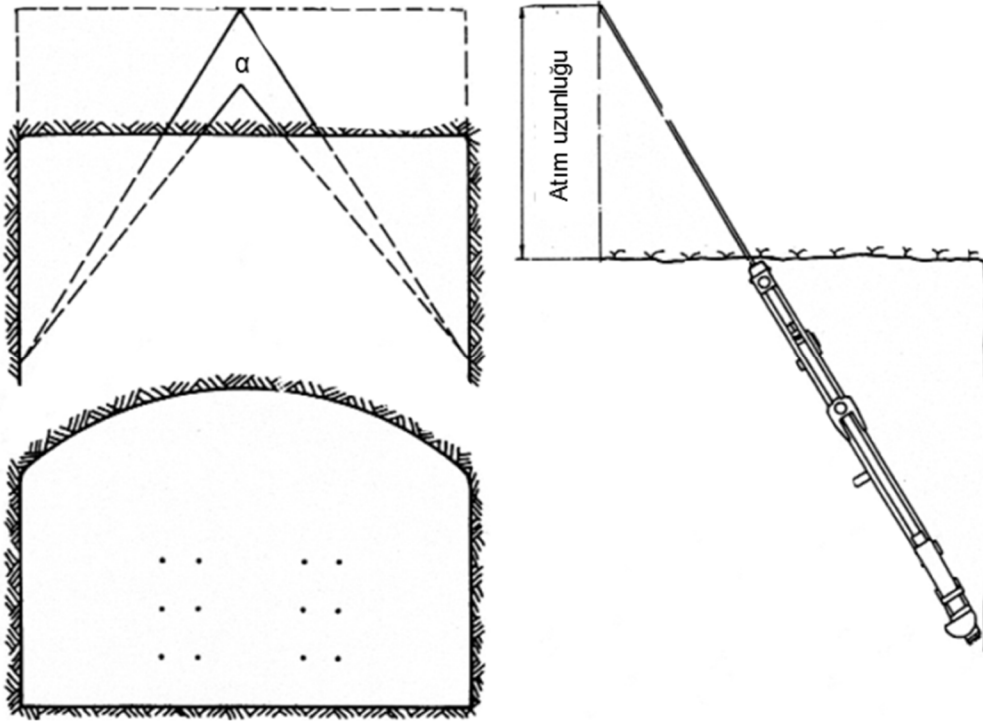
Doğru açığı sağlamak V orta çekmenin ana zorluğudur. Uygun açının korunması dar tünellerde atım uzunluğunu sınırlamaktadır. Delme hassasiyeti paylatma sonucunu büyük çapta etkiler. Teorik olarak hesaplanan duruma ne kadar yaklaşırsa parçalanma açısından delikler arasındaki yardımlaşma o kadar fazla olur.



Şekil 8.31 V orta çekme delik düzeni ve gecikme süreleri (Olofsson 1988).

V orta çekme normalde iç içe 2 v den oluşur ama derin atımlar 3 veya 4 v gerektirebilir. Patlama deliklerindeki kırılmayı ilişkilendirmek için her bir v aynı zamanda ateşlenmelidir. Şekil 31’de görüldüğü gibi, patlayan kayaya yer değiştirme ve şişme imkanı vermek için her bir v arasında 50 ms zaman bırakılmalıdır (Olofsson 1988). Gecikme kayanın yer değiştirmesine izin veremezse kırılma kötüleşir.

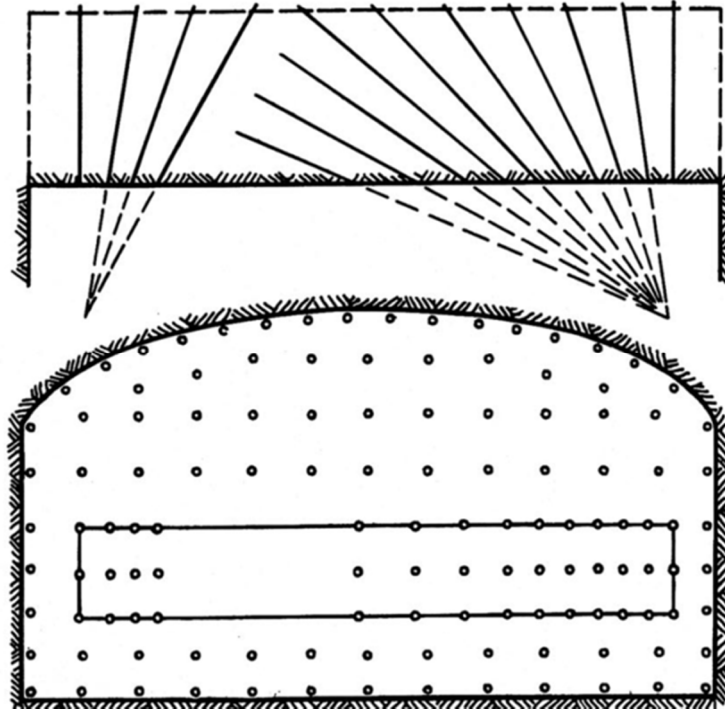
Bazı durumlarda ana v’lerin ortasında ve sığ derinlikte bulunan kısa delikler delinir. Bu deliklere bebek orta çekme (baby cut) denir. Bu orta çekme delikleri genellikle ana orta çekmeye yardım etmek ve yük mesafesini azaltmak için kullanılırlar ve ana orta çekmeden önce patlatılırlar. Taş fırlama olasılığı fazla olduğu için tehlikelidirler.



Şekil 8.32 Delici donanımın tünel arınında eğimli delik delecek şekilde konumlandırılması (Tamrock 1986).

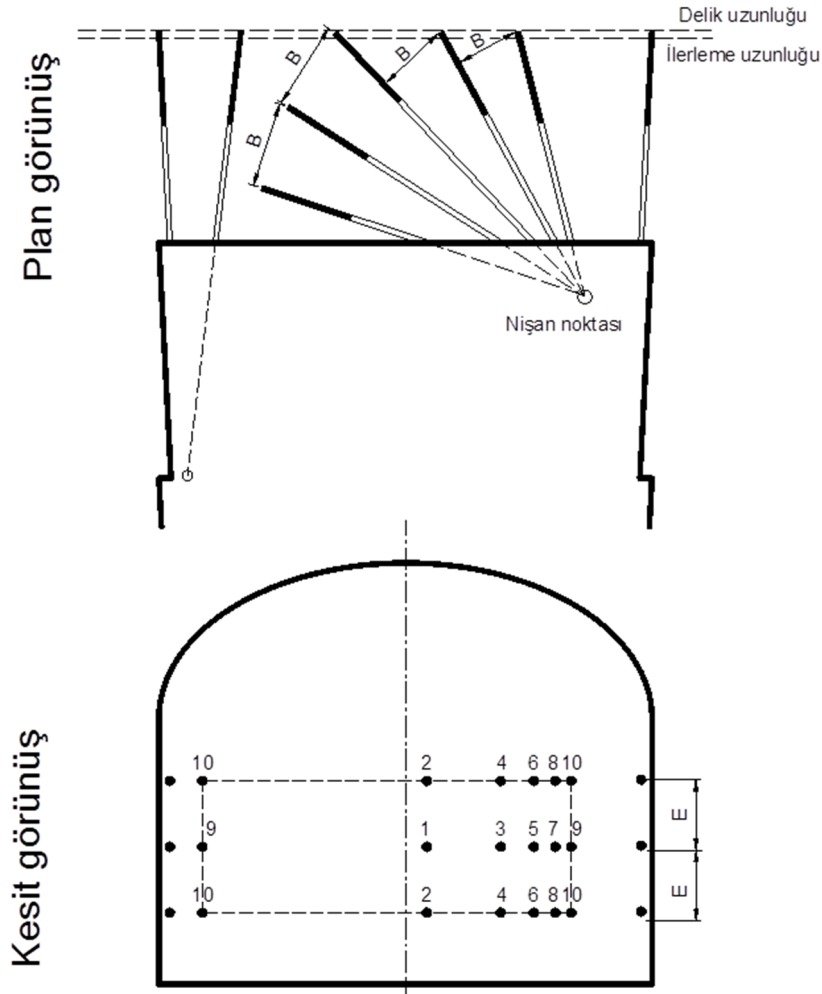
Bir diğer yaygın olarak kullanılan eğimli delikli orta çekme tasarımı yelpaze orta çekmedir (fan cut). İsminden de anlaşıldığı gibi yelpaze orta çekmede delikler yelpaze şeklinde delinirler. Şekil 8.33’de Tipik bir yelpaze orta çekme dizilimi sunulmaktadır.

Yelpaze orta çekmenin ana prensibi tünel kesitinin bir tarafında oyuk benzeri bir boşluk oluşturmaktır. Geri kalan patlatma basamak patlatmalarında olduğu gibi serbest yüzeye doğru tarama (genişletme) yapılarak gerçekleşir. Bu nedenden dolayı, bu tip orta çekme aynı zamanda tarama orta çekme (stopping cut) olarak da adlandırılır. V orta çekmede olduğu gibi yelpaze orta çekme de her atımda kabul edilebilir bir ilerleme miktarı için belirli bir tünel genişliğine ihtiyaç duymaktadır. Yelpaze orta çekmenin geometrik tasarımı nedeniyle, deliklerin daralması çok büyük değildir. Bu nedenle yelpaze orta çekme diğer orta çekmelerle karşılaştırıldığında kısmen daha kolay patlatılabilir. Yelpaze orta çekme aynı zamanda patlatmanın yapılacağı kaya yapısında var olan belirgin faylara göre uyarlanabilir. Faylarda kaya gevşemesi daha kolay olduğundan, kırılma kolaylaşır (Gustafsson 1973). Bu orta çekme tabakalı ve lamineli yapıda kaya birimlerine oldukça uygundur. Deliklerin delinmesi V orta çekmeye göre daha az hassasiyet gerektirir ama daha fazla delik delinmelidir (Gregory 1973).



Şekil 8.33 Tipik bir yelpaze orta çekme dizilimi (Sandvik Tamrock Corp. 1999).

Bu tip orta çekimde deliklerin delinmesi ve doldurulması V orta çekimde olduğu gibidir. Tarama delikleri orta çekmedeki aynı delik aralığı ile delinir. Yelpaze orta çekme V orta çekmeden tamamen farklı bir kırılma mekanizmasının sahip olduğundan deliklerin ateşleme sırası da farklıdır. Mili-saniye gecikmeli ateşleme orta çekme ve tarama delikleri için en uygundur (Şekil 8.34).



Şekil 8.34 Dar tünellerde yelpaze orta çekme deliklerinin delinmesi ve gecikme süreleri (Gregory 1973).

V ve yelpaze orta çekme tasarımında delik sıraları arasındaki uzaklık mesafeleri yani yük aralığı (B), kullanılan delik çapı ile birlikte kullanılan patlayıcı miktarına bağlıdır. Yük aralığını veren bağıntı;

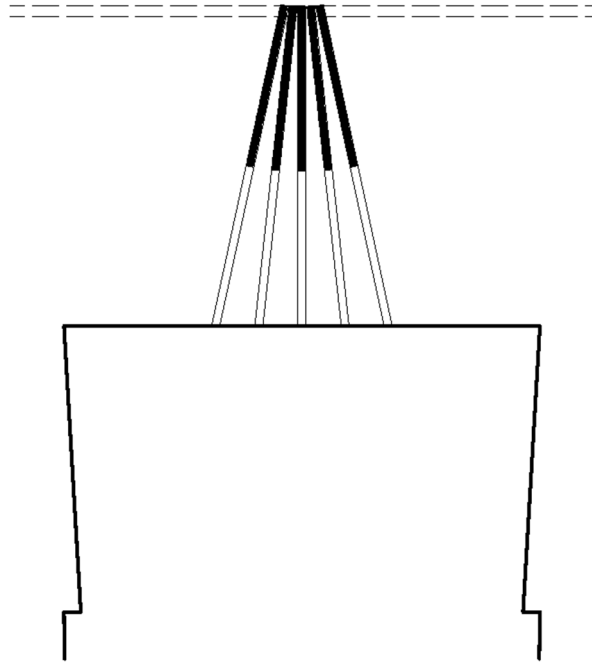
$$B = 30q_d \cdot f \cdot d_h \quad [m] \quad (8.17)$$

şeklindedir. Burada,  $d_h$  patlatma deliği çapı (mm), f birleşen deliklerdeki iç açı değerine göre yük aralığı düzeltme katsayısı ( $\alpha_v = 60^\circ$  için  $f = 1$ ;  $\alpha_v = 75^\circ$  için  $f = 1.1$ ;  $\alpha_v = 90^\circ$  için  $f = 1.2$ ) ve  $q_d$  dip şarj yoğunluğu (kg/m) olup aşağıdaki gibi hesaplanabilir,

$$q_d = \frac{\pi D^2}{4} q_e S = 7.854 \times 10^{-4} d_h^2 q_e S \quad (8.18)$$

Burada,  $q_e$  patlayıcı yoğunluğu ( $\text{kg}/\text{dm}^3$ ) ve S patlayıcı kuvvetidir (Dynamex M için =1) (Erkoç,1990). Aynı anda patlayan bir delik sırasındaki delikler arasındaki uzaklık (E) ise yük mesafesinin 0.8 katıdır.

Diğer bir eğimli delikli orta çekme tasarımı da ani orta çekmedir (instantaneous). Şekil 8.35’de gösterildiği gibi bu orta çekmede dört veya altı adet delik, arının ilerisinde atımdaki diğer deliklerden yaklaşık 15 cm daha ileride bir noktada birbirleriyle birleşecek şekilde delinirler ve hepsi aynı anda patlatılır (Gregory 1973). Deliklerin aynı anda patlatılmasıyla, tarama deliklerinin genişleyebileceği bir boşluk sağlayan piramit şeklinde bir açıklık elde edilir. Eğimli delikler alt alta yerleştirilebildiği gibi hepsi bir noktada birleşecek şekilde de yerleştirilebilirler. Bu durumda elde edilen boşluk şekli elmas şekline benzer. Bu nedenle, deliklerin yerleştirilme şekline göre piramit ya da elmas orta çekme olarak da adlandırılırlar (pyramid veya diamond cut).



Şekil 8.35 Ani orta çekme deliklerinin plan görünüşleri (Gregory 1973).

Bu tasarım piramit şeklinde delinen deliklerin uç kısmında çok yüksek patlayıcı yoğunluğu oluşmasını sağlar. Bu nedenle, ani orta çekme çok sağlam kayada oldukça etkilidir. Ani orta çekme kullanılarak tünel genişliğinin % 80’ine varan ilerlemeler sağlanabilir. Ancak patlayıcı tüketimi de bir o kadar yüksektir ve arında çok fazla hava şoku, yer sarsıntısı ve toz oluşturur. Postanın arının çok gerine fırlaması dezavantajlarından birisidir. Delikleri düzgün yerleştirmek

için çok yüksek derecede özen gerekmektedir. Delikler konik biçimde delindiği zaman taş fırlamaları kısmet azaltılabilir ama bu seferde ilerleme miktarı da azalmaktadır.

## 8.2 TARAMA DELİKLERİ

Orta çekme deliklerini çevreleyen deliklere tarama delikleri (stopping holes) denir. Bu delikler, orta çekme vasıtasıyla elde edilen boşluğu çevre deliklerinin sırasına kadar genişletmek için kullanıldıklarından aynı zamanda genişleme delikleri olarak da adlandırılırlar. Tarama delikleriyle yapılan bu işleme tarama adı verilir.

Tarama deliklerinin çapı tipik olarak 41 ila 51 mm arasındadır. Başarılı bir patlatmada, 41 mm çapından daha küçük delikler aşırı miktarda delik sayısı gerektirebilir. 51mm çapından büyük delikler ise deliklerin aşırı miktarda şarjlanmasına ve kontrolsüz bir patlatmaya neden olabilirler (Sandvik Tamrock Corp. 1999).

Tarama, geometrik olarak basamak patlatmaları ile karşılaştırılabilir ama tarama deliklerinde basamak patlatmalarında kullanılan özgül şarj miktarı 4-10 kat daha fazladır. Bu farklılığın nedenleri arasında, daha sınırlı bir alana daha küçük parça büyüklüğünde (nakliye zorlukları nedeniyle) patlatma zorunluluğu, serbest yüzeye paralel deliklerin yokluğu, patlayan kayanın sıkışma etkisi, komşu deliklerle arsında yardımlaşmanın daha az oluşu ve deliğin konumuna bağlı olarak yerçekimi etkisi sayılabilir.

Tarama delikleri, delik uzunluğunun 1/3'ü kadar şarjlanır. Delik sıraları aralığı, yük mesafesinin 1.1 katı kadar seçilerek delikler orta çekme çevresine eşit dağıtılarak yerleştirilir. 41-51 mm çaplarında delikler kullanıldığı zaman delik sıraları aralığı ve yük mesafesi tipik olarak 1-1.3 m arasındadır. Arazi koşullarına göre delikler arttırılabilir veya azaltılabilir (Gustafsson 1973). Tarama deliklerinin hesabı için Çizelge 8.2'de gösterilen tablo kullanılabilir (Erkoç 990).

Çizelge 8.2 Tarama deliklerinin hesabı (Erkoç 1990).

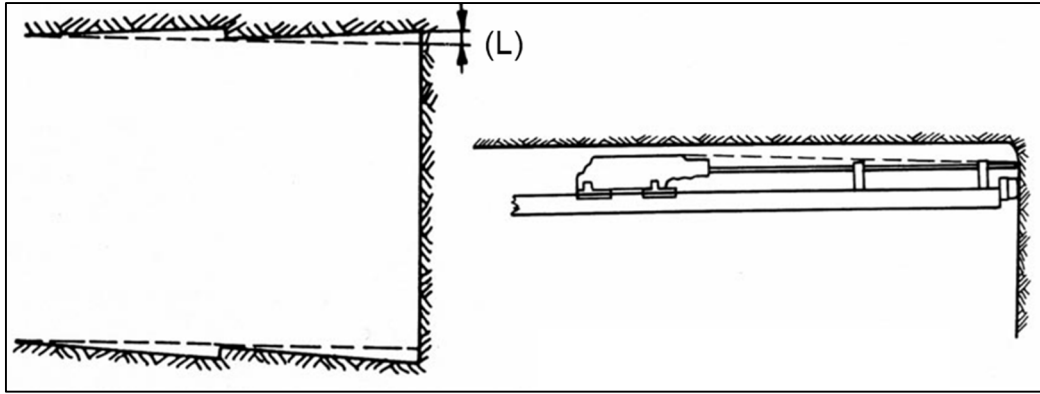
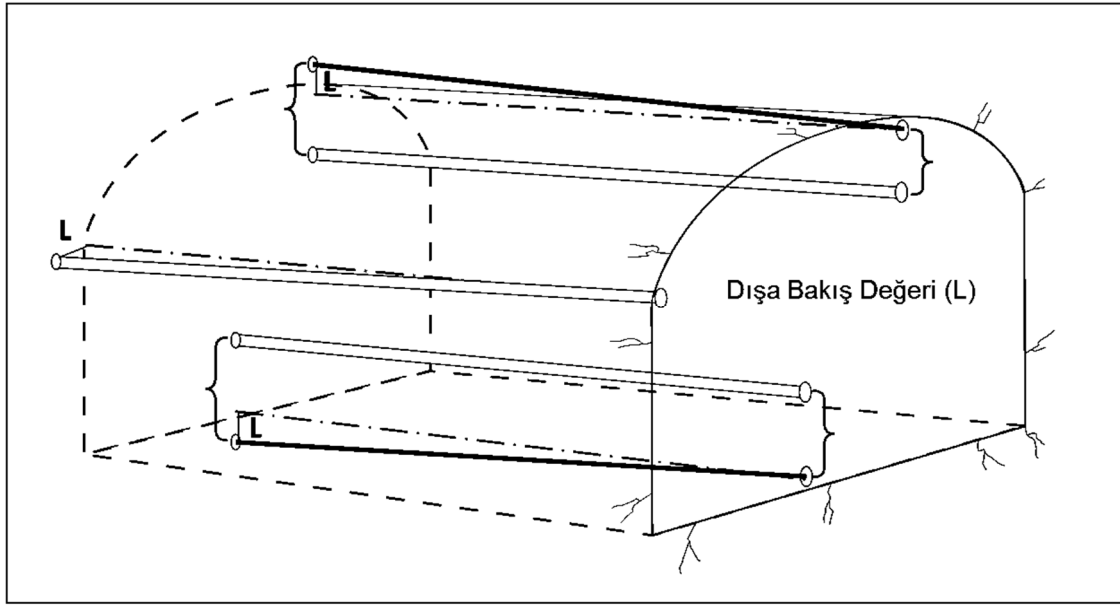
	Aşağıya doğru kırma	Yatay ve yukarı doğru kırma
Yük, B (m)		$B = 30q_d D$
Dip şarj yoğunluğu, $q_d$ (kg/m)		$q_d = 7.854 \times 10^{-4} d_h^2 q_e S$
Dip şarj uzunluğu, $h_d$ (m)		$H/3$
Kolon şarj yoğunluğu, $q_k$ (kg/m)		$(0.4-0.5) q_d$
Kolon şarj uzunluğu, $h_k$ (m)		$H - (h_d + h_s)$
Sıkılama uzunluğu, $h_s$ (m)		$0.5 B$
Aralık, E (m)	$1.2 B$	$1.1 B$

Burada, H delik uzunluğu (m), D ve S daha önce tanımlandığı gibidir.

### 8.3 ÇEVRE DELİKLERİ

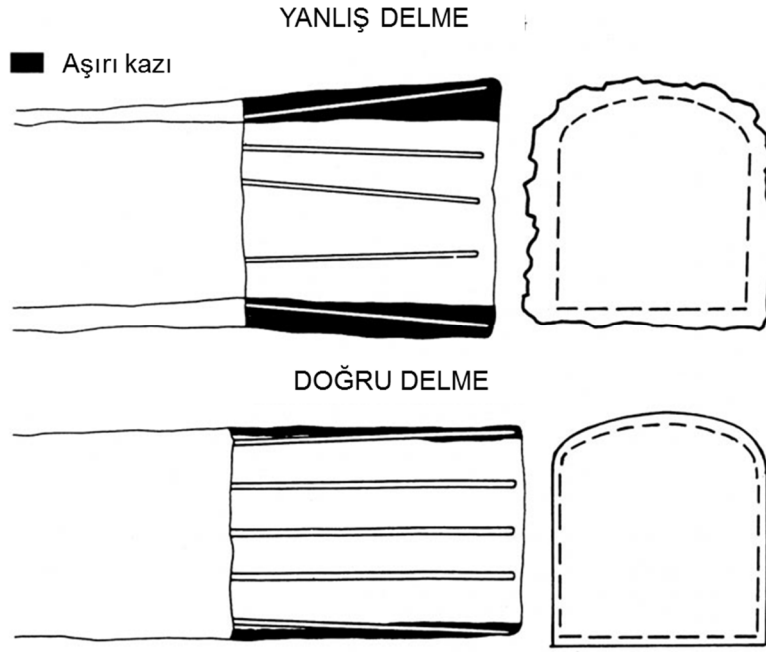
Çevre delikleri tünele nihai şeklini veren delik sırası veya duruma göre sıralarıdır. Çevre delikleri (contour holes) tavan delikleri ve duvar delikleri olmak üzere iki kısımda incelenebilirler.

Çevre delikleri tünelin istenilen kesit alanında açılabilmesi için tünel çevre çizgisinden dışa doğru (look-out) eğimli olarak delinmelidirler (Şekil 8.36). Çünkü çevre deliklerinin delinmesinde delici donanımın kalınlığında kaynaklanan bir açıklığa gerek duyulmaktadır. Eğer çevre delikleri istenilen tünel profiline paralel olarak delirse tünel kesit alanı aşamalı olarak giderek küçülecektir. Dışa bakış miktarı (L) olarak adlandırılan bu eğim, teorik tünel profili ve pratikte açılan tünel profili arasındaki farktır. Sapma miktarı bir sonraki delme işlemi için delici donanıma yer sağlayacak kadar büyük olmalıdır. Bunun yanında, dışa bakış miktarı kaya konturunda pürüzlülük anlamına geldiğinden mümkün olduğunca küçük tutulmalıdır. Rehber bir değer olarak, mümkün olan minimum sapma miktarı 1 metre delik uzunluğunu başına 10 cm olarak belirlenir ve pratikte bu değere 3 cm eklenmelidir. Bu durumda genel olarak sapma açısı maksimum 20 cm civarındadır. Başarılı bir tünel patlatmasında elde edilen profil şekli zikzak şeklindedir. Bu yüzden tünel patlatmalarında aşırı sökölme kaçınılmazdır (Şekil 8.37) (Olofsson 1988).



Şekil 8.36 Çevre deliklerinin dışa eğimli olarak delinmeleri (Sandvik Tamrock Corp. 1999; Atlas Copco 2004).

Aşırı sökülmeyi engellemek için birçok teknik geliştirilmiştir. Hepsinin ortak amacı patlatma sonrası oluşan gerilmeyi azaltmak ve tünel kesiti çevresindeki çatlakları azaltmaktır. Yeraltı patlatmalarında yaygın olarak kullanılan iki ayrı kontrollü çevresel patlatma tekniği vardır. Bunlar; ön kesme (ön çatlatma: pre-splitting) ve son kesme (düzgün patlatma: smooth blasting) uygulamalarıdır.



Şekil 8.37 Çevre deliklerinin yanlış ve doğru delinmesiyle oluşan aşırı kazı miktarları (Sandvik Tamrock Corp. 1999).

Ön çatlatma hafif doldurulmuş çevre deliklerinin asıl patlatmadan önce patlatıldığı bir yöntemdir. Son kesme ise hafif doldurulmuş ve birbirine yakın olarak konumlanmış çevre deliklerin en son olarak patlatıldığı bir yöntemdir. Çevresel patlatma teknikleri uygulanmadığı durumda çevre deliklerinin hesabı Çizelge 8.3’de gösterildiği gibi yapılır.

Çizelge 8.3 Çevre deliklerinin hesabı (Erkoç 1990).

	Duvar delikleri	Tavan delikleri
Yük, B (m)		0.9 B
Dip şarj yoğunluğu, $q_d$ (kg/m)		$q_d = 7.854 \times 10^{-4} d_h^2 q_e S$
Dip şarj uzunluğu, $h_d$ (m)	H/4	H/6
Kolon şarj yoğunluğu, $q_k$ (kg/m)	0.4 $q_d$	0.3 $q_d$
Kolon şarj uzunluğu, $h_k$ (m)		H-( $h_d + h_s$ )
Sıkılama uzunluğu, $h_s$ (m)		0.5 B
Aralık, E (m)		1.2 B

### 8.3.1 Ön Kesme

Daha çok yüzey patlatmalarında kullanılan ön kesme (Pre-Splitting) olarak adlandırılan bu yöntem, tünel patlatmalarında fazla tercih edilmez. Tünel patlatmalarındaki kullanımı için ilk denemeler 1970'lerin başlarında Norveç ve İsveç'te yapılmış ve yeraltı uygulamaları için kullanılabilir olduğu görülmüştür. Bu teknik, tünelticilik çalışmalarında çok kullanılmasa da kuyu kazılarında iyi sonuçlar elde edilmiştir. Derin yeraltı seviyelerinde yapılan testler, yüksek arazi basıncının ön kesme (kullanılmasını engellediği teorisini desteklemiştir. Bunun nedeni çatlakların delikler arasında gelişmesi yerine en büyük asal gerilme doğrultusuna paralel olarak ilerleme eğilimidir (Gustafsson, 1973).

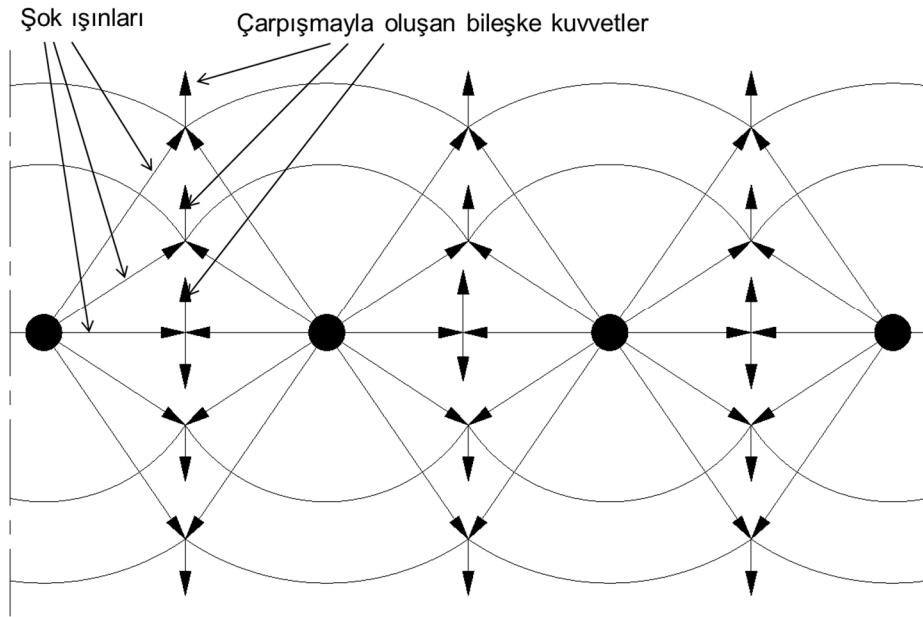
Ön kesme tekniğinde patlatılacak olan bölge istenilen kazı profili boyunca yapay bir çatlak oluşturarak kalan kaya yapısından izole edilir. Bu amaç için çevre delikleri yakın aralıklarla delinirler ve çoğu durumda tüm delikler patlayıcı madde ile doldurulur. Gereken durumlarda yüklü delikler arasındaki boş deliklerin delinmesi sonucu iyileştirir.

Ön kesmenin amacı da son kesmeyle aynı avantajları sağlamaktır. Ön kesmenin son kesmeden en büyük farkı ise ön kesmenin ana patlatmadan daha önce yapılmasıdır. Genelde en düşük numaralı gecikme aralıkları kullanılarak ana patlatmayla birlikte yapılırlar. Bazen de ana patlatma delikleri delinmeden patlatılırlar.

Son kesmeye göre daha fazla delik gerektirir. Ön kesme uygulandığında, kaya kütlesi tipine göre doğru delik aralığını ve şarj miktarını bulmak oldukça önemlidir. Bu teknikte, kaya özyapısı sonuçları diğer patlatma tekniklerinde olduğundan daha fazla etkiler. Delikler, uzunluğu % 75'i kadar doldurulur. Kolay kırılan kayada ise bu değer % 55'e kadar düşürülebilir (Gustafsson 1973).

Son kesme tekniğinin teorisi birbirine komşu deliklerin aynı anda ateşlenmesiyle oluşan şok dalgalarının çarpışmasıyla kaya kütlelerinde çekme gerilmeleri oluşmasına dayanmaktadır (Şekil 8.38). Bu çekme gerilmeleri delikler arasında çatlak oluşmasına neden olur. Delikler çok yakın aralıklı olduğundan çatlaklar delik sırasını takip eder ve böylece komşu delikler arasında bir çatlak ağı oluşur. Bu nedenle, deliklerin eş zamanlı olarak ateşlenmesi oldukça önemlidir. Eğer hava şoku veya zemin titreşimi gibi sınırlamalar ani patlatmayı engelliyorsa bu durumda delik

araları kısaltılır ve milisaniye ateşleyici kullanılır. Eğer gecikme süresi çok yüksek olursa ön çatlatma elde edilemez (Olofsson 1988).



Şekil 8.38 Ön kesme teorisi (Du Pont 1992).

Son kesme uygulaması çok az veya hiçbir aşırı sökülme oluşmaksızın düzgün bir duvar oluşturarak kazı sınırlarında kendisinden sonra gelen ana patlatmanın kırılacağı yapay bir düzlem oluşturur.

Son kesme hattı ana patlatmada oluşan bazı sok dalgalarının çevre kayaya geçmesini engelleyerek geri yansıtır. Bu durum ana patlatmanın oluşturduğu zemin titreşiminin azaltmasına yardımcı olur.

Son kesme uygulamasında serbest bir yüzey olmadığından diğer çevre patlatmalarına göre daha fazla zemin titreşimi ve hava şoku oluşur.

Homojen kayada mükemmel sonuç verirken zayıf kaya birimlerinde diğer yöntemlerden daha iyi sonuç verirler.

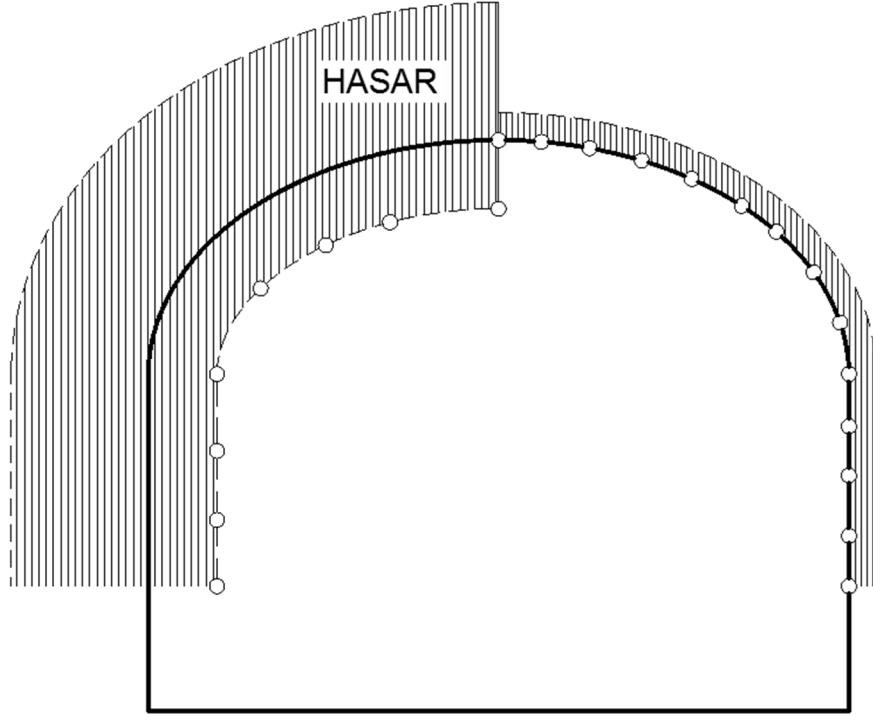
### 8.3.2 Son Kesme

Son kesme (Smooth Blasting) tekniği İsveç'te 1950 ve 60'lı yıllar süresince geliştirilmiş ve zamanla iyileştirilmiştir (Olofsson 1988). Çevre kaya korumak için yapılan özel bir patlatma tekniğidir. Amaç sadece düzgün bir yüzey elde etmek değil aynı zamanda çevre kayaya en az hasar vermektir. Aksi takdirde, çevre kayacın tamamı ya da bir kısmı kendini tutma özelliklerini kaybeder. Bu yüzden yeraltı çalışmalarında oldukça önemlidir.

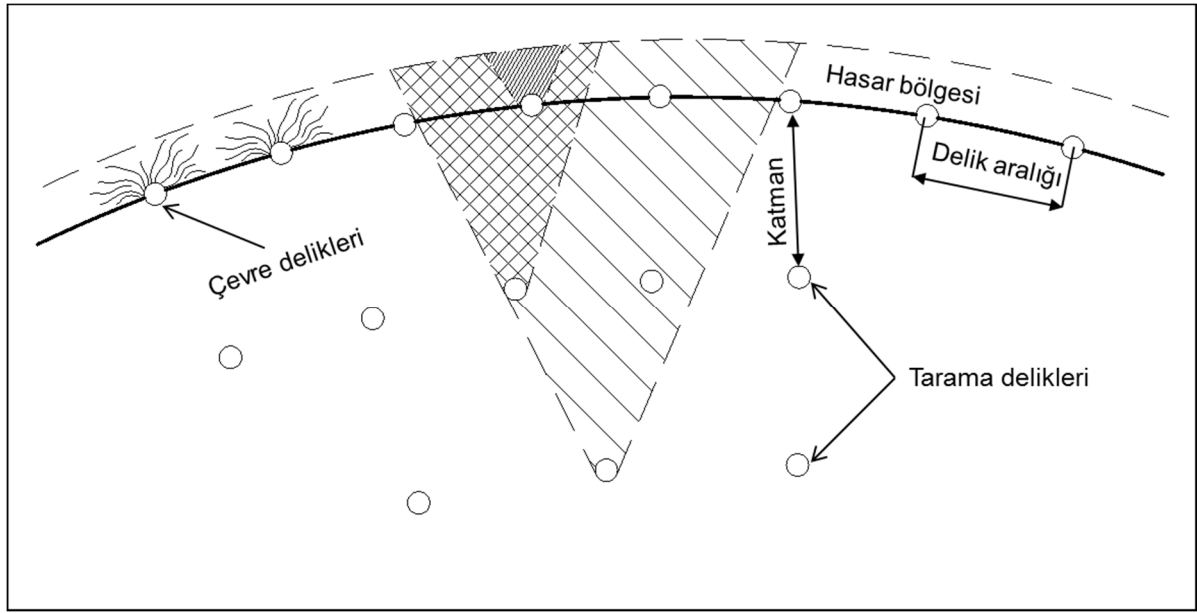
Yeraltı çalışmalarında son kesme tekniği ön kesme tekniğinden daha çok kullanılmaktadır. Son kesme tekniğinde delikler düzgün patlatma amaçlı özel olarak şarjlanırlar. Pratikte metre başına az şarj edilmiş delikler kullanılarak yapılır (Gustafsson 1973). Bu amaç için küçük kartuş çaplı, hafif ve düşük infilak hızına ve kısmen az gaz hacmine sahip özel patlayıcılar geliştirilmiştir. Son kesme deliklerinin az şarjları daha az aralık ve yük mesafesine izin verdiğiinden normalden daha yakın aralıklarla yerleştirilirler. Patlatma sonrasında çevre kayanın kalitesi büyük oranda delik ve yük aralığına bağlıdır. Delikler yüksek hassasiyetle hizalamaya ve konumlandırılmalıdırlar. İyi bir sonuç elde etmek için son kesme deliklerinin aralık/yük oranı  $\leq 0.8$  olmalıdır (Olofsson 1988). Delik aralıkları tipik olarak 0.5-0.7 m arasındadır. Özel durumlarda iki ya da daha çok düzgün patlatma sırası kullanılabilir (Sandvik Tamrock Corp. 1999).

Son kesme delikleri tünel atımdaki geri kalan deliklerle aynı anda patlatılabilirler. Ana patlatmanın önceden yapılmasına gerek yoktur. Atımdaki diğer deliklerden daha yüksel numara peridolarıyla geri kalan atımla irtibatlı olarak patlatılırlar. En iyi sonuç için son kesme delikleri aynı anda ateşlenmelidir.

Tünel patlatmalarında delikler normal olarak yüzey patlatmalarından daha yakındır ve daha sıkıştırılır. Bu nedenle tünel kazılarındaki son kesme uygulamalarında sadece çevre delikleri az şarj edilmemelidir. Çevre deliklerine komşu tarama delikleri de çevre delikleriyle dengeli olarak şarj edilmelidir. Çevre deliklerine komşu bu tarama deliklerinin yüksek şarj edilmesi, oluşacak kırılmanın ve hasar bölgesinin çevre delikleri patlatılmadan önce son delik hattını geçerek amaçlanan kazı hattından daha ileriye geçmesine neden olabilir (Şekil 8.39 ve Şekil 8.40) (Olofsson 1988).



Şekil 8.39 Çevre ve komşu deliklerin kaya kütesine çevre deliklerinden daha fazla hasar vermesi durumu.



Şekil 8.40 Çevre ve komşu deliklerin birbirleriyle uyumlu olarak patlatılması (Holmberg and Persson 1979; Palmström and Singh'den 2001).

Yeraltı patlatmalarında son kesme uygulamasının başarılı sonuçlar verdiği görülmüştür. Son kesme, özellikle kalıcı yeraltı yapılarında kontrollü çevre patlatmaları için belirlenmiş standart bir yöntem haline gelmiştir.

Son kesme uygulaması birçok avantaj sağlar. Tünel patlatmalarında avantajları;

- Daha yüksek çevre kaya dayanımı sağlar
- Daha az tahkimat gerektirir
- Son delik hattının ilerisinde daha küçük çatlak bölgesi oluşmasını sağlar
- Enjeksiyonu gereksinimini en aza indirir
- Püskürtme beton ve beton kaplama kalınlığı önemli derecede azaltılabilir.
- En az aşırı sökülme ile sonuçlanır
- İstenilen profil kesitine çok yaklaşılr, boyutlandırma çalışmaları daha kolaylık yapılır

Şeklinde sıralanabilir. Bunun yanında son kesme uygulaması delinmesi gereken delik sayısının kabaca %10-15 arttırmaktadır.

Özellikle düşük dayanımlı zayıf kaya birimlerinde, son kesme nihai sonuç için oldukça önem taşımaktadır ve ekonomik açıdan iyileştirici etkiye sahiptir. Şok dalgalarını yansıtacak bir ön çatlak yüzeyi olmadığından bazen hasar bölgesi ön kesme olduğundan fazla olabilir.

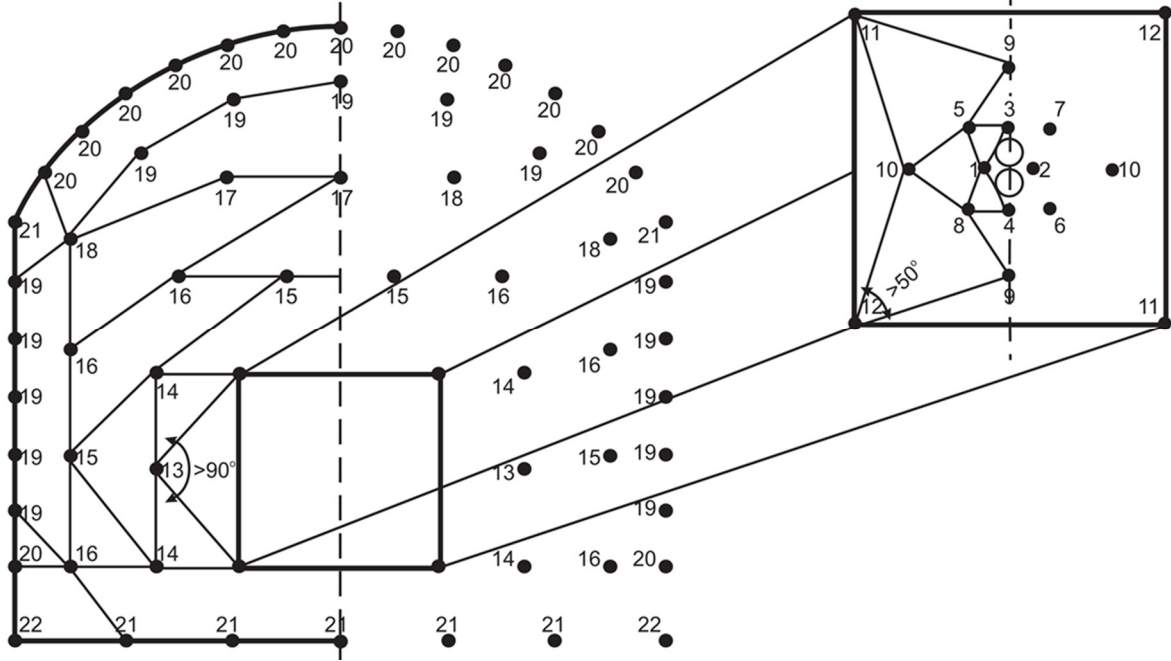
#### **8.4 TABAN DELİKLERİ**

Taban deliklerinde (floor holes) yük mesafesi ve delik aralıkları diğer çevre delikleri ile aynıdır. Bununla birlikte, yerçekimi ivmesini ve patlama sonrası üzerine düşen patlatılan kaya yükünün ağırlığını dengelemek için taban delikleri çevre deliklerinden daha yüksek şarjlanır. Bunu sağlamak için kolon şarjı kullanılmaksızın tün delik dip şarj ile aynı şekilde doldurulur. Taban deliklerinin yanlış veya hatalı delinmesi ve şarjlanması sonradan düzeltilmesi zor olan patlamamış tümsekler bırakabilir.

#### **8.5 ATEŞLEME SIRASI**

Yeraltı patlatmalarında sayısız patlatma şablonu kullanılmaktadır. Hatta aynı arında bile değişen kaya özyapısına göre şablon değiştirilebilir. Önemli bir değıştirge patlatma yani ateşleme sırasıdır. Ateşleme sırası her bir patlatma deliğinin genişleyebileceğı bir boşluk ve serbest yüzeyi olacak şekilde tasarlanmalıdır. Genelde, her bir delik veya delik sırası bir önce patlatılan deliklerin oluşturduğu serbest yüzeye doğru patlatılırlar.

Kırılma açısı orta çekme bölgesinde en düşük değerdedir (yaklaşık  $50^\circ$  civarında). Tarama bölgesinde ateşleme şablonu kırılma açısı  $90^\circ$  altına düşmeyecek şekilde tasarlanmalıdır (Şekil 8.41).



Şekil 8.41 Tünel patlatmaları için ateşleme sırası (Oloffson 1988).

Ateşleme sırasının yanında bir diğer önemli konu gecikmeli patlatmadır. Tünel patlatmalarında, kayanın önce parçalanması sonra gevşemesi ve en sonra da serbest yüzeye/dışarı doğru hareket etmesi için patlatma delikleri arasında yeterli bir gecikme sağlanmalıdır.

Orta çekme bölgesinde, bu değer kırılma ve dar bir açıklığa doğru kaya hareketine zaman tanıyacak kadar yeterli olmalıdır. Patlatma sırasında kayanın 40-70 m/s hızla hareket ettiği kanıtlanmıştır. 4-5 m uzunluğunda delinmiş bir orta çekmede düzgün bir patlatma için 60-100 ms gecikme zamanını gerekir. Genelde orta çekme bölgesinde gecikme süreleri olarak 75-100 ms kullanılır (Sandvik Tamrock Corp. 1999).

Paralele orta çekmede ilk iki kısımdaki deliklerde her biri için ayrı gecikme aralığı olan kapsüller kullanılmalıdır. Orta çekme bölgesindeki diğer kısımlarda kalan diğer deliklerde ise iki ayrı gecikme aralığı olan kapsüller kullanılabilir. Tarama bölgesinde, gecikme süresi kaya hareketine izin verecek kadar yeterli olmalıdır. Genelde 100-500 ms gecikme süreleri kullanılır. Çevre deliklerinde ise delikler arasındaki gecikme, daha önce bahsedildiği gibi mümkün

olduğunca kk olmalıdır. Bu nedenle tavan delikleri, normalde ikinci en yüksek gecikme aralığı numarasıyla birlikte, aynı anda ateşlenirler. Duvar delikleri de tavan deliklerinde bir numara kk gecikme aralığı numarasıyla, aynı anda ateşlenirler (Sandvik Tamrock Corp. 1999).

Tünel patlatmalarında kullanılan ateşleyici kapsüller elektrikli veya elektriksiz olabilir. Elektrikli gecikme kapsülleri MS (milisaniye) ve HS (yarım saniye) gecikmeli olarak üretilirler. İlerleme miktarının 3 m veya daha uzun olduğu durumlarda, özellikle orta çekme deliklerinin her metresi için 25 ms gecikme verilmesi orta çekme bölgesinin rahat çıkması ve dolasıyla ilerlemeyi arttırması açısından önemlidir. Bu nedenle eğer orta çekmede milisaniye gecikmeli elektrikli kapsül kullanılıyorsa, geçilme numaraları atlamalı olarak kullanılmalıdır (1, 3, 5, 7, 9 veya 1, 4, 6, 8 gibi). Ancak bu durumda da milisaniye kapsüllerin numaraları geniş çaplı tünellerde yeterli olmamaktadır. zm olarak elektriksiz kapsüller kullanılır. Elektriksiz kapsüller desisaniye ve yarım saniye gecikmeli olarak üretilirler.

## BÖLÜM 9

### ARAZİ UYGULAMALARIYLA GALERİLERDE PATLATMA İLE PARÇALANMA MEKANİZMASININ İRDELENMESİ

Tez çalışmasının bu bölümünde, galerilerde patlatma ile parçalanma mekanizmasının arazi uygulamalarıyla irdelenmesi konusu üzerinde durulmuştur. Bu bağlamda, öncelikle arazi çalışmalarının gerçekleştirildiği TTK Üzülmaz Müessesesi'ndeki mevcut çalışma düzeni ve yapılmakta olan patlatma uygulamaları anlatılacaktır. Bu aşamadan sonra, bir önceki bölümde (Bkz. Bölüm 8) sunulmuş olan orta çekme tasarım yöntemlerinden yola çıkarak yapılan uygulamalar ve değerlendirmelere yer verilecektir.

Bir yeraltı taşkömürü madeni olan TTK Üzülmaz Müessesesi, grizulu ve kömür tozlu ocaklar kapsamına girdiğinden, uygulanmakta olan mevcut patlatma çalışmaları da bu özellik dikkate alınarak yapılmaktadır. Bu nedenle, işletmede uygulanmakta olan mevcut delme-patlatma çalışmaları anlatılmadan önce ilgili yasal mevzuat ve grizu güvenli patlayıcı maddeler ve ateşleme sistemleri hakkında kısa bir bilgi vermekte yarar görülmüştür.

#### 9.1 GRIZU GÜVENLİ PATLAYICI MADDELER VE ATEŞLEME SİSTEMLERİ

Yeraltı kömür madenlerinde kullanılacak olan patlayıcı maddeler ve ateşleme sistemleri kanun, tüzük ve yönetmelikler ile sıkı kurallara bağlanmıştır. Ülkemizde madenlerde patlayıcı madde kullanımı ile iş güvenliği maddeleri içeren iki tüzük bulunmaktadır. Bunlardan birincisi “87/12028 sayılı Tekel Dışı Bırakılan Patlayıcı Maddelerle İlgili, Av Malzemesi ve Benzerlerinin Usul ve Esaslarına İlişkin Tüzük” diğeri ise, “84/8428 sayılı Maden ve Taş Ocakları İşletmelerinde ve Tünel Yapımında Alınacak İşçi Sağlığı ve İş Güvenliği Önlemlerine İlişkin Tüzük”tür. Bu iki tüzük içerisinde, yeraltı kömür madenciliğine özel delme ve patlatma uygulamalarını içeren maddeler sadece “84/8428 sayılı Maden ve Taş Ocakları İşletmelerinde ve Tünel Yapımında Alınacak İşçi Sağlığı ve İş Güvenliği Önlemlerine İlişkin Tüzük”te yer almakta olup bu maddeler aşağıda sunulmaktadır;

Madde 14 - Maden ve taş ocaklarıyla tünel yapımında, ancak Bakanlığın izin verdiği türden patlayıcı maddeler kullanılabilir. Grizulu, kömür tozlu ocaklarla kükürt ocaklarında kullanılacak patlayıcı maddelerin, bu ocakların güvenliğinin gerektirdiği nitelikte olması gerekir.

Madde 26 - Patlayıcı maddenin boyu, delik derinliğinin yarısını geçemez. Artan boşluk, sıkılama maddesiyle doldurulur.

Madde 27 - Yanıcı ve parlayıcı gazlar bulunan, tozların yanması ve patlaması tehlikesi olan ocaklarda, fitille ateşleme yapılamaz.

Madde 35 - Grizulu ve kömür tozlu ocaklarda grizuya karşı güvenli elektrikli ateşleme aracı kullanılacaktır.

Madde 38 - c) Gecikmeli kapsüller, kömür ocaklarında, ancak, taş içerisinde yapılan ateşlemelerde kullanılabilir;

d) Kömür ocaklarında ani grizu çıkmasından kuşkulanıyorsa veya lağımlar kömür damarına yaklaşıyorsa, gecikmeli kapsül yerine emniyetli kapsül kullanılır.

Madde 39 - a) Kömür ocaklarında, lağımlar, yalnızca, elektrikli kapsülle ateşlenebilir.

b) Kömür ve kükürt ocaklarında, alüminyum kovanlı kapsül kullanılamaz.

Madde 40 - a) Emniyet lambası veya metan detektörleriyle yapılan ölçümlerde % 1 veya daha çok metan bulunan kısımlarda,

b) Grizu bulunması muhtemel ve grizu kontrolü yapılamayan eski ve yeni imalat boşlukları ve çatlakları olan yerlerde,

c) Tıkanmış kömür, bür ve siloların açılmasında,

d) Kapatılmış yangın barajlarının açılmasında, patlayıcı madde kullanılması yasaktır.

Yukarıda sıralanan maddeler incelendiğinde, Türkiye yeraltı kömür madenciliğinde patlayıcı madde kullanımı ile ilgili özel kuralların, oldukça sınırlı olduğu görülmektedir. Bu durum günümüzde gelişen patlayıcı madde veya delici makinelerle ilgili ihtiyaçları karşılamaktan oldukça uzaktır.

### 9.1.1 Grizu Güvenli Patlayıcı Maddeler ve Özellikleri

Yeraltı kömür madenlerinde kullanılacak güvenli patlayıcıların temel özelliği, infilak sırası ve sonrasında oluşan sıcaklık derecelerinin, diğer benzeri patlayıcılardan daha düşük olmasıdır. Bu özelliği sağlayan madde, grizu güvenli patlayıcı maddelerin içerisine katılan sodyum klorür tuzudur (NaCl). Sodyum klorür, ısı düşürücü, soğutma yapabilen ve hatta ateş kaynağı üzerinde, ince tuz taneciklerinden oluşan oksijensiz kabuk oluşturarak örtü görevi yapabilen özelliğe sahiptir. Bu yüzden grizu güvenli patlayıcılar haricinde, yangın söndürücüleri oluşturan kimyasal karışımlarda da kullanılır (Erdil 2011). Örnek olarak MKEK Barutsan ürünü patlayıcı maddelerin infilak ısı, infilak sıcaklık ve özgül enerji değerleri Çizelge 9.1’de verilmiştir.

Çizelge 9.1 MKEK dinamitleri teknik değerleri (Barutsan ürün kataloğu) (MKEK 2013).

Patlayıcı Cins	İnfilak Isısı (kJ/kg)	İnfilak Sıcaklığı (°C)	Özgül (kJ/kg)	Enerji
Jelatin Dinamit	4738	3245	1128	
GOM II A1	4860	3470	1140	
Grizutin Dinamit	2600	2290	880	

Çizelge 9.1’den de görüldüğü üzere grizu güvenli dinamitlerin infilak ısı ve sıcaklıkları, diğer normal dinamitlerden oldukça aşağıdadır. Bununla birlikte, her ne kadar sıcaklık ve ısı değerlerinde olumlu yönde düşme sağlanmasına rağmen, patlayıcıdan elde edilecek enerji de düşmektedir. Çünkü tuz, yakıt özelliği olmayan ve tepkimeye girmeyen inört madde olması nedeniyle, patlayıcının birim miktarından elde edilecek enerjiyi olumsuz yönde düşürmektedir. Bu yüzden, özellikle taşa sürülen galerilerde atım verimi, diğer patlayıcılara göre daha düşük olmaktadır.

Türkiye’de iki ayrı firma tarafından iki farklı grizu güvenli patlayıcı üretilmektedir. Bunlardan ilki ve en eskisi MKEK Barutsan tarafından üretilen nitrogliserin bazlı grizutin klorür dinamitidir. Diğer ürün ise Orica Nitro AŞ tarafından üretilen emülsiyon bazlı Super Ajax isimli kapsüle duyarlı patlayıcıdır.

TTK Üzülmez Müessesesi'nde daha önceki bölümlerde de bahsedildiği gibi patlayıcı madde olarak grizutin klorür dinamit kullanılmaktadır. Bu patlayıcı Fransız teknolojisi ve formülasyonu ile üretilmeye başlanmıştır. Bu sınıftaki patlayıcılar kömür ayaklarında, taşa veya kömürde sürülen galerilerde kullanılabilir. Ancak delik başına azami patlayıcı miktarı 2 kg'ı geçemez. Gecikmeli kapsül kullanımı durumunda ise bir aynada toplam 400 ms, delikler arası gecikme de 125 ms gecikme süresi ile sınırlandırılmıştır. Kömür tozlarından en az 15 metre uzakta patlatılması tavsiye edilir. Şekil 9.1'de grizutin klorür dinamitin toplu halde bir görünümü sunulmaktadır.



Şekil 9.1 Grizutin klorür dinamitin genel görünümü.

### 9.1.2 Grizu Güvenli Ateşleme Sistemleri

Bilindiği gibi tünel patlatmaları kapsüle duyarlı patlayıcı madde kullanılarak yapılmaktadır. Grizu güvenli ateşleme sistemleri açık alev çıkarmayan ve yapısındaki malzemeler ısıyı tutmayan veya kolay yanabilir özellikte olmamalıdır. 8 nolu tahrip kapsülü + emniyetli fitil, infilaklı fitil ve şok tüp esaslı kapsül sistemleri gibi genel ateşleme sistemleri ele alındığında, açık alev içermeleri nedeniyle yeraltı kömür madenlerinde kullanılamazlar. Bununla birlikte, elektrikli kapsül ve elektronik kapsüller ise patlatma deliğine kadar hiçbir açık alev içermedikleri için yeraltı kömür madenlerinde kullanılabilirler. Ancak bu kapsüllerin dış gövdeleri metanın ateşlenmesi için gerekli ısı kaynağı süresini asgariye düşürebilmek için hızlı ısı iletkenliğine sahip, ısıyı bünyesinde en az tutan özellikte veya yanarak ilave ısı enerjisi yaratmayan özellikte olmalıdır. Bu yüzden grizu güvenli kapsüllerin dış gövdesi hızlı ısı

iletkenlik özelliğine sahip ve yanma sırasında ilave ısı üretme özelliği düşük olan bakır metalinden olmalıdır. Örneğin 25 derece santigratta, bakırın ısı iletkenlik katsayısı (thermal conductivity) 401 W/mK'iken alüminyum ve demirin sırasıyla 250 ve 80 W/mK'dır.

TTK Üzülmez Müessesesi'nde MKEK tarafından üretilen grizu güvenli elektrikli kapsülleri kullanılmaktadır. Bu kapsülleri Şekil 9.2'de gösterildiği gibi 6.85 mm çapında 53 mm boyunda bakır tüpler şeklinde üretilmektedir. TTK Üzülmez Müessesesi'nde kullanılmakta olan bu tür kapsüllerin özellikleri Çizelge 9.2'de verilmektedir.



Şekil 9.2 Bakır kovanlı grizu güvenli elektrikli kapsüller (MKEK 2013).

Çizelge 9.2 Bakır kovalı elektrikli kapsüllerin özellikleri (MKE 2013).

<b>Gecikme Aralığı</b>	(0) numara gecikmesiz veya 1-12 arası gecikmeli (her numara 30 ms)
<b>Kablo Boyu</b>	1.5 m ve 2.5
<b>Direnç Aralığı</b>	1.8–2.0 $\Omega$ , 2.0–2.2 $\Omega$ (her direnç grubundaki aralık 0.2 $\Omega$ dur)
<b>Güvenli Ateşleme Akımı</b>	0.18 A
<b>Ateşleme Akımı</b>	0.35 A
<b>Kapsül Kovanı</b>	% 99 Bakır (Cu)
<b>Tahrip Gücü</b>	No 8
<b>Grizu Güvenlik</b>	Grizu emniyetli
<b>Patlama Hızı</b>	7.500 m/s

Elektrikli kapsülle yapılan uygulamalarda güvenli bir patlatma için ateşleme devresindeki her kapsülün, güç kaynağı olan manyetodan yeterli elektrik enerjisini alması gerekir. Bu kapsüller yer akımlarının 0.05 amper ya da daha fazla olduğu durumlarda kullanılmamalıdır. Ayrıca, statik elektrik yüklerine karşı önlemler alınmalıdır. Seri bağlı devrede bu kapsüllerin patlatılması için minimum 0.8 amper, yaklaşık 1 amperlik akıma ihtiyaç vardır. Bir seferde patlatılacak kapsüllerin ise aynı direnç grubunda olmasına çok dikkat etmek gerekir.

Gecikmeli kapsüller, deliklere aynı anda elektrik enerjisi verilmesine rağmen, deliklerin farklı zamanlarda patlatılmasını sağlayan kapsüllerdir. Gecikmeli kapsülün yapısı prensip bakımından diğer kapsüllerle aynıdır. Ancak, gecikmeli kapsüllerde, gecikmesiz kapsülden farklı olarak rezistans teli ile cıva fulminat arasında, kızgın tel köprünün sıcaklığının cıva fulminata ulaşmasını geciktiren piroteknik adlı bir geciktirme maddesi bulunmaktadır.

## **9.2 TTK ÜZÜLMEZ MÜESSESİ'NDEKİ MEVCUT UYGULAMA GÖZLEM SONUÇLARININ DEĞERLENDİRİLMESİ**

Bu bölümde arazi çalışmalarının yapıldığı TTK Üzülmöz Müessesesi'ndeki mevcut uygulamaların gözlenmesi sonucu elde edilen değerlendirme sonuçları verilmektedir.

### **9.2.1 Delik Delme Makinalarının Performansı**

Zonguldak Taşkömürü Havzası'nda galeri ve lağım ilerlemesi çalışmalarında, genelde Şekil 9.3'de gösterilmekte olan TTK Merkez Atölyesi Zonguldak (MAZ) tipi, darbeli delik delen martoperforatörler kullanılmaktadır. Kullanılan bu martoperforatörler sulu delik delen pnömatik makinalar olup Çizelge 9.3'de MAZ tipi martoperforatörün teknik özellikleri verilmiştir.



Şekil 9.3 TTK MAZ tipi martoperforatör.

Çizelge 9.3 MAZ tipi martoperforatörlerin bazı teknik özellikleri (TTK Ürün Kataloğu 2013).

<b>Ağırlık</b>	25 kg
<b>Uzunluk</b>	600 mm
<b>İşletme Basıncı</b>	4.5–6.0 atü
<b>Hava Sarfiyatı</b>	186 m <sup>3</sup> /saat
<b>Darbe Sayısı</b>	3200 darbe/dakika

Bu makinalar, bir silindir içinde serbest hareket eden bir pistonun, matkabın manşon kısmına basınçlı hava sayesinde vurması ile çalışırlar. Pistonun geri hareketinde ise matkabın dönüş hareketi sağlanmaktadır. Bu durumda martoperforatör çalışırken matkap devamlı olarak dönmektedir. Fakat bu hareket delme işlemine yardımcı olmamaktadır.

MAZ tipi martoperforatörler 25 kg'lık matkapsız ağırlığıyla “ağır delici makina” sınıfına girmektedir. Martoperforatör matkaplı şekilde doğal olarak daha da ağırlaşmakta ve bir işçinin bu delici makinayı arına itmesi çok zahmetli bir iş olmaktadır. Bu durum, aşağıdan yukarıya delinen deliklerde daha da zor bir hal almaktadır. Bu sorunun çözümü için basınçlı hava ile çalışan sehpalarda geliştirilmiştir.

Sehpalar iç içe geçmiş silindirlerden oluşmaktadırlar. MAZ tipi sehpalar, elle kumanda edilen, döner hava mandalı ile verilen basınçlı havanın pistonu itmesi sonucu çalışırlar. Ağlıkları 10–13 kg, boyu 1350 mm, uzaman miktarı ise 1000 mm'dir. Şekil 9.4'de TTK Üzölmez Müessesesi'nde patlatma çalışmaları için galeri arınında deliklerin delinmesinde kullanılan sehpalı delici donanım ve deliklerin delinmesi sırasında ocaktaki vardiya işçileri gösterilmektedir.



Şekil 9.4 Deliklerin delinmesinde kullanılan sehpalı delici makine (üste) ve deliklerin sehpalı delici ile delinmesi sırasında ocaktaki vardiya işçileri (altta).

Kullanılan matkaplar ise vurarak delik delmeye uygun tek ağızlı keski şeklindedir. Tek ağızlı keski şeklindeki uç tipinde, ağız tamamen düz olmayıp, dış bükey yönde bombelidir. Bu suretle delik açmaya başlarken kayaç yüzeyinde bulunabilecek eğrilikler, matkabın fazla yüklenip kırılmasına engel olabileceği gibi, delik dibinde matkabın sıkışması da önlenir.

Delik delme işlerinde kullanılan matkaplar, genellikle tek parça (mono blok) bir gövdenin ucuna yerleştirilmiş tungsten karbitten mamul bir uçtan oluşmaktadır. Bu matkaplar aşındıkça taşlanarak keskinleştirilmektedir. Ancak, peş peşe taşlanma işlemleri sonunda tungsten karbit ucun bitmesi ile matkap gövdesinin hurdaya çıkarılması gerekmektedir. Bu aşamada hurdaya çıkmış gövde, aşınmış olan ucun hemen altından kesilmekte ve atölyelerde kesilen bu kısma, jakbit takılmasına uygun konik bir şekil verilmektedir. Böylece hurdaya çıkmış matkap gövdeleri de yeniden kazanılmış olmaktadır.

İncelemeler sırasında tutulan kronometre sonucu bulunan delme hızları yaklaşık 4-5 dk/m civarındadır. İşletmede 1.6 m'lik delikler 6-8 dakikada, 2.4 m'lik burgu kullanılarak açılan delikler ise 9-12 dakikada delinebilmektedir. Buna göre örneğin, boyu 2.4 m olan burgularla 50 delikten oluşan bir patlatma düzenini bir sehpalı martoperforatörle delme süresi yaklaşık 8 saat olmaktadır. Bu süre fiili vardiya çalışma süresinden fazla olup, böyle bir patlatma şablonunun tek bir seferde uygulanmasını zorlaştırmaktadır. Aynı anda iki martoperforatörle deliklerin delinmesi çözüm olarak kullanılabilir ancak bu durumda da işletmenin mevcut altyapısı yetersiz kalmakta ve gerekli hava ve su basıncı iki martoperforatöre birden ulaşmamaktadır. Bununla birlikte aynı koşullar için, boyu 1.6 m olan burgularla deliklerin delinme süresi yaklaşık 5 saat civarındadır. Bu süre bile mevcut donanım ve çalışma düzeniyle tam bir galeri atımının tek bir vardiyada yapılmasının çok zor olduğunu göstermektedir. Bu nedenlerden dolayı, işletmede halen yapılmakta olan patlatma uygulamalarında delikler 1.6 m'lik burgularla delinmekte ve arının orta ve çevre kısımları kademeli olarak iki aşamada patlatılmaktadır.

Gözlemlenen delik delme sürelerini kısaltmak için jumbolar gibi ileri düzey gelişmiş delik delme makinalarının kullanımı çözüm olarak getirilebilir. Ancak 25-30 m gibi kısa uzunluktaki geçiş galerilerinde ileri düzey makinalar ekonomik ve pratik değildir. Bu tür makinaların kullanılacak galeri arınında kurulmaları ve sökülmeleri zaman alıcı ve zahmetli olmaktadır. Uygulaması biten bir galeriden başka bir galeriye taşınmaları da pratik olmamakta ve makine ömürlerinin azalmasına yol açmaktadır. Ayrıca B10 gibi dar kesitlerde ve eğimli galerilerde işletmedeki mevcut delici makinalar kullanıma uygun değildir.

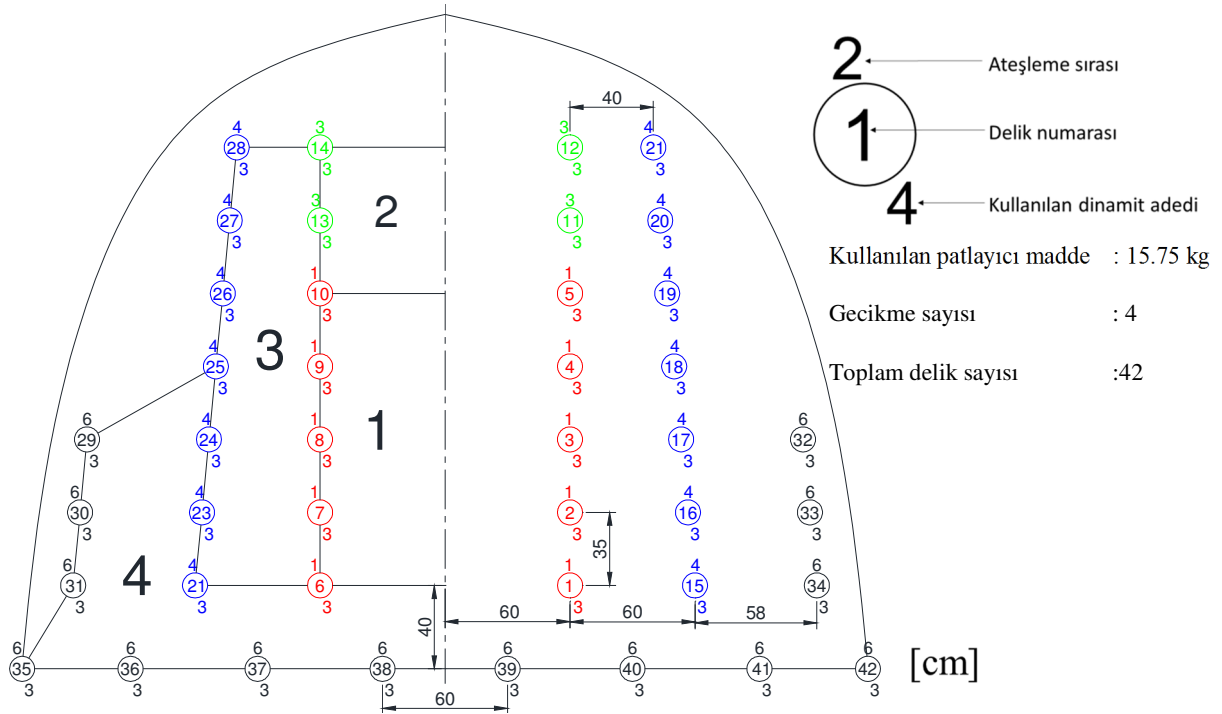
Deliklerin delinmesi işleminin uzun zaman alması nedeniyle, bu süreyi kısaltacak çözümler getirilmeden işletmede tam cephe veya uzun ilerlemeler kaydedilmesi mümkün görünmemektedir. Bu çalışma kapsamında gerçekleştirilen özel atımlarda delici ekibi vardiyaya kalarak delik delme işlerini ancak yetiştirebilmiştir.

### 9.2.2 İşletmede Mevcut Delik Düzenleri

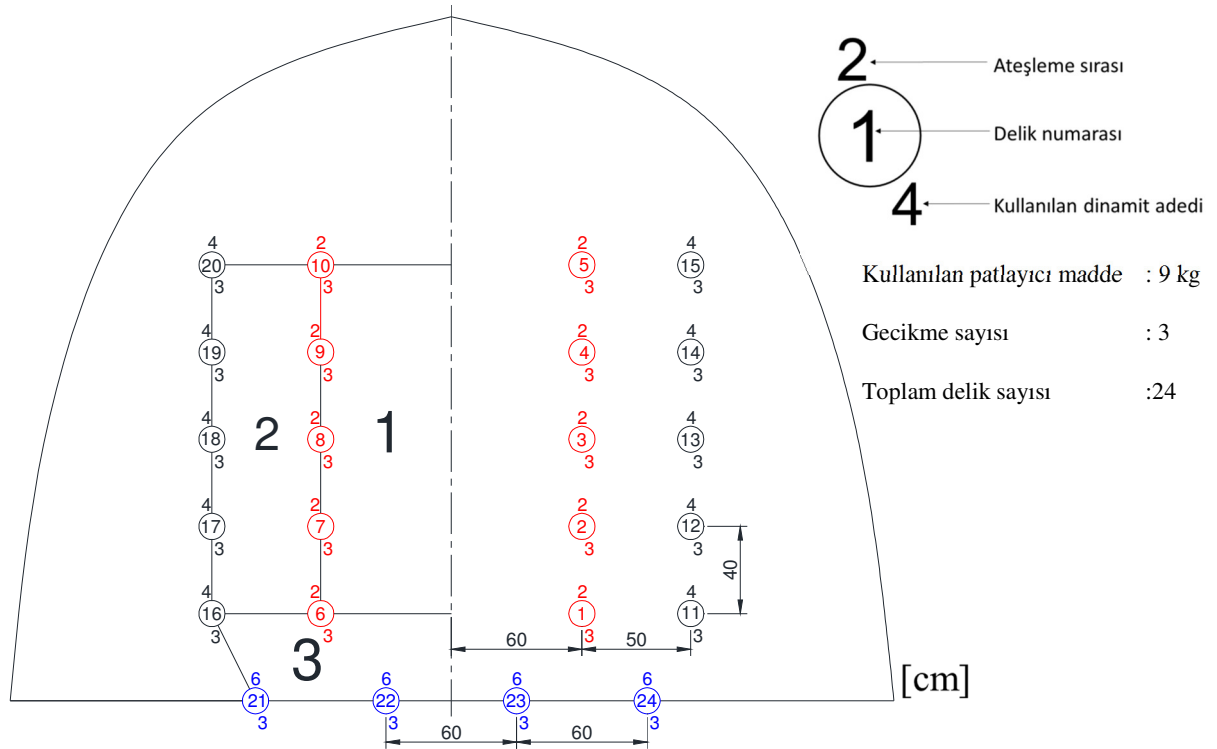
TTK Üzülmaz Müessesesi'ndeki galeri patlatma işlemleri, önce V düzeninde orta çekip, arının geri kalanının da birkaç aşamada taranarak tam kesite ulaştırılması şeklinde yapılmaktadır. Yapılan gözlemlere göre, işletmede standart, yerleşik ve belirli bir delik delme düzeni olmayıp, galeri atımı (lağım) ustalara göre değişmektedir. Birkaç aşamada gerçekleştirilen patlatma işlemlerinde delici usta arına gelip bir önceki vardiyada yapılan işe göre kendi kararını verip, delikleri konumlandırmaktadır. Böylelikle açılacak olan arın, önce orta kısmı (orta çekme ve tarama delikleri) daha sonra ise işletmede bağ tarama olarak adlandırılan çevre kısmı (çevre delikleri) iki kademeli olarak patlatılmaktadır.

Delik düzenlerinin ustadan ustaya değişmesine bir örnek orta çekme uygulamalarından verilebilir. Aynı lağımında ve aynı cins kayaçta iki ayrı ustanın yaptığı orta çekme delikleri arasından bırakılan uzaklıklar birbirinden farklı olmaktadır. Bu durum toplam delik sayısı ve patlayıcı madde tüketiminin sürekli değişmesine yol açmaktadır. Delik aralıkları genellikle 40-60 cm arasında olup bu değer tamamen göz kararı olarak arının o anki şekli ve kaya yapısına bağlı bir şekilde belirlenip gerçekleştirilmektedir.

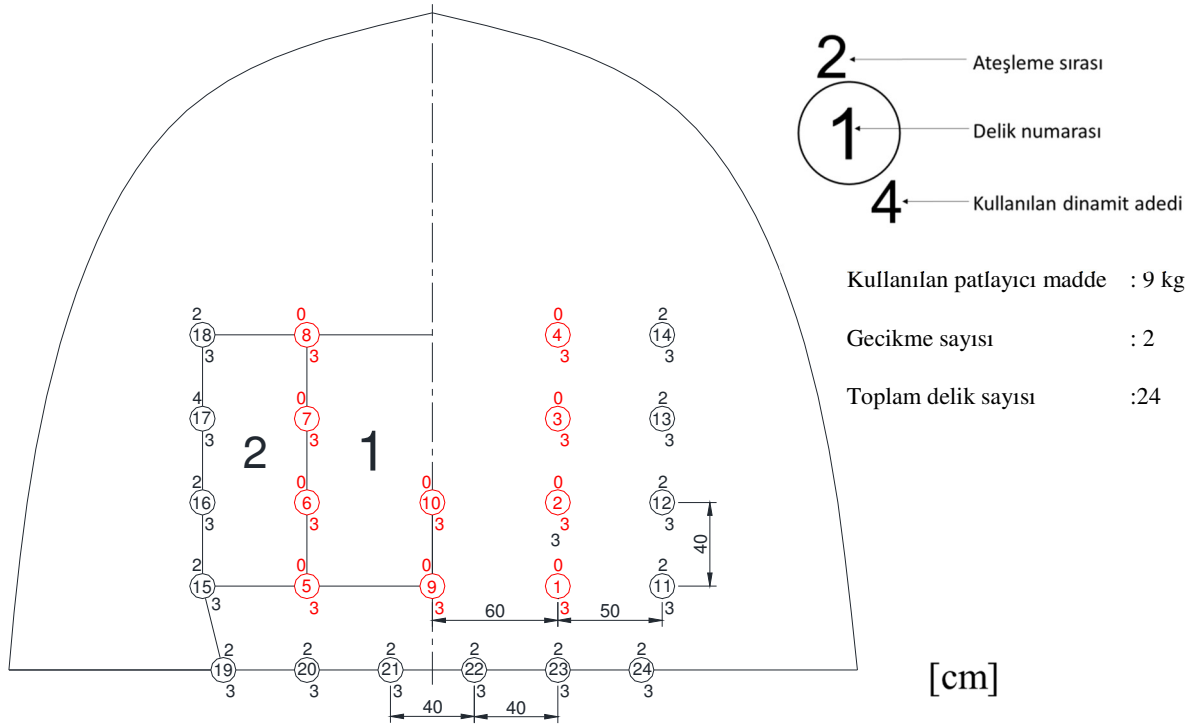
Delik düzenlerine ilişkin bir diğer gözlem ise orta çekme bölgesi boyutu ile ilgilidir. Bilindiği gibi orta çekmenin başarıyla ve gereğince yapılması arının kalan bölümünün en uygun sayıda delik ve patlayıcı madde ile patlatılabilmesi için ön koşuldur. Mevcut uygulamalarda orta çekme bölümünün alanı neredeyse her patlatmada bir birinden farklı ve yaklaşık olarak 1 ila 1.5 m<sup>2</sup> arasındadır. Bu durum serbest yüzey azlığı ve ortanın sıkışık bir konumda çekilmesi anlamını taşımakta olup, ya delik veriminin düşmesine, ya da olması gerekenden fazla patlayıcı madde tüketilmesine neden olmaktadır. Şekil 9.5-9.7'da orta çekme bölümü alanları farklı olan değişik tarihlerde kaydedilmiş patlatma şablonları sunulmaktadır.



Şekil 9.5 Orta çekme bölgesi alanının 1.68 m<sup>2</sup> olduğu bir delik şablonu (13 Mart 2013 atımı).



Şekil 9.6 Orta çekme bölgesi alanının 1.92 m<sup>2</sup> olduğu bir delik şablonu (21 Mart 2013 atımı).



Şekil 9.7 Orta çekme bölgesi alanının 1.44 m<sup>2</sup> olduğu bir delik şablonu (25 Nisan 2013 atımı).

Şekil 9.6 ve 9.7 incelendiğinde her ikisinde de eşit miktarda delik delindiği ve patlayıcı madde tüketildiği göze çarpmaktadır. Ancak Şekil 9.7’de verilen 25 Nisan atımında, delikler tabanda gereksizce artırılmış ve ilaveten orta çekme bölgesine yardımcı delikler delinmiş olup, yetersiz gecikme kullanılmıştır. Sonuç olarak deliklerin efektif kullanımıyla, aynı miktarda patlayıcı maddeyle Şekil 9.6’da verilen 21 Mart atımında çok daha geniş bir bölgenin patlatıldığı görülmektedir. Yapılan gözlemler sonucunda, patlatma sonrası galeri arını incelendiğinde, 21 Mart atımının daha etkin bir şekilde orta bölgeyi aldığı görülmüştür.

Orta çekmeye ilişkin olarak gözlenen bir diğer husus orta çekme bölgesinin yeridir. Halen orta çekme tabandan itibaren başlamakta olup, bu nedenle orta çekme deliklerinden alttakiler aşağıya doğru meyilli olarak delinmektedir. Oysaki orta çekmenin adından da anlaşılacağı gibi arının ortasına yakın olması gerekmektedir. Bu yanlış uygulamanın başlıca sakıncalarından birisi alt taraftaki aşağı meyilli deliklerden yukarı doğru fırlayan taşların bağları bozabilme olasılığıdır. Bir diğeri alttaki orta çekme delikleri sıkışık konumda olduklarından bunlara konulacak patlayıcı madde miktarını artırılması gerekir. Bu yapılmadığı takdirde beklenen ilerleme sağlanamaz. Şekil 9.8 ve 9.9’da orta çekme bölgesi tabandan itibaren başlayan farklı tarihlerde kaydedilmiş patlatma şablonları verilmektedir.



anında, özellikle ilk sırada patlatılan taban deliklerinden fırlayan taşlar bağ tavanına oldukça hasar vermiştir.



Şekil 9.10 Delik şablonu verilmiş olan 5 Nisan 2013 atımı sonrası galeri arınının görünümü.

#### 9.2.4 Delik Boyları ve Açıları

İşletmede yapılan delme işlemlerinde genellikle delik boylarına yeterli özen gösterilmediği görülmektedir. Oysaki delik dipleri daima aynı düşey düzlem üzerinde bulunmalıdır. Bu nedenle, ilerlemeler beklenenin altında olabildiği gibi, diğerlerine göre boyu uzun olan deliklerde, patlayıcı madde ve infilak dipte olduğundan kayanın örselenmesine yol açmakta ve bir sonraki atım için düzgün olmayan bir arın oluşmasına neden olabilmektedir.

Delik boylarının kısalığı ve açılarının gereğinden çok fazla olması özellikle tavan tarama deliklerinde görülmektedir. Buna tabanca sehpasından başka bir platform veya sehpa kullanılmaması yol açmaktadır. Tabanca sehpasının tek başına yeterli olmaması nedeniyle meydana gelen bu soruna, işletmedeki lağım ustaları ya bir önceki vardiyada orta çekme patlatmasından çıkan posta henüz alınmadan bunun üzerine çıkıp delik delerek ya da posta makinasının üzerine kamalar yerleştirilerek yapılan platform üzerine çıkararak, pratik çözümler getirmeye çalışmaktadırlar. Ancak her atımda bunları yapmak mümkün olmadığından tavan ve

tavana yakın delikler gereğinden fazla yukarı meyilde ve diğer deliklere göre daha kısa uzunlukta delinmektedirler. Bu durum tavanda kesitten fazla açılmalara ve ulaşılabileceğinden daha az ilerlemelere yol açmaktadır.

Delik açıları ise tamamen tecrübeye dayalı olarak, delikleri delen ustadan ustaya bağlı olarak değişmektedir. Orta çekme delikleri genel olarak içe doğru 15-20 derece eğimli olarak delinmeye çalışılmaktadır. Orta çekmeyi takip eden orta çekme genişletme deliklerinde ise bu açı 10-15 dereceye kadar düşmektedir. Bu rasgele verilen açılar deliklerdeki yük mesafelerinin sabit olmayıp sürekli değişmesine bu durum da patlatma etkinliğinin düşmesine neden olmaktadır. Örneğin arının bir tarafındaki kayaç iyi bir şekilde parçalanırken, arının diğer tarafında yük mesafesinin artmasında dolayı iri kaya parçaları çıkmaktadır. Bu durumla sık sık karşılaşmakta olup genellikle lağım vardiyası sırasında daha önceki atımda çıkan iri kaya parçaları yarım veya 1 adet dinamit kullanılarak patlatılmaktadır. Şekil 9.11’de patar atımı olarak adlandırılan bu işlemin bir örneği verilmiştir.



Şekil 9.11 Patlatma sonrası oluşan büyük kaya parçalarının patlatılması (patar atımı).

### 9.2.5 Kullanılan Sıkılama Malzemesi

Etkin bir patlatma işleminde göz önüne alınması gereken deştiirgelerden birisi de sıkılamadır. Sıkılama malzemesinin kullanımındaki temel amaç, delik içerisinde infilak eden patlayıcı maddenin açığa çıkardığı gaz ürünleri tutmaktır (Jimeno et al. 1995). Patlatma tekniğı açısından, patlayıcı maddenin, sadece amaçlanan kütleyle etki etmesi ve enerjisini en yüksek oranda kayaca aktarması istenir. Enerjinin yüksek oranlarda kayaca aktarılamadığı durumlarda kayaç yapısı patlatmayla örselenmekte; parçalanmanın olmamasına rağmen mevcut çatlaklar

genişleyerek daha da aktif duruma gelmektedir. Sonuçta bu tür ortamlarda hem bir sonraki patlatma serisi için delik delinmesi sırasında sorunlarla karşılaşmakta, hem de çok çatlaklı yapı içerisinde patlatma anında gaz kaçaqları olmakta ve şok dalgası yayılımının bozulmasıyla sonraki atımların verimi düşmektedir. Sıkılamanın yeraltı patlatmalarında kullanım amaçları aşağıda belirtildiği gibi özetlenebilir;

- Patlayıcının delik içerisinde korunması ile şok dalgalarının iletilmesini ve patlatma sonucu oluşan patlatma gazını hapsederek kayacın kırılmasını sağlamak,
- Toplam ve solunabilir toz oranlarını düşürmek,
- Atımdan sonra ortama girme süresini kısaltmak,
- Atım sonrası oluşan zararlı ve zehirli gazları bastırmak,
- Grizunun ateş alma şansını en aza indirmek,
- Kömür tozunun patlatma esnasında ateş alıp patlamasını önlemek

TTK Üzülmaz Müessesesi'nde sıkılama malzemesi olarak hem plastik sulu sıkılama kartuşları (PSSK) hem de sıkılama çamuru birlikte kullanılmaktadır.

Su sıkıştırılmaz bir malzeme olduğundan patlatmayla oluşan basınç su tarafından her yönde eşit olarak dağıtılmaktadır. Ayrıca statik su hızlı bir şekilde hareket ettirilemez olduğundan patlayıcının infilakıyla suyun üzerine hızlı ve ani bir etki yapıldığında (impact loading) delikten çıkma, fırlama ihtimali oldukça zayıf olmaktadır. Bu nedenlerden dolayı plastik sulu sıkılama kartuşlarında kullanılan su oldukça iyi bir sıkılama malzemesi olarak kabul edilir. Ayrıca, kullanılan su atım sonucu açığa çıkan tozun büyük bir kısmı bastırılmaktadır. Ateşlemelerden sonraki solunabilir ve toplam toz konsantrasyonları %50-70 arasında azalmaktadır. İyi bir sulu sıkılama ile fiskete düzeneğine gerek kalmadan olumsuz ortam şartları elimine edilebilmekte ve ortama girme süresi büyük oranda kısalmaktadır. Genel olarak atımdan sonra ortama girme süresi 30-35 dakikadan 10-15 dakikaya düşmektedir. Patlatma performansı açısından sulu sıkılama kartuşlarının daha etkili olduğu kesindir (Özözen ve Ünver 1998). Şekil 9.12'de patlatmadan yaklaşık 5 dakika sonra galeri arınının durumu gösterilmektedir. Normal çamurla yapılan sıkılamalarda bu süre içerisinde arına girmek mümkün olmamaktadır.



Şekil 9.12 Atımdan yaklaşık 5 dk sonra galeri arınında gözlenen gaz ve toz bulutu (21 Mart 2013 atımı).

Çamur sıkılamaları her atım evresi öncesinde bir işçi tarafından elle yoğrulmuş hazırlanmaktadır. Bir miktar suyla nemlendirilerek macun formuna getirilen çamur, elle yoğrulmuş delik çapına uygun çapta ve ortalama 10-12 cm uzunluğunda olmak üzere atımdan önce hazırlanmaktadır. Delik başına kullanılan çamur sıkılaması ise delik boyuna göre 3-4 adet arasında değişmektedir. Çamur sıkılamasının hazırlanması için patlatma ekibinden en az bir işçi bu iş için ayrılmaktadır. Çamur kullanılarak yapılan sıkılama uygulaması klasik düzende (aşamalı veya tam kesit) gerçekleştirilen patlatmalar için yeterli olmaktadır. Bunun nedeni gerekli patlayıcı madde miktarının deliğin ancak yarısını işgal etmesi ve kalan yarısının sıkılama için yeterli olmasıdır.

Plastik sulu sıkılama kartuş malzemeleri alev geciktirici ve anti-statik özelliğe sahiptir. Özellikle grizulu ortamlarda yapılan patlatmalarda kullanılan malzemelerin elektro statik özyapıları güvenlik açısından son derece önemli olmaktadır. TTK Üzülmüş Müessesesi'nde 32 mm'lik patlatma deliklerinde 26x400 mm ebatlarında ve 300 cm<sup>3</sup> hacminde bir ucu eğri tipte plastik sulu sıkılama kartuşları kullanılmaktadır (Şekil 9.13). Kartuşlar, delik dışında, çalışma alanında su ile doldurulduktan sonra şarjın arkasından deliğe yerleştirilerek sıkılama yapılmaktadır. Kartuşlar su ile doldurulduktan sonra, ağızlarının tıkanması ise tırnaklı tapalarla kolayca yapılabilir. Doldurulduktan sonra, her deliğe bir adet kartuş, sivri ucu dinamit lokumunun üzerine gelecek şekilde deliğe itilip sıkılır. Daha sonra patlatma deliğinde geri

kalan boşluk çamur sıkılama malzemesi ile doldurularak delikler ateşlenmeye hazır hale getirilir. Bu işlem için çoğu zaman 2 veya 3 adet çamur sıkılama yeterli olmaktadır.



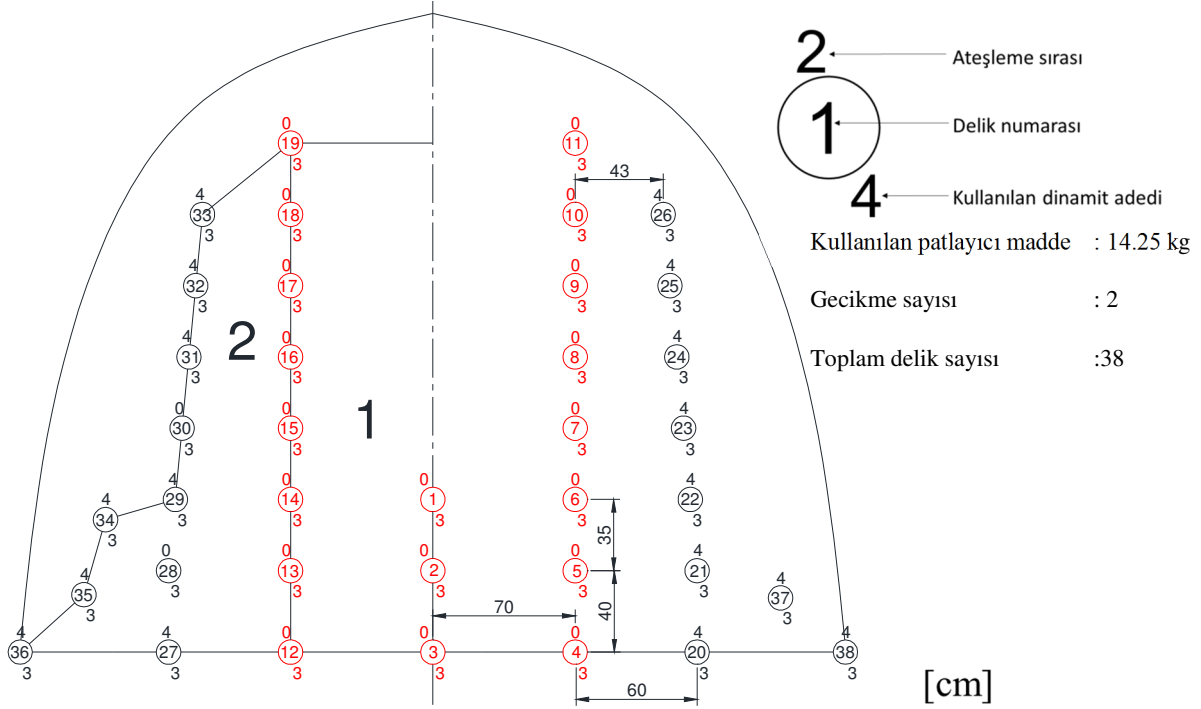
Şekil 9.13 Plastik sulu sıkılama kartuşları.

### 9.2.6 Patlatma Şekli ve Sırası

İşletmede patlatmalar gecikmeli kapsüller kullanılarak yapılmaktadır. Diğer bütün patlatma değiştirgeleri gibi bu işlemde de belirgin düzen mevcut değildir. Kullanılacak gecikme sayısı patlatmayı yapacak ateşleyiciden ateşleyiciye göre farklılık göstermektedir. Bu farklılıkların bir diğer nedeni de işletmede o anki mevcut gecikmeli kapsül stoklarının sürekli değişmesidir. Bu durumda ateşleyici usta stoklardan var olan gecikmeli kapsüllerden ocağa indirmektedir. Ayrıca, ateşleyici usta patlatma yapacağı galeri arınına gelmeden önce, o günkü iş tertibi gereğince başka yerlere uğrayarak patar atma veya genişletme çalışmaları gibi ufak patlatma işlemlerinde elindeki kapsüllerden bazısını kullanmaktadır. Büyük bu nedenlerden dolayı, galeri arınına gelen gecikmesi kapsül çeşidi ve sayısı her atımda farklılık göstermektedir.

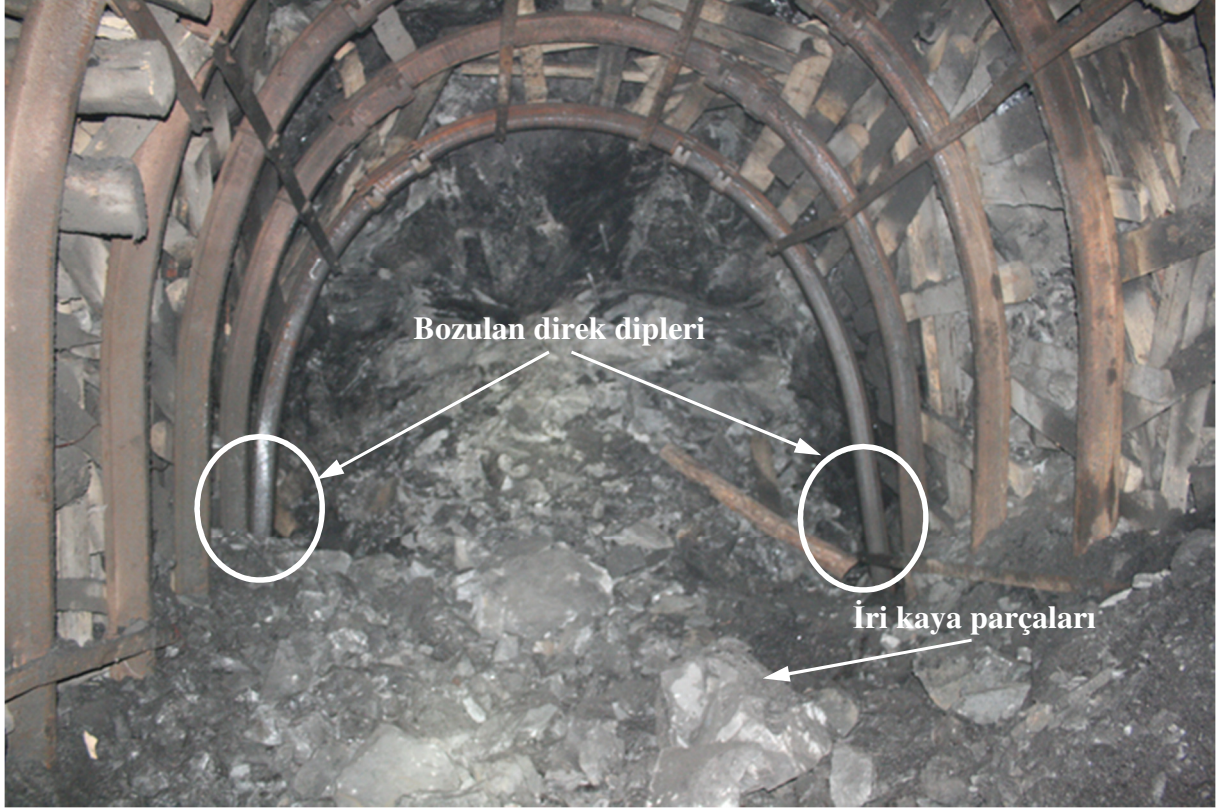
Delikleri delen ekiple ateşleme yapan ekip arasında koordinasyon eksikliği olmasında dolayı, ateşleyici ekip deliklerin delinmesi esnasında veya delikler delindikten sonra arına gelerek elindeki kapsül çeşidi ve sasisına göre kendi kararını verip, delikleri doldurmaktadır. Bu durum bazen ideal olmayan ateşleme düzenlerinin oluşmasına sebebiyet vermektedir. Örneğin; sadece orta çekme delikleri en küçük numaralı kapsül ile patlatılması gerekirken bazı durumlarda orta

çekmenin üzerindeki ve altındaki deliklerde orta çekme delikleriyle aynı anda patlatılmaktadır. Bazı durumlarda ise gecikme çeşidi (numarası) sayısı delinen delik sayısına göre yetersiz kalmakta, bu durumda ise peş peşe patlatılması gereken delik sıraları aynı anda patlatılmaktadır. Şekil 9.14’de gecikme kapsüllerindeki yetersizlik nedeniyle orta çekme ve diğer yardımcı delikleri birlikte patlatıldığı bir delik şablonu sunulmaktadır.



Şekil 9.14 Gecikme kapsüllerindeki yetersizlik nedeniyle orta çekme ve diğer yardımcı delikleri birlikte patlatıldığı bir delik şablonu (15 Mart 2013 atımı).

Şekil 9.14’de verilen patlatma şablonunda, 7-10 ve 15-18 numaralı delikler asıl V tipi orta çekme deliklerini oluşturmaktadır. Orta alanda bulunan diğer delikler ise aslında orta çekme genişletme delikleri olup aslında bu deliklerin belirli bir sıraya göre patlatılması gerekmektedir. Şekil 9.15’de ise delik düzeni Şekil 9.14’de verilen, 15 Mart’da yapılan patlatma sonrası galeri arınından bir görünüm sunulmaktadır. Şekil 9.15’den de görülebileceği üzere, tabandan itibaren başlayan orta çekme delikleri, yetersiz gecikme kullanımı ve birçok delik gurubunu birlikte patlatılmasında kaynaklanan olumsuzluklardan dolayı galeri arınına en yakın bağ bir hayli zarar görmüştür. Ayrıca, patlatılan kaya parçalarının sistemli bir patlatma sırasıyla birbirine çarptırılarak parçalanmadığı bu durumda, Şekil 9.15’de de görüldüğü gibi, patlatma sonrası birçok iri kaya parçası çıkmıştır. Bu iri kaya parçaları çıkan postanın nakliyesini zorlaştırmakta ve galeride yapılması gereken diğer çalışmaları yavaşlatmaktadır.



Şekil 9.15 Delik düzeni verilmiş olan 15 Mart 2013 atımı sonrası galeri arını görünümü.

Kapsül ve patlayıcı madde miktarında yaşanan bu olumsuzluklardan dolayı, ateşleyici usta elindeki patlayıcı madde (dinamit) ve kapsül miktarına göre delikleri mümkün olduğunca doldurmakta, nadiren de olsa delinen bir veya birkaç deliği doldurmadan bırakma zorunda kalmaktadır. Bununla birlikte bazı durumlarda, kapsül ve dinamit sayılarının delinen delik sayılarına göre fazla geldiğini de söylemek gerekmektedir. Bu durum ateşleyici elinde kalan dinamit ve kapsülleri sayarak ocak çıkışında gerekli birime teslim etmektedir.

Doldurulan delikler ateşleyici usta tarafında birbirine seri olarak bağlanarak kontrolü yapılmakta ve arını en son ateşleyici terk etmektedir. Şekil 9.16'da ateşleyici tarafında kapsül tellerinin bağlanması gösterilmektedir.

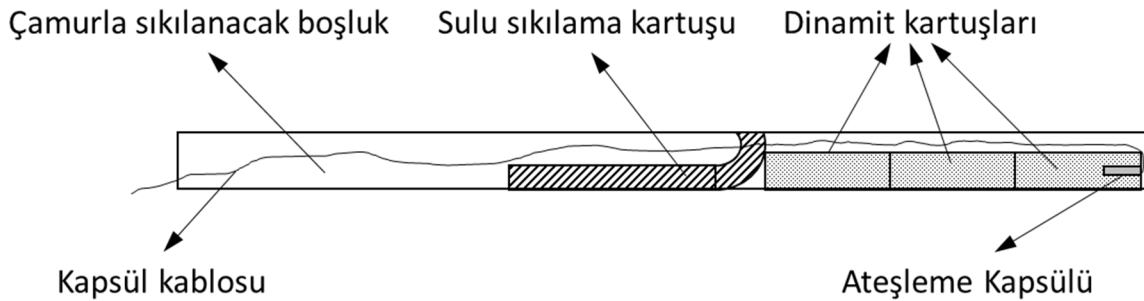


Şekil 9.16 Patlayıcı maddeyle doldurulan deliklerin ateşleyici tarafında seri olarak bağlanması.

Amerika Birleşik Devletleri, madencilik iş güvenliği MSHA (Mine Safety & Health Administration) mevzuatına göre “gecikmesiz ve gecikmeli elektrikli kapsüller aynı devrede birlikte kullanılmaz” şeklinde bir madde bulunmaktadır (Erdil 2011). Etütler sırasında gözlemlenen bir diğer olumsuz durum ise gecikmesiz adi kapsülle (0 numaralı) gecikmeli kapsüllerin bir arada kullanılıyor olmasıdır.

### 9.2.7 Kullanılan Patlayıcı Madde Cinsi ve Miktarı

Daha önce birçok kez bahsedildiği gibi TTK Üzülmez Müessesesi'nde galeri patlatmaları, klasik V tipi patlatma düzeninde ve patlayıcı madde olarak grizutin klorür dinamit kullanılarak yapılmaktadır. İşletmenin grizu içeren bir yeraltı işletmesi olması nedeniyle bu durum teknik ve yasal bir zorunluluktur. İşletmede patlatma delikleri 1.6 m'lik burgularla delinmekte olup genel bir uygulama olarak bu delikler 3 adet dinamit kartuşu ile doldurulmaktadır (3x200 mm). Dinamit kartuşlarının peşine sulu sıkılama kartuşu deliğe yerleştirilmektedir (400 mm). Geri kalan boşluk ise sıkılama çamuru ile doldurulup delikler ateşlenmeye hazır hale gelmektedir. Şekil 9.17'de bir patlatma deliğinin şematik gösterimi sunulmaktadır.



Şekil 9.17 Bir patlatma deliğinin şematik gösterimi (delik uzunluğu 1.6 m).

### 9.2.8 Genel Değerlendirme

İşletmede, patlatma deliklerini delen delici usta ve deliklerin doldurulup ateşlenmesinden sorumlu ateşleyici ustanın yaptıkları çalışmalar gözlenmiş ve bu patlatmalara ait ayrıntılı kayıtlar tutulmuştur. Tutulan bu bilgiler ışığında, patlatma sonrası net ilerleme/delinen delik boyu oranı olan delik verimi ve galeri kesiti ve cidarının durumu gibi etmenler incelenmeye çalışılmıştır. Bu gibi değerlendirmeler yapılırken ayrıca tez çalışmasının farklı bölümlerini oluşturan yer sarsıntısı ölçümleri de gerçekleştirilmiştir.

İnceleme çalışmalarında yapılan gözlemlerde delik veriminin % 70 ile % 80 arasında değiştiği, genellikle de %75 civarında olduğu gözlemlenmiştir. Literatüre bakıldığında delik veriminin başarılı bir patlatma için % 95 olması gerektiği ve bu değer % 90'dan az olmaması gerektiği vurgulanmaktadır.

Yapılan gözlemlerde genellikle tavan tarama deliklerinin gerektiğın daha fazla yukarı meyilde delindikleri görölmüştür. Bu nedenle istenilen kesitten büyük açılmalar tavanda sıkça görölmektedir. Bununla birlikte, uygulama yapılan kaya birimi sağlam kumtaşı olduğundan gerek yan duvarda gerekse tavanda büyük boşluklar seyrek bir şekilde oluşmaktadır.

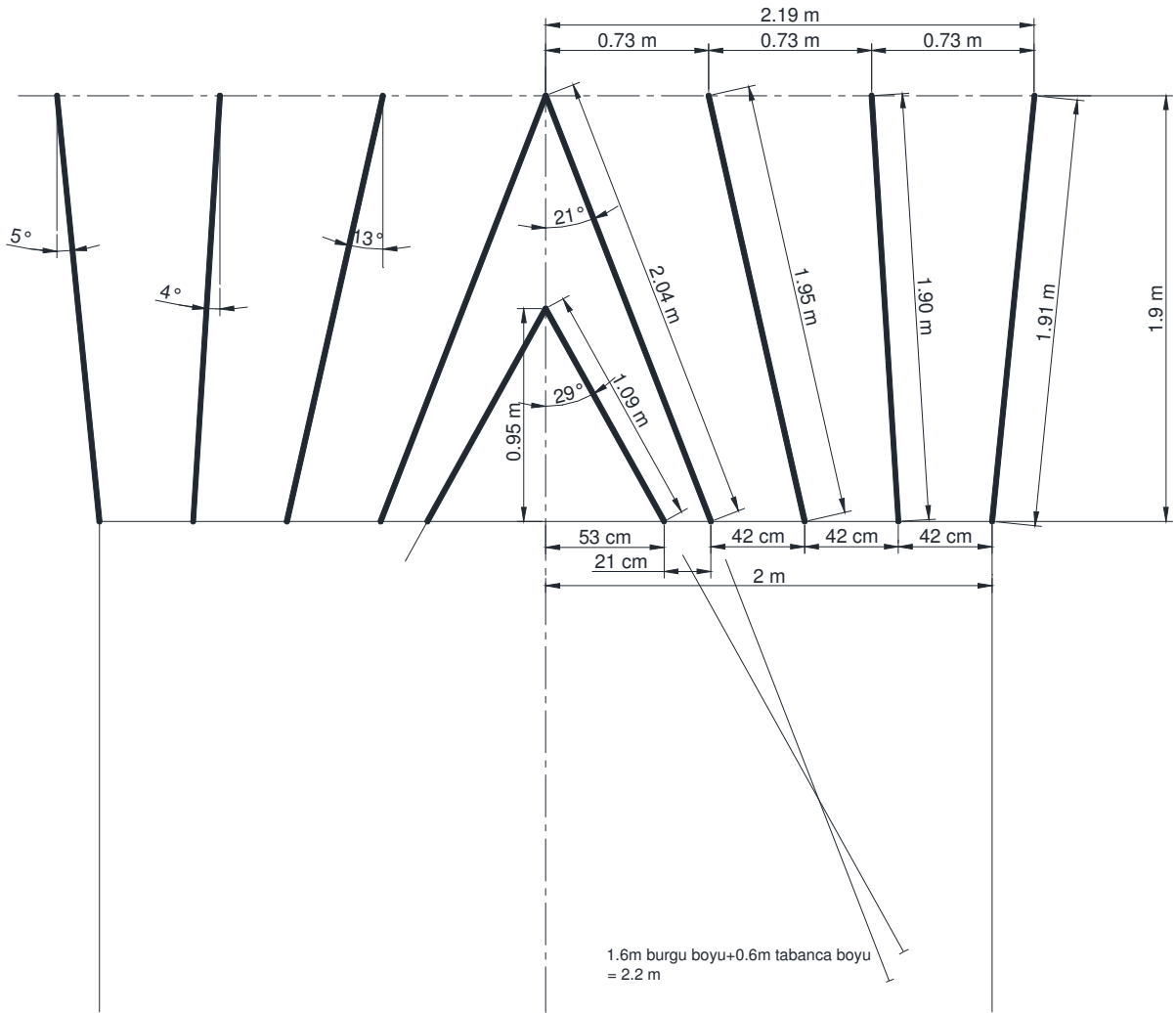
Genellikle yapılan patlatmalardan yaklaşık 5-10 dk sonra galeri arınına girmek mümkün olmaktadır. Ancak, açılan galeri uzunluğu arttıkça, üfleyici havalandırma (vantüp) galeri arınına yakın bölgede olduğundan, galeri arınına ulaşmak için patlatma sonrası açığa çıkan insan sağlığı için zararlı zehirli gazların içinden geçmek durumunda kalınmıştır. Bu durumda en az yarım saat kadar beklemek gerekmektedir. Ancak, işletmede çalışan işçilerin ve galeride gerçekleştirilen çalışmalara yardımcı olan teknik ekibin ocaktan çıkmak için belirli bir saatte kuyu dibinde olmaları gerektiğinden havalandırma için gereken bu süre beklenememiştir. Bu koşullar altında galeri arınına ulaşıldığında hafif bir toz bulutu altında gözlemler yapmak mümkün olmasına karşın patlatma sonrası galeri arınına fotoğrafını çekmek her zaman mümkün olmamıştır. Bu duruma ortamın karanlık olması ve dolayısıyla gerekli olan ışığın azlığı ve flaş kullanılması halinde ise açığa çıkan yüksek ışığın toz bulutunu üzerinde patlaması gibi teknik nedenler gösterilebilir.

### **9.3 V ORTA ÇEKME PATLATMA TASARIMI DENEMELERİ**

Bu tez çalışması kapsamında öncelikle işletmede uygulanan mevcut delme ve patlatma çalışmaları incelenmiş ve uygulamaların eksik ve/veya hatalı yanları ortaya koyulmaya çalışılmıştır. Daha sonra, bu işletmede Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından TTK Asma İşletmesi için yapılan bir proje çalışması kapsamında önerilmiş olan delik düzenleri uygulanmaya çalışılmıştır. Son olarak bu uygulamalardan yararlanarak patlatma verimliliğini arttırmak amacıyla işletmede uygulanabilecek pratik çözümler irdelenmiştir.

Orta çekme bölgesi boyunun belirlenmesinde en önemli değıştirge bilindiğı gibi kullanılan patlayıcı madde (kuvveti ve delik doldurma yoğunluğu) cinsidir. Gustafsson (1973), işletmede halen kullanılmakta olan grizutin klorür tipte patlayıcı madde için orta çekme bölgesi yüksekliğinin 1.4 x 1.4 m boyutunda olması gerektiğı tavsiye etmektedir. Orta çekme bölgesi genişliğini belirlenmesindeki önemli unsurlar ise V tepe açısı ile ilerleme yani atım mesafesidir. Daha önceki bölümlerde bahsedildiğı gibi, V tipi orta çekmeli patlatma düzeninde yeteri kadar patlayıcı madde tüketimi ile başarılı şekilde orta çekilebilmesi için, orta çekme tepe açısının

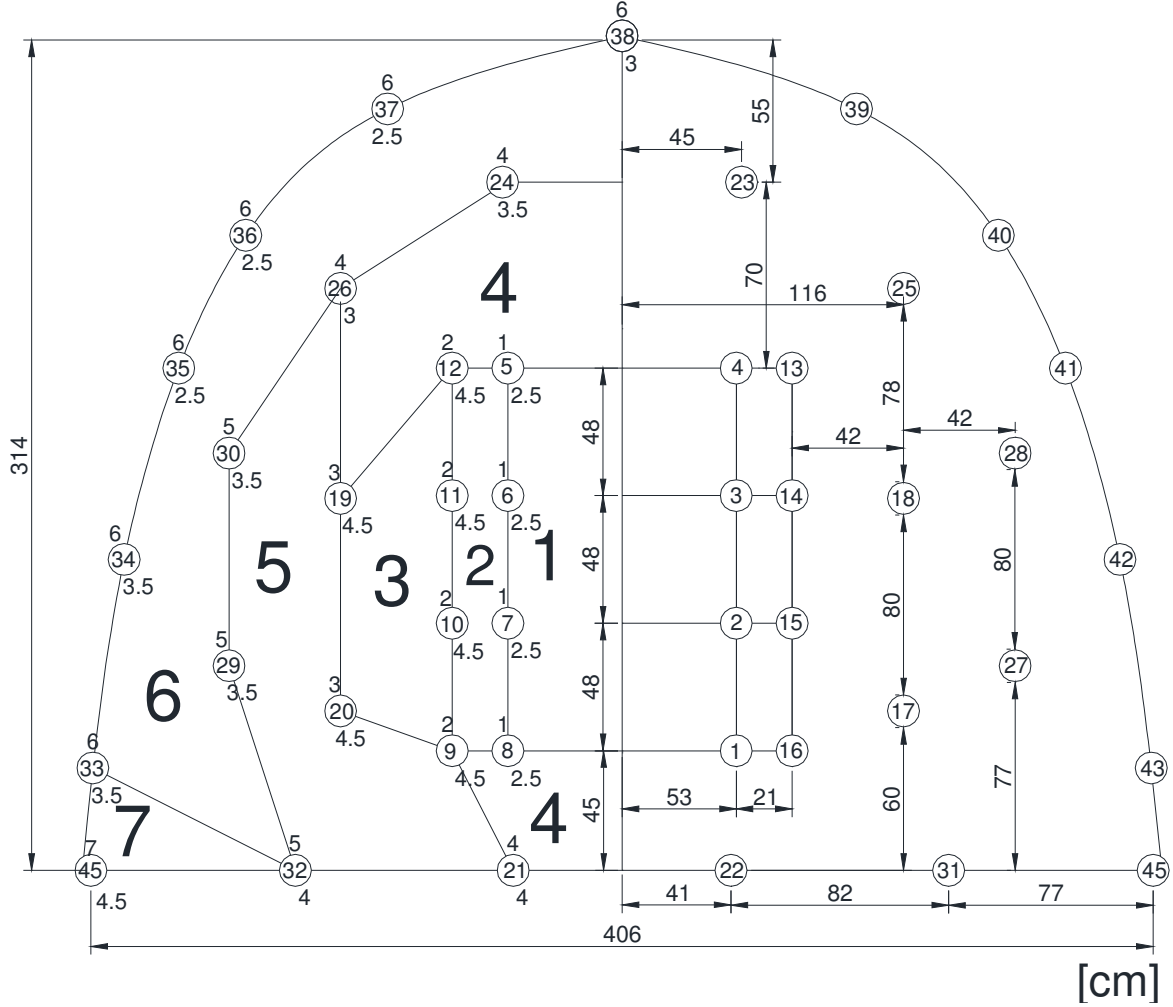
60° olması önerilmektedir. Bu durumda orta çekme genişliği de 1.4 m olmaktadır. Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990), yaptıkları patlatma tasarımında, B10 kesitli galeri taban genişliğinin 4 m ortalama olarak ise 3.2 m olduğunu var sayarak, V orta çekmeli patlatmalarda patlayıcı madde miktarını olağan düzeyde tutmak için tepe açısı 60° alındığında bir atımda ulaşılacak ilerleme 1.3 m ile sınırlı olduğundan, çift V ile orta çekmeli düzen geliştirmişlerdir. Bu tasarımda, kaya birimine bağlı olmaksızın orta çekme deliklerinden birinci V 29°, ikinci V 21° yarı-tepe açısı ile delinmektedir. Şekil 9.18’de araştırmacılar tarafından geliştirilmiş bu delik şablonu galeri plan görünüşü üzerinde sunulmaktadır.



Şekil 9.18 B10 kesitli galeride yapılacak patlatmalar için çift V’li delik şablonu plan görünüşü (Paşamehmetoğlu ve Bilgin 1990).

Bu tasarımda, B10 galeri genişliğinin yeterli olmaması sebebiyle ikinci V delikler önce 1.6 m’lik matkap ile delinmekte, sonra 2.4 m’lik matkap deliğe sokulup, tabanca daha sonra takılarak 2.04 m’ye derinleştirilmektedir. Ayrıca birinci ve ikinci V delik açıları kaya

biriminden bağımsız olarak tasarlanmış ise de bu deliklere konulan patlayıcı madde miktarı kaya cinsine ve yapısına göre belirlenmiştir. Şekil 9.19'de araştırmacıların zayıf kumtaşı birimleri için önermiş oldukları delik şablonu sunulmaktadır.

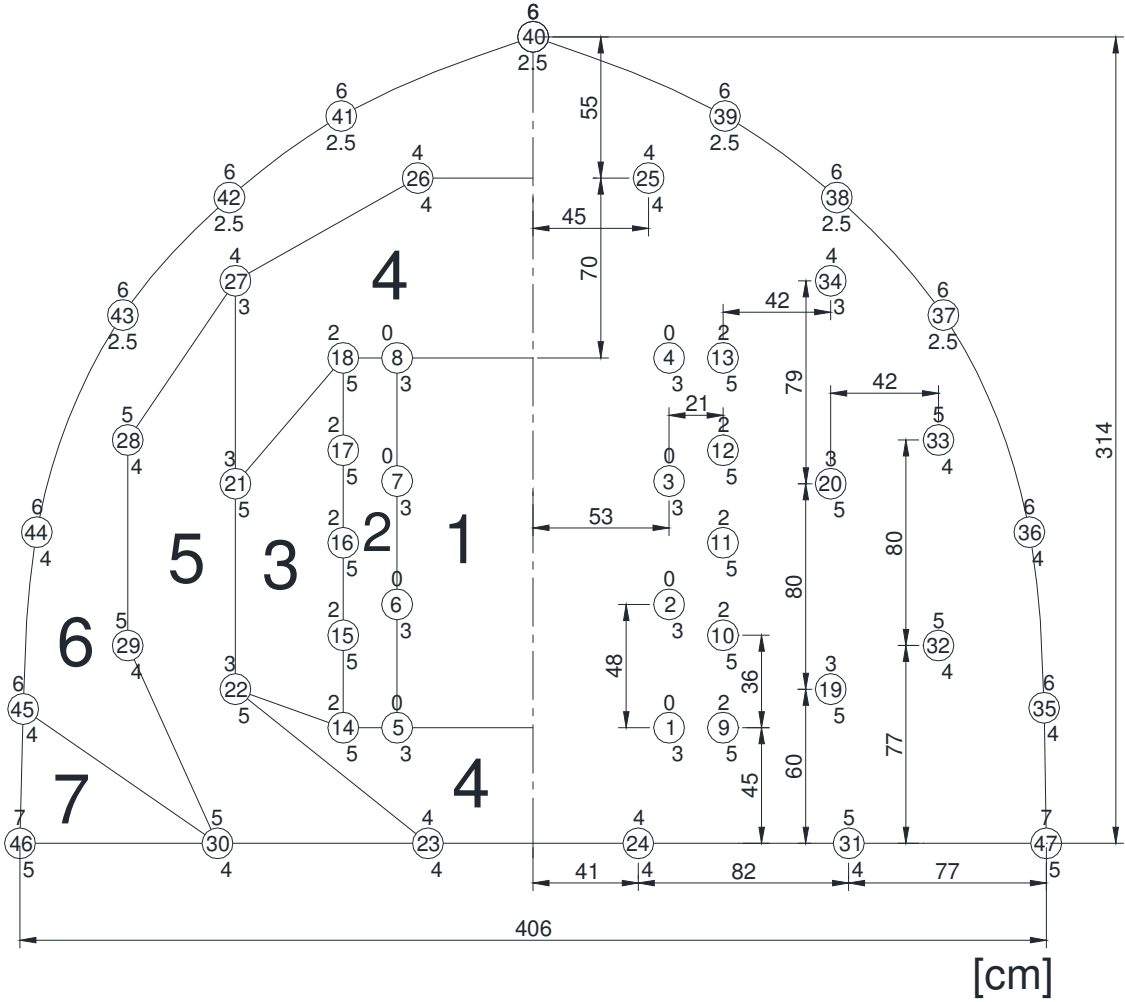


Şekil 9.19 Zayıf kumtaşı B10 kesitte açılacak galeride delik konumları (Paşamehmetoğlu ve Bilgin 1990).

Şekil 9.19'da verilen zayıf kumtaşı için B10 kesitli galerideki delik numaralarında göre her deliğe konulması gereken 30 ms gecikme süreli kapsül numarası ve grizutin klorür adetleri Çizelge 9.4'de verilmektedir. Bu değerler ayrıca Şekil 9.19'da delik numarası üzerinde ve altında verilen numaralardan elde edilebilmektedir.

Sağlam kumtaşı B10 kesitli bir galeride, grizutin klorür gibi düşük kuvvetli ve düşük yoğunluklu bir patlayıcı madde kullanarak 42° V tepe açısı ile orta çekme mümkün olmadığından araştırmacılar tarafından orta çekme delikleri ikinci V için he sırada birer

arttırılarak 10'a çıkarılmıştır. Orta çekme başarıyla gerçekleştirildikten sonra tarama kolay olduğundan tarama delik sayısı zayıf kumtaşı ile aynı sayıda tutulmuş, fakat deliklere konulacak patlayıcı madde miktarları arttırılmıştır. Şekil 9.20'de araştırmacıların sağlam kumtaşı birimleri için önermiş oldukları delik şablonu sunulmaktadır.



Şekil 9.20 Sağlam kumtaşı B10 kesitinde açılacak galeride delik konumları (Paşamehmetoğlu ve Bilgin 1990).

Benzer olarak, Şekil 9.20'de verilen sağlam kumtaşı için B10 kesitli galerideki delik numaralarında göre her deliğe konulması gereken 30 ms gecikme süreli kapsül numarası ve grizütin klorür adetleri Çizelge 9.5'de verilmektedir.

Çizelge 9.4 Zayıf kumtaşında B10 kesitli galeride V orta çekmeli patlama özeti (Paşamehmetoğlu ve Bilgin 1990).

TANIMI	DELİK NUMARASI	MEYİLİ	KAPSÜL		BİR DELİKTEKİ DİNAMİT ADEDİ	TOPLAM DİNAMİT
			NO	ADET		
BİRİNCİ V	1,2,3,4,5,6,7,8	Yatay, 29° içeri	0	8	2.5	20
İKİNCİ V	9,10,11,12,13,14,15,16	Yatay, 21° içeri	2	8	4.5	36
1. YAN TARAMA	17,18,19,20	Yatay, 13° içeri	3	4	4.5	18
1.TABAN TARAMA	21,22	8° aşağı doğrultuda		2	4	8
1. ÜST TARAMA	23,24	Yatay doğrultuda	4	2	3.5	7
2. ÜST TARAMA	25,26	Yatay, 4° içeri		2	3	6
2. YAN TARAMA	27,28,29,30	Yatay, 4° içeri		4	3.5	14
2.TABAN TARAMA	31,32	8° aşağı doğrultuda	5	2	4	8
DUVAR TARAMA	33,34,42,43	Yatay, 5° içeri		4	3.5	14
TAVAN TARAMA	35,36,37,38,39,40,41	5° dışarı	6	7	2.5	18
DİREK DİBİ	44,45	8° aşağı, 5° dışarı	7	2	4.5	9
			TOPLAM	45		158

Not: 38 nolu deliğe 3 adet dinamit kullanılacaktır.

Çizelge 9.5 Sağlam kumtaşında B10 kesitli galeride V orta çekmeli patlama özeti (Paşamehmetoğlu ve Bilgin 1990).

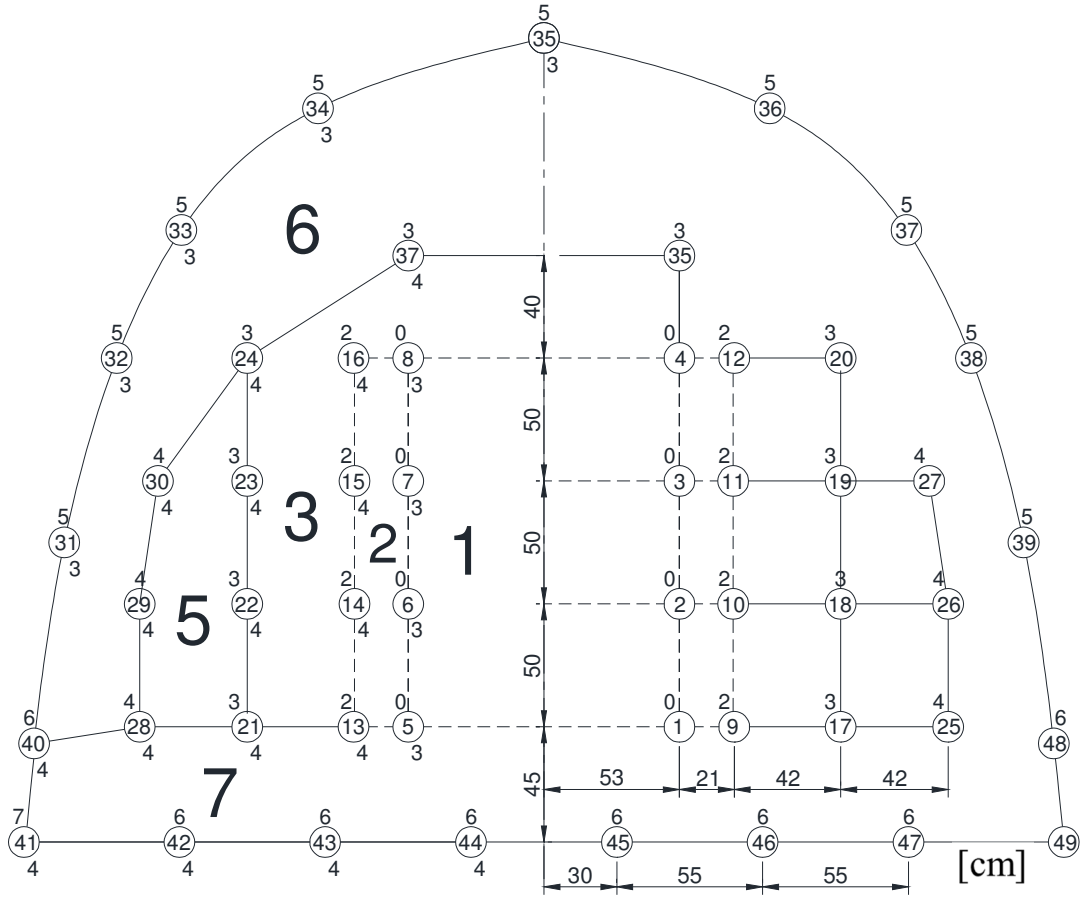
TANIMI	DELİK NUMARASI	MEYİLİ	KAPSÜL		BİR DELİKTEKİ	TOPLAM
			NO	ADET	DİNAMİT ADEDİ	DİNAMİT
BİRİNCİ V	1,2,3,4,5,6,7,8	Yatay, 29° içeri	0	8	3	24
İKİNCİ V	9,10,11,12,13,14,15,16,17,18	Yatay, 21° içeri	2	10	5	50
1. YAN TARAMA	19,20,21,22	Yatay, 13° içeri	3	4	5	20
1.TABAN TARAMA	23,24	8° aşağı doğrultuda		2	4	8
1. ÜST TARAMA	25,26	Yatay doğrultuda	4	2	3	6
2. ÜST TARAMA	27,34	Yatay, 4° içeri		2	4	8
2. YAN TARAMA	28,29,32,33	Yatay, 4° içeri		4	4	16
2.TABAN TARAMA	30,31	8° aşağı doğrultuda	5	2	4	8
DUVAR TARAMA	35,36,44,45	Yatay, 5° içeri		4	4	16
TAVAN TARAMA	37,38,39,40,41,42,43	5° dışarı	6	7	2.5	18
DİREK DİBİ	46,47	8° aşağı, 5° dışarı	7	2	5	10
			TOPLAM	47		184

Not: 40 nolu deliğe 3 adet dinamit kullanılacaktır.

Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından TTK Asma İşletmesi için yapılan bu proje kapsamında, araştırmacılar tarafından galeri genişliği, delici donanım boyutları ve V tepe açısının orta çekme delikleri boyuna ve dolayısıyla teorik ilerleme miktarına (1.3 m) getirdiği sınırlama, iç içe iki adet V çekmekle aşılmış ve net ilerleme 1.9 m'ye kadar çıkarılmıştır. Bu çalışmada, ilk denemelerde çift V'li düzende yapılan denemelerde zaman zaman özellikle sağlam kumtaşı, % 90'ın altında (örneğin 1.75-1.80 m) ilerleme sağlanabildiği görülmüştür. bununla birlikte, araştırmacılar tarafından nihai şekli bu tez çalışmasında sunulan patlatma düzende yapılan patlatmalarda, ocakta yapılan denemelerde ilerleme miktarının hiçbir zaman % 90'nın altına düşülmediği rapor edilmiştir.

Bu tez çalışması kapsamında, Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından önerilen çift V'li orta çekme tasarımının denemeleri için, öncelikle sadece orta çekme bölgesinin patlatılıp sonuçlarının denenmesi amaçlanmıştır. Ancak pratikte ocak şartları (vardiya düzeni ve iş akışı gibi etmenler) bu durumun değişmesine neden olmuştur. Bu nedenden dolayı ilk önce Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından zayıf kumtaşı için önerilen çift V'li orta çekme delikleri işletmede rutin olarak uygulanan tarama delikleriyle (42 cm aralıklı) birlikte delinmiştir. Çevre delikleri ise patlatmanın yapılacağı vardiyadan bir önceki vardiyada 2.40 m'lik burgularla tamamen delici ustanın inisiyatifine göre delinmiştir. Çevre delikleri önceden delinmiş arının orta çekme ve tarama delikleri, patlatma yapılacak arına geldiğinde spreyci boya kullanılarak delinecek delik yerleri metre kullanarak işaretlenmiştir. Delik açıları ise, deliklerin delinmesi sırasında, merkez kısmından ip geçirilmiş metal bir açıölçerden ibaret olan basit bir eğimölçer (inclinometer) kullanılarak verilmeye çalışılmıştır. Şekil 9.21'de uygulama yapılan bu ilk denemenin delik şablonu, deliklerin üzerinde patlatma sıraları altında ise deliklerde kullanılan dinamit miktarlarıyla birlikte gösterilmektedir.

Şekil 9.21'den de görülebildiği gibi bu delik düzeninde Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından zayıf kumtaşı için önerilenden daha fazla delik delinmiş (Bkz. Şekil 9.19) ve daha fazla patlayıcı madde kullanılmıştır. Araştırmacılar tarafından önerilen patlatma şablonunda 45 delik ve 158 adet dinamit kullanılmışken, bu düzende 49 delik ve 179 adet dinamit kullanılmıştır. Buna neden olarak galerinin eğimli olması nedeniyle tabanda ve de tarama kısmında fazladan delinen delikler gösterilebilir.



Şekil 9.21 İşletmede kullanılan normal tarama ve çevre delikleriyle birlikte Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından zayıf kumtaşı için önerilen çift V orta çekme delik düzeni.

Şekil 9.22 ve 9.23'de sırasıyla patlatma öncesi arının durumuyla birlikte işaretlenen delik yerleri ve patlatma sonrası arının görünümü sunulmaktadır. Patlatma yapılan bu arının üst kısmı arızaya denk gelmiş olup oldukça zayıf ve akışkan bir yapı göstermektedir. Bu nedenle henüz delme aşamasında arında akmalar meydana gelmiş ve delikler istenildiği gibi delinmemiştir. Arında yapılan gözlem ve ölçümler sonucunda, bu sistemle deliklerin teorik olarak istenilen açılarda delinemediği ancak istenilen bu açı değerlerine yaklaşıldığı sonucuna varılmıştır.

Denenen bu patlatma şablonu sonucunda, orta çekmenin iyi bir şekilde çalıştığı ancak tarama ve çevre deliklerinin başarısız olduğu görülmüştür. Buna neden olarak kullanılan patlayıcı madde miktarının bu kaya yapısını kırmak için yetersiz kaldığı gösterilebilir. Bu denemelerde, 1. bağlık kısım tamamen patlatılmış 2. bağlık kısmın ise sadece orta kısmı alınmıştır.

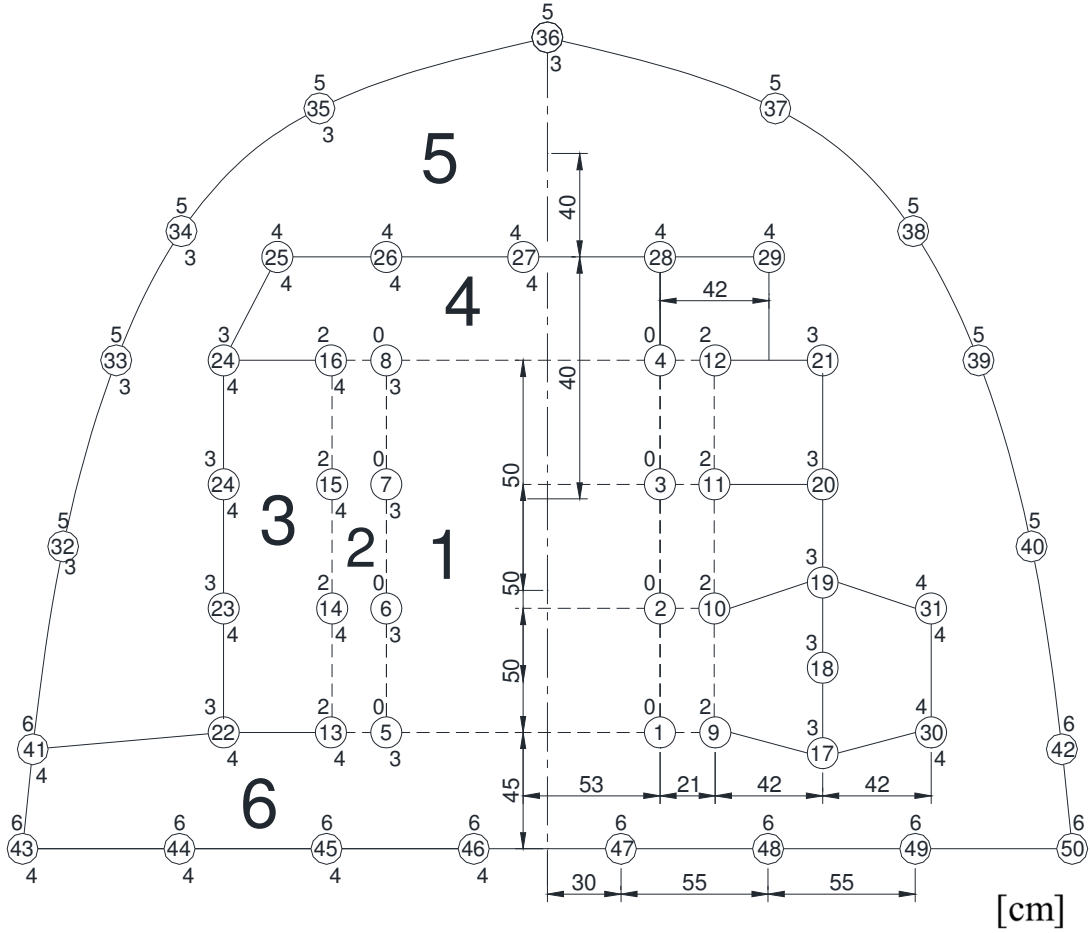


Şekil 9.22 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri.



Şekil 9.23 Patlatma sonrası arının durumu.

Bu denemeden sonra, yine aynı sistem kullanılarak bir deneme de sağlam kumtaşı için yapılmasına karar verilmiştir. Ancak ocak şartlarında, tabanın dolu olması ve arının tam ortalanamaması gibi nedenlerden dolayı delikler asimetrik olarak yerleştirilmiş, olması gereken deliklerden bazıları iptal edilmiş, bazı delikler ise fazladan delinmiştir. Şekil 9.24’de uygulanan bu patlatma şablonu sunulmaktadır.



Şekil 9.24 Çift V'li orta çekme sisteminin başka bir arında denemesi.

Şekil 9.25 ve 9.26'da sırasıyla patlatma öncesi arının durumuyla birlikte işaretlenen delik yerleri ve patlatma sonrası arının görünümü sunulmaktadır.

Bu patlatma sonrasında orta çekme alınamamış ve dolayısıyla diğer delikler de başarısız bir şekilde patlatılmıştır. İşçilerin, delik almaması olarak tanımladığı bu olaya, orta çekmede kullanılan patlayıcı maddenin yetersizliği neden olarak gösterilebilir. Başarısız olan bu denemede, 19.875 kg patlayıcı madde (159 adet dinamit ) ve 50 adet patlatma deliği boşuna kullanılmış olup, delici ve ateşleyici ekip ve de teknik personelin 12 saatlik vardiyasına mal olmuştur.



Şekil 9.25 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri.



Şekil 9.26 Patlatma sonrası arının durumu.

Bu kaya biriminin sağlam olduğu ve Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından zayıf kaya birimleri için önerilen orta çekme şablonunun başarısız olduğu sonucu elde edildikten sonra, durumu basitleştirerek sadece orta çekme denemesi yapılmaya karar verilmiştir. Bu denemede Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından sağlam kumtaşı için önerilen çift V'li orta çekme düzeni ilgili arında tekrar denenmiştir. Şekil 9.27'de bu patlatma şablonu sunulmaktadır.



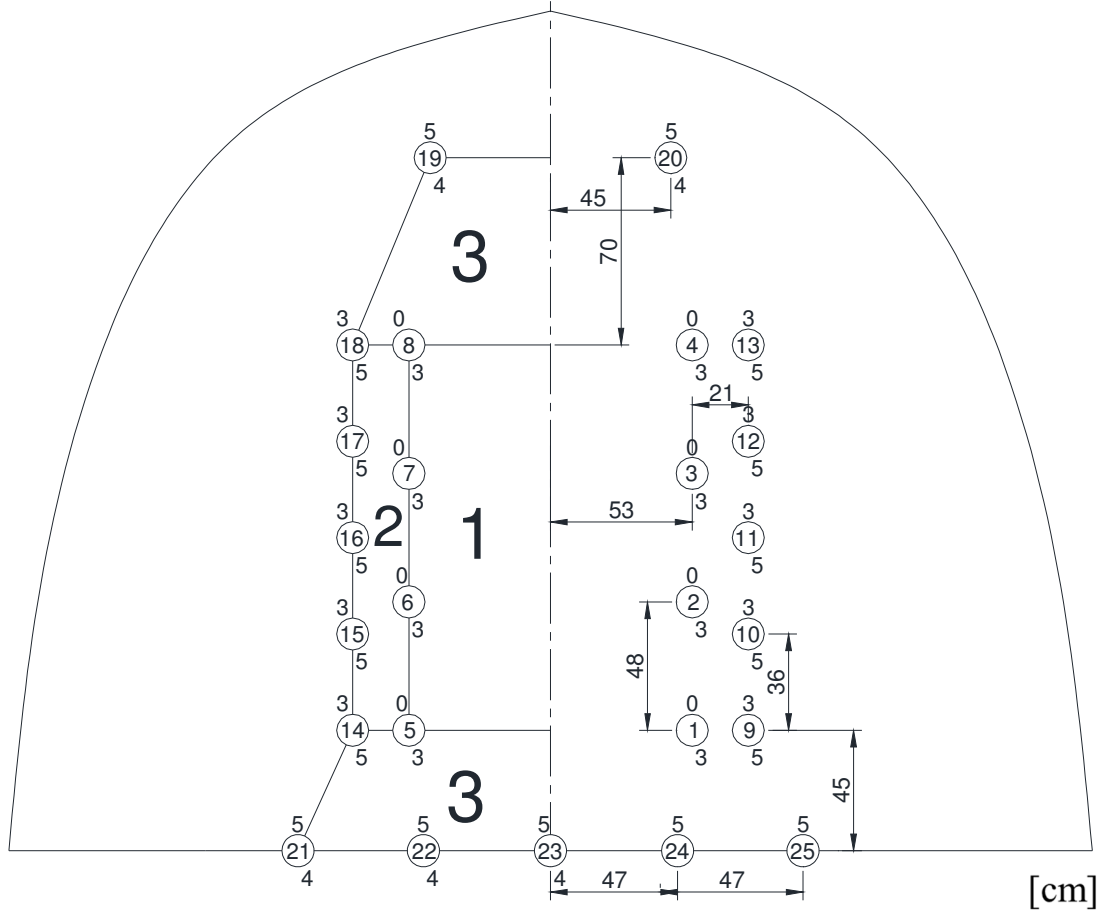


Şekil 9.28 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri.



Şekil 9.29 Patlatma sonrası arının durumu.

Sadece orta çekme kısmı patlatıldığı zaman, bir sonraki vardiya fazla miktarda patlatılacak kısım kaldığı için hem tarama ve çevre deliklerini delecek ve patlatacak hem de bağ kuracak zaman kalmamaktadır. Bu yüzden sadece orta çekme kısmını patlatılması ocaktaki iş akışını düzenini çok etkilemektedir. Bu nedenle, başarılı sağlanan bu denemeden sonra orta çekme bölgesini biraz genişleterek üst ve taban kısmının patlatıldığı bir deneme yapılmıştır. Uygulaması yapılan bu patlatma şablonu ise şekil 9.30'da sunulmaktadır.



Şekil 9.30 Tavan ve taban genişletme delikleriyle birlikte çift V'li orta çekme sistemi delik şablonu.

Şekil 9.31 ve 9.32'da sırasıyla patlatma öncesi arının durumuyla birlikte işaretlenen delik yerleri ve patlatma sonrası arının görünümü sunulmaktadır.

Bu patlatmada 2.40 m'lik burğu ile delikler olması gerekenden uzun delindiği için biraz yana kaydırılarak deliklerin düzgün açılı verilerek arın içerisinde kesişmesi (an azından birbirine yaklaşması) sağlanmıştır. Buna neden olarak bir önceki atımda bahsedildiği gibi orta çekme bölgesinin dar bir alanı değil de daha geniş bir alanı almasının istenmesi ve tarama deliklerini bir vardiyada delemek yeterli zamanın bulunmaması gösterilebilir.

Bu patlatma sonrasında da orta çekmenin başarıyla çalıştığı sonucuna varılmıştır. Bu kaya birimi için çift V'li 18 delikten oluşan bu orta çekme şablonu 2 m'ye kadar ilerlemeyi rahatlıkla sağlamaktadır.



Şekil 9.31 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri.



Şekil 9.32 Patlatma sonrası arının durumu.

Şekil 9.33’ de verilen patlatma şablonunda ise sert kumtaşları için önerilen çift V’li ve 18 delikten oluşan delik düzeni, arının o anki şekline göre tarama delikleriyle yana doğru genişletilmiş ve taban delikleri eklenmiştir. Ancak burada söylemesi gereken bir diğer husus ateşleme sırasındaki düzendir. Şekil 33’den de görülebileceği gibi, taban delikleri bir üst sırasındaki deliklerle eş zamanlı olarak patlatılmıştır. Bunun nedeni, lağımda çalışan işçilerin tabanın en son patlaması halinde başa fırlayan taşlar nedeniyle başın zarar göreceği endişeleridir.



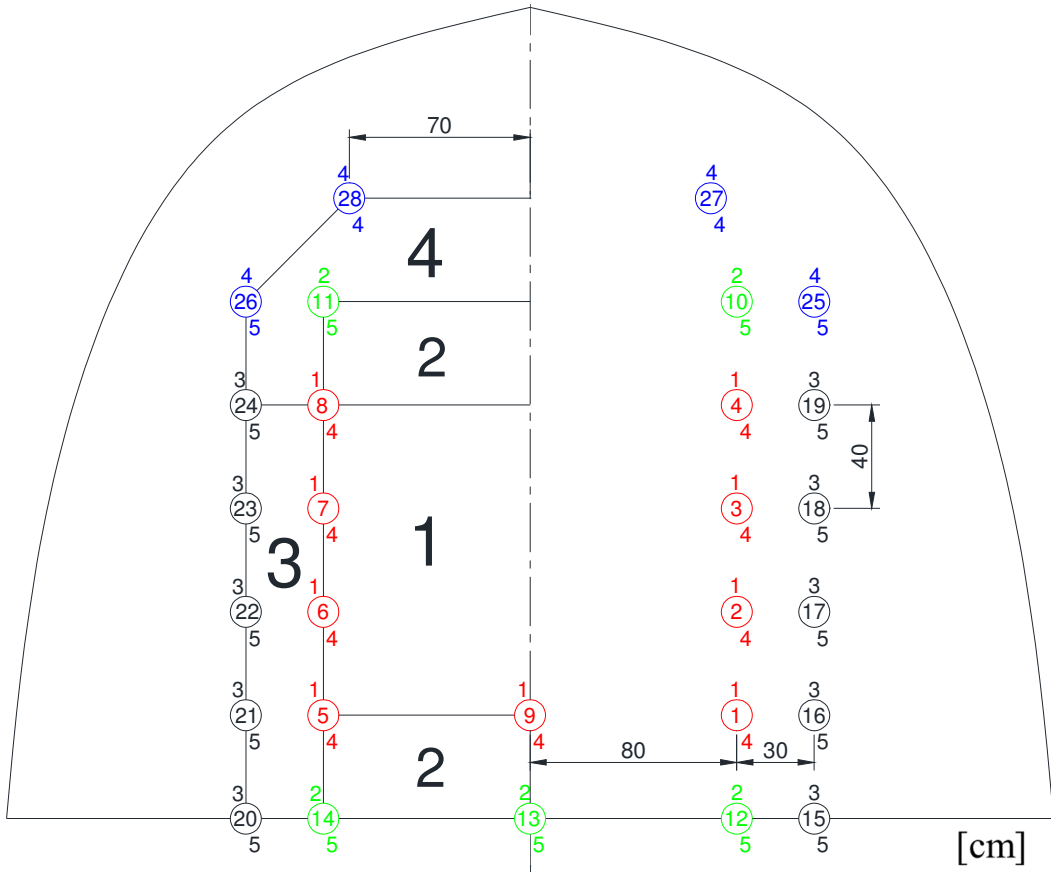


Şekil 9.34 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri.

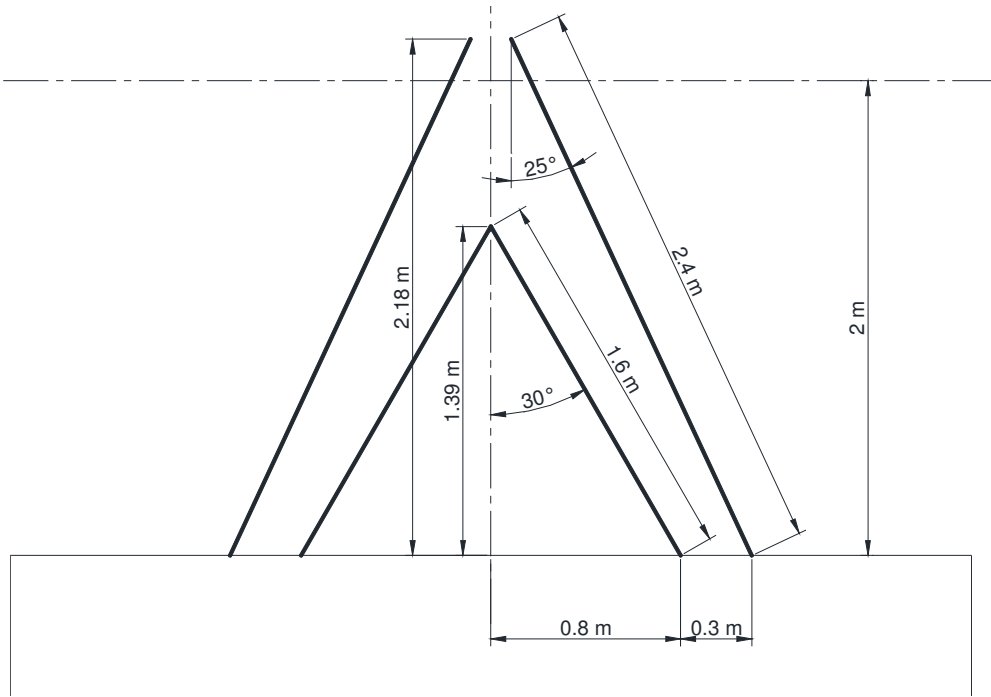


Şekil 9.35 Patlatma sonrası arının durumu.

Bu gözlemlerden sonra, işletmede delici burğu boylarının her seferinde tamamının delik boyu için kullanılmak istenmesi ve bir vardiyada delinebilecek delik sayısı ile mümkün olduğunca geniş bir orta çekme-tarama bölgesinin kazılması ve dolayısıyla bir sonraki vardiyaya sadece bağ tarama ve tahkimat işlerinin kalması istenmesi gibi nedenlerden dolayı kullanılan burğu boylarına göre yeni bir değiştirilmiş orta çekme tasarımı yapılmıştır. Şekil 9.36'da önerilen bu yeni çift V'li patlatma şablonunun delik düzeni, Şekil 9.37'de ise bu şablonun plan görünüşü sunulmaktadır. Tasarlanan bu şablona, ocakta çalışanlar tarafından fazladan yardımcı delikler eklenmiş ve son halini almıştır.



Şekil 9.36 Burgu boyları tamamen kullanılarak işletme için yeniden hazırlanmış 2 m ilerlemeli delik şablonu.



Şekil 9.37 Burgu boyları tamamen kullanılarak hazırlanan delik şablonunun kesit görünüşü.

Şekil 9.38 ve 9.39’da sırasıyla patlatma öncesi arının durumuyla birlikte işaretlenen delik yerleri ve patlatma sonrası arının görünümü sunulmaktadır.



Şekil 9.38 Patlatma öncesi arının durumu ve delik yerleri.



Şekil 9.39 Patlatma sonrası arının durumu.

Denenen bu patlatma şablonu ile 2 m’ye kadar ilerleme başarıyla sağlanmıştır. Arının bir kısmı şekil 9.39’dan da görülebileceği gibi kömür bandına rast gelmiş ve bu kısımda aşırı sökülme gözlenmiştir.

## 9.4 PARALEL ORTA ÇEKME PATLATMA TASARIMI DENEMELERİ

TTK Üzülmaz Müessesesi'nde halen patlayıcı madde olarak kullanılmakta olan grizutin klorür dinamitinin kuvveti ve mevcut kartuş boyutu ve ağırlığına göre delik doldurma yoğunluğu göz önüne alınarak tasarım yapıldığında paralel orta çekme tipi patlatma düzeni için kullanılmasının mümkün olmadığı sonucu elde edilmektedir. Paralel orta çekme tasarımları için kuvveti ve yoğunluğu daha fazla olan patlayıcı maddelere ihtiyaç vardır. Ayrıca büyük çaplı paralel orta çekme için gerekli olan büyük boş deliği açacak delici ucun mevcut olmaması da bir başka olumsuzluktur. Bu büyük boş delik için, işletmede galeri arınlarında rutin olarak açılan 56 mm çapındaki sondaj deliklerinin galerinin orta kısmına denk getirilerek kullanılması gibi bir çözüm getirilmiştir. Ancak, bu tez çalışması kapsamında yapılan çalışmalar süresi içerisinde gerekli olan patlayıcı madde diğer müesseselerden temin edilememiştir. Bununla birlikte, yasal mevzuatlar gereği bu patlayıcıların kullanımı ve paralel orta çekme için delik uzunluğunun büyük bir kısmının patlayıcıyla doldurulması yasaktır. Bu gibi nedenlerden dolayı paralel orta çekme için farklı tasarımlar hazırlanmasına rağmen uygulama fırsatı bulunamamıştır.

## 9.5 SONUÇLAR

TTK Üzülmaz Müessesesi için, B10 kesite sahip, kumtaşı kaya biriminde açılan eğimli galerilerde (10-15 derece) yapılan patlatma uygulamalarında karşılaşılan gözlemlenen sorunları özetlemek gerekirse aşağıda verildiği gibidir;

- Delici matkabın tüm uzunluğu her seferinde kullanıldığından eğimli delinen delik boyları galeri arınına dik uzaklıkta hiçbir zaman aynı mesafede olmamaktadır. Bu da patlatma sonrası düzgün olmayan galeri arını oluşmasına neden olmaktadır.
- Düzgün olmayan galeri arınına, kaya birimindeki çatlak ve eklem düzlemleri, tabakalaşma düzlemleri ve arında yer yer ortaya çıkan arıza ve kömür zonları da neden olarak gösterilebilir.
- Düzgün olmayan galeri arını patlatma deliklerinin istenilen yerden delinmesini bir hayli güçleştirmektedir. Bu nedenle delikler arzu edilen yerden 10 cm'e kadar sapmakta bu da delik şablonunun aslında tamamen değişmesine neden olmaktadır.

- Delinen delikler hiçbir zaman birbirine paralel olmayıp, üst delikle yukarıya doğru, alt delikler ise aşağıya doğru meyilli olarak delinmektedir. Bu durum aşırı sökülmelere neden olabildiği gibi, orta çekme gibi hassas bölgelerde deliklerin yük mesafesinde değişmelere neden olarak orta çekme etkinliğinin azalmasına da neden olmaktadır.
- Deliklerin yatay açıları istenilene yakın bir düzeyde başlatılmış olsa da delme esnasında bu açıdan saparak 7-8 derecelik sapmalar olabilmektedir. Elle yapılan bu delme işlemlerinde, istenilen açığı verme işlemi tamamen deliği delen ustanın maharetine kalmış olup aynı standardı sağlamak oldukça zordur.
- İşletmedeki mevcut donanıyla deliklerin delinme süreleri oldukça zaman alıcı bir işlemdir. Hatta çevre delikleri bir önceki vardiyada delinmiş olsa bile, 2.40 m'lik burgularla tam bir galeri atımı için, deliklerin delinmesi ve doldurulmaya hazırlanması işlemi 1 vardiya süresinden fazla olmaktadır.
- Aynı anda iki martoperfarotör kullanılması delik delme süresini kısaltacak bir çözüm gibi gözükse de, mevcut alt yapı buna izin vermemektedir. Delik delmek için gerekli olan hava ve su basıncı yetersiz kalarak bir makineye etkisiz kılmaktadır.
- Aynı anda iki martoperfarotör teknik açıdan kullanılabilse bile, B10 gibi dar bir kesitte (genişlik 4-3.8 m) iki delici rahatça kullanılamamakta ve işçiler arasında sürekli koordinasyon eksikliği yaşanmaktadır.
- İşletmede yasal mevzuat gereği kullanılan patlayıcı maddenin kuvveti ve yoğunluğu oldukça düşük olup, patlatma tasarımı yapmayı bir hayli zorlaştırmaktadır. Ayrıca, bu patlayıcı kullanılması halinde bazı deliklerde delik boyunun yarısından fazlasının doldurulması gerekliliği de başka bir yasal mevzuata aykırıdır.
- Tam cephe bir patlatma şablonu için gerekli olan gecikmeli kapsül çeşidi adedi her zaman istenilen düzeyle olamamaktadır. Önceden söylene bile ateşleyici ustanın tedarik edip yanında getirdiği gecikme sayısı istenilenden farklı olabilmektedir. Bu durumda ateşleme sırasına arında yeniden karar verilmek durumunda kalınmaktadır.

- Tam cephe bir patlatma şablonu için gerekli olan patlayıcı madde (dinamit) miktarı yasalar gereği bir ateşleyici ekip tarafında taşınamamakta, bu durumda iki ya da 3 ekip tertip edilmek durumunda kalmaktadır.
- Deliklerin delinmesi sırasında geçen süre içerisinde ateşleyici ekip bazen ocaktaki ufak tefek patlatma işlemlerini yapmakta bu nedenle arına geldiğinde dinamit sayısı (patlayıcı madde miktarı) bazı durumlarda yetersiz kalmaktadır. Bu durumda, kimi patlatma delikleri 1 dinamit eksik doldurularak patlatma yapılmakta bu durumda da patlatma etkinliği azalmaktadır.
- İşletmede mevcut alt yapı, galeri atımlarının ancak 1 bağ kuracak şekilde yapılmasına olanak sağlamaktadır. 2.40 m'lik burgularla tam başarılı bir patlatma yapılsa bile deliklerin delinmesi, postanın kaldırılması ve tahkimatın kurulması işi vardiya ekiplerine uygun bir şekilde dağıtılamamakta bu da sorunlara neden olmaktadır.

Ayrıca, ocak şartları hiçbir zaman bir birini tutmayıp, her atımda farklı sorunlarla karşılaşılabilir. Bu sorunların bazılarını önceden tahmin etmek çok zor olup, çözümlerin çalışma sırasında bulunup uygulanması gerekmektedir. İşletme açısından bakıldığında, mevcut alt yapı ve diğer sorunlar iyileştirilmedikçe atım mesafesini artırmanın yararsız olacağı sonucuna varılmıştır.

Bu tez çalışmasının bir parçası olarak ise, Paşamehmetoğlu ve Bilgin (1990) tarafından kumtaşı birimleri için önerilen delik şablonlarının, çalışmaların yapıldığı bu kaya birimine ancak patlayıcı madde miktarı arttırılırsa tam anlamıyla başarılı bir şekilde uygulanabileceği sonucuna varılmıştır. Bu duruma, kaya biriminin oldukça sağlam olması sebep olarak gösterilebilir.

Tasarlanan orta çekme şablonundaki ufak tefek sapmalar, yer değiştirmeler ve hatta patlayıcı miktarlarındaki değişiklikler kısa atımlar söz konusu olduğunda patlatma verimini pek etkilememektedir. Bu yüzden ki, uygulama yapılan sahada mevcut düzen bir şekilde işlemektedir. Ancak daha verimli bir patlatma elde etmek için daha hassas bir çalışma yapmak gerekmektedir. Çünkü, uzun atımlarda tasarlanan delik düzenlerinden sapmalar patlatma verimini büyük ölçüde etkilemektedir.

Bu tez çalışmasında olduğu gibi, orta çekme etkinliğinin araştırılması gibi işlerde hatayı mümkün olduğundan en az seviyeye indirmek için, incelenen değiştirge hariç diğer değiştirgelerin aynı tutulması lazımdır ki, bu da elle delinen deliklerde neredeyse olanaksız olmaktadır. Bu durum da, patlatma verimi üzerinde hangi değiştirgenin ne kadar etkili olduğunu bulmayı güçleştirmektedir.

Sonuç olarak, bu tez çalışması kapsamında yapılan patlatma çalışmalarında, birçok farklı patlatma şablonu denenmiş, bu şablonların hatalı veya olumlu yanları gözlemlenmeye çalışılmıştır. Patlatma şablonlarındaki farklılıklara, hesaplanan değerlerin yanı sıra yukarıda geniş olarak bahsedilen ocak şartları da neden olmuştur. Bu tez çalışmasının amacı yeni bir patlatma şablonu önermekten daha çok farklı patlatma şablonlarının etkinliğini araştırmak olduğundan çalışmalar bu yönde sınırlı kalmıştır.



## BÖLÜM 10

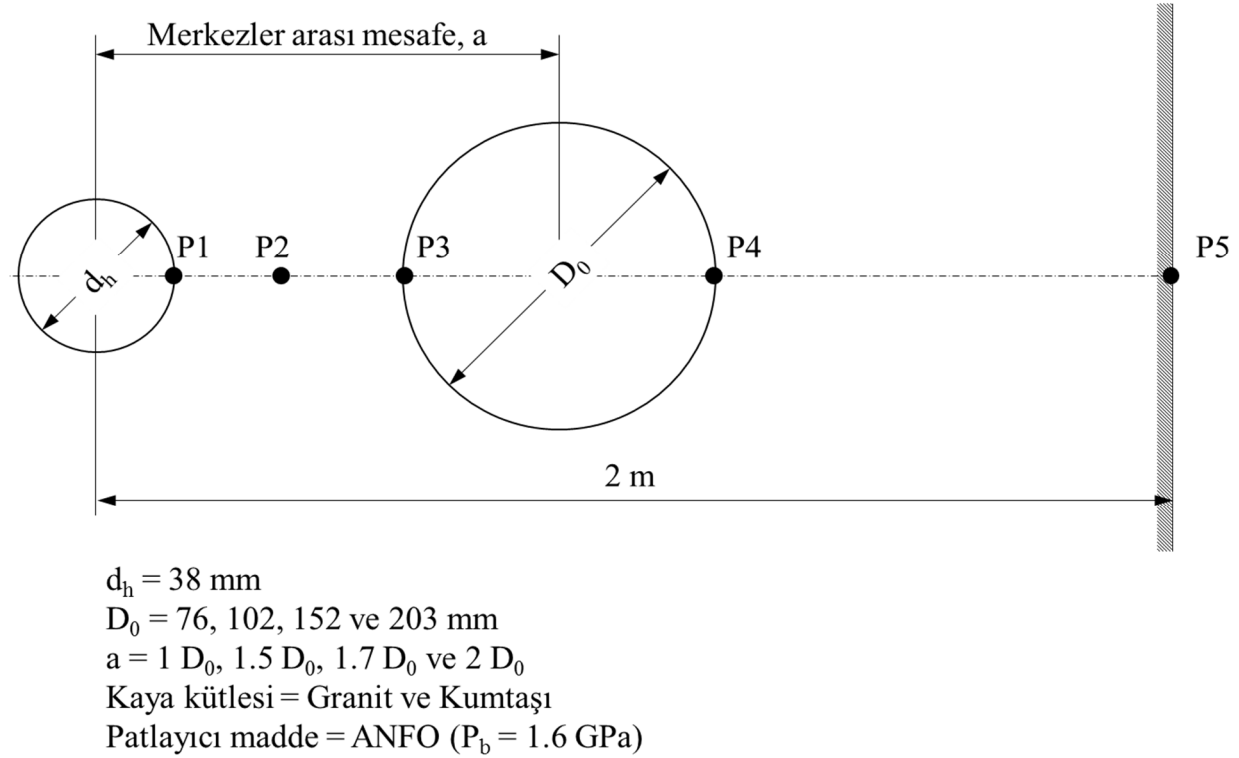
### SAYISAL ÇÖZÜMLEME YÖNTEMİYLE PARALEL ORTA ÇEKME DÜZENİNİN İRDELENMESİ

Bu bölümde, paralel orta çekme düzeni için literatürde önerilen geometrik dizilimler, daha önce Bölüm 5’de detaylı olarak açıklanmış olan sayısal çözümleme mantığı kullanılarak irdelenmiştir. Bu bağlamda, öncelikle patlatma deliği ve boş delik arasında bırakılması gereken mesafe, farklı kaya tipleri ve ilerleme miktarları göz önünde bulundurularak incelenmiştir. Son olarak sayısal modelleme çalışmalarından elde edilen sonuçlar tartışılmıştır.

#### 10.1 PROBLEM GEOMETRİSİ VE SEÇİLEN DEĞİŞTİRGELER

Orta çekme merkezindeki kırılma mekanizması yüksek oranda kullanılan patlayıcı türüne, kaya yapısına ve boş delik ve patlama deliği arasındaki mesafeye bağlı olduğundan, bu çalışmada patlayıcı madde ve kaya türü sabit tutularak merkezler arası mesafenin orta çekme merkezindeki kırılma mekanizması üzerindeki etkileri incelenmiştir. Patlatma deliği çapı  $d_h$ , daha önceki bölümlerde olduğu gibi bu çalışmada da 38 mm olarak belirlenmiştir. Daha önce Bölüm 8’de detaylı olarak anlatıldığı gibi, paralel orta çekme tasarımında kullanılacak boş delik çapı arzu edilen ilerleme miktarı ile ilişkilidir. Bu durumda, her hangi bir galeri veya tünel arınında yapılacak bir patlatmada, hedeflenen ilerleme miktarına göre patlatma deliklerinin çapı değiştirilmeden boş delik çapının uygun çapta seçilmesi yoluna gidilecektir. Bu çalışmada, boş delik çapı  $D_0$ , yeraltı tünel patlatmaları pratiğinde yaygın olarak kullanılan 76, 102, 152 ve 203 mm olarak dört farklı değerde seçilmiştir (Bkz. Şekil 8.14). Patlatma deliği ve boş delik merkezleri arasında mesafe (center-to-center distance: merkezler arası mesafe) değeri olarak ise kullanılan boş delik çapına bağlı olarak literatürde önerilen ve yaygın olarak kullanılan minimum ve maksimum değerlerin yanı sıra, kullanılması sakıncalı olarak gösterilen değer de ayrıca göz önünde bulundurulmuştur. Bu değerler sırasıyla boş delik çapının 1, 1.5, 1.7 ve 2 katıdır (Bkz. Şekil 8.17). Bölüm 5’de tanıtılan ve doğruluğu çeşitli çalışmalarla desteklenen

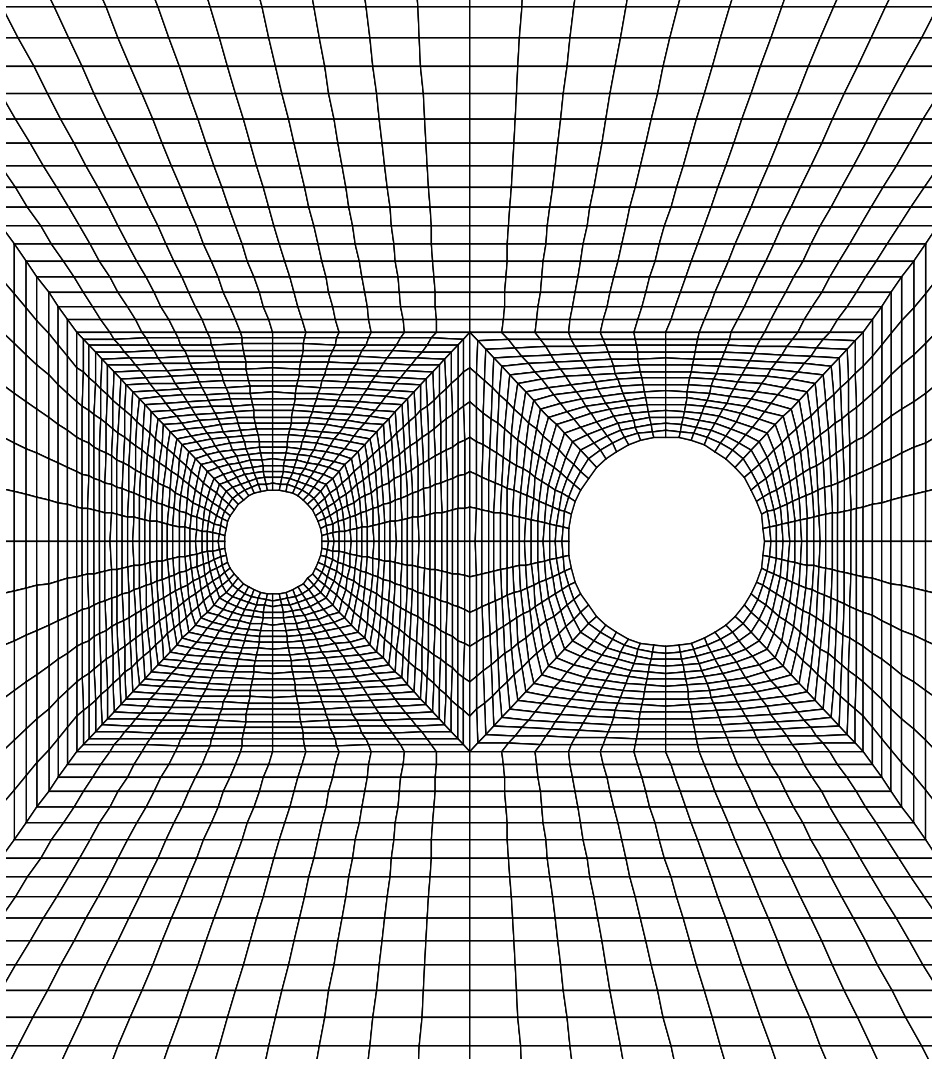
sayısal gerilme çözümlemesi kullanılarak yapılan çözümlemelerde, kaya kütlesi olarak mekanik özellikleri daha önceden tanımlanan granit ve kumtaşı cinsi kayalar ayrı ayrı kullanılmıştır. Sayısal çözümlemelerde daha çok geometri değişimleri incelendiğinden, delik basıncı sabit tutularak patlayıcı madde olarak sadece ANFO tipi patlayıcı madde göz önünde bulundurulmuştur. İncelenen bu problem geometrisi ve seçilen değişirgeler Şekil 10.1’de gösterilmektedir.



Şekil 10.1 Çözümlemelerde kullanılan problem geometrisinin şematik gösterimi (ölçeksiz).

Şekil 10.1’den de görülebileceği gibi model geometrisinin belirli noktalarında (P1-P5) hız (m/s), gerilme (Pa) ve yerdeğiştirme (m) kayıtları tutulmuştur. Çözümlemelerde kullanılan paket programın (FLAC3D) çözümleme algoritması sürekli ortam mekaniğine dayandığı için model içerisinde herhangi bir gerçek parçacık hareketinden bahsedilemez. Ancak, programın hız kayıtları sayısal modelde oluşturulan ağın her bir düğüm noktasındaki (grid point) maksimum hız değerini temsil ettiği için burada en yüksek parçacık hızı olarak düşünülebilir.

Bölüm 5’de tanımlanan yöntemle yapılan sayısal çözümlemeler için oluşturulan sonlu farklar ağının patlatma deliği ve boş delik çevresini için yakınlştırılmış hali Şekil 10.2’de sunulmaktadır.



Şekil 10.2 Çözümlenelerde kullanılan sonlu farklar ağının delikler çevresinde yoğunlaştırılmış hali.

## 10.2 SAYISAL GERİLME ÇÖZÜMLEMELERİ

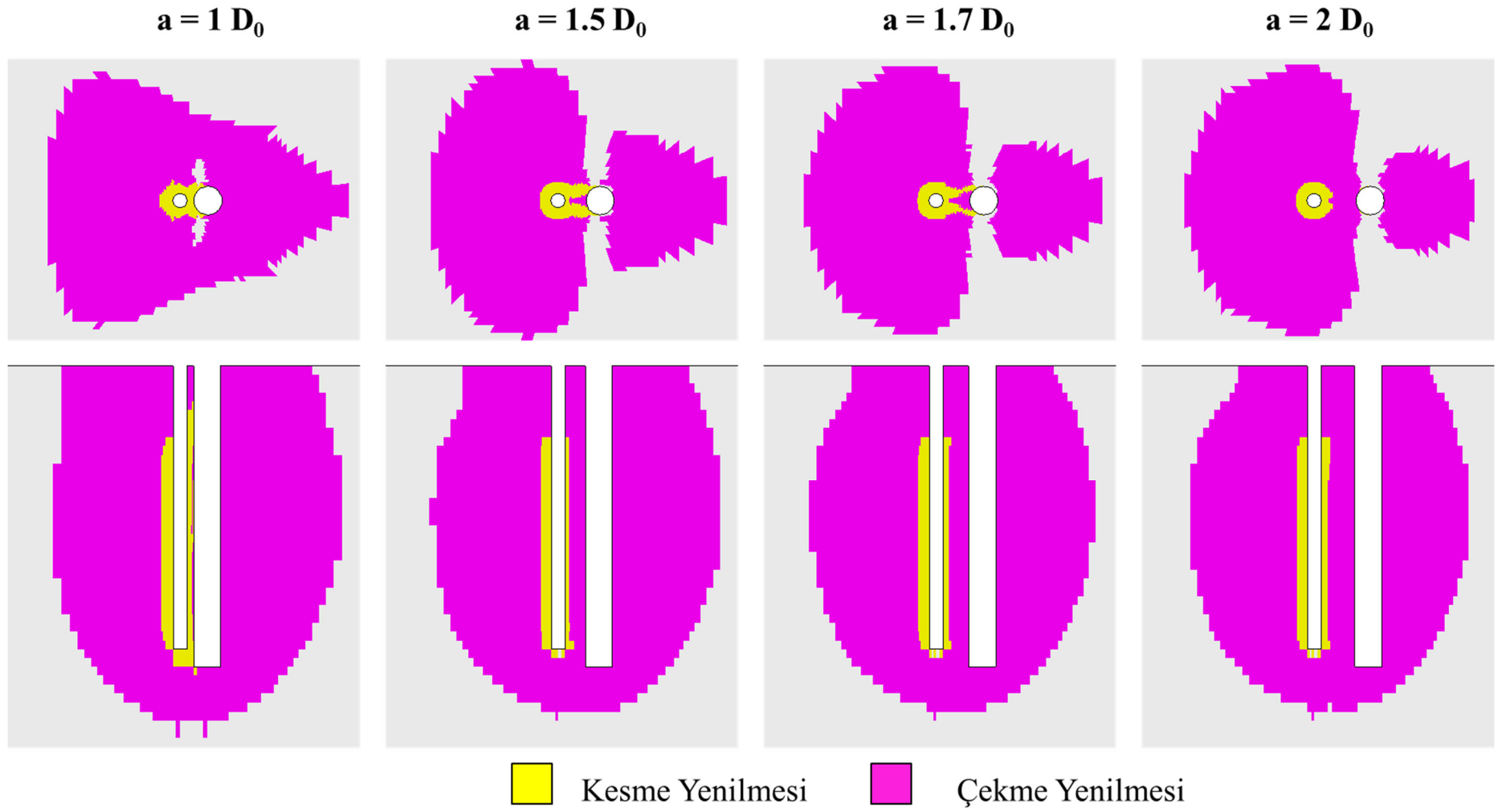
Bu çalışmada, iki farklı kaya türü, dört farklı boş delik çapı ve dört ayrı merkezler arası mesafe değeri kombinasyonları için toplamda 32 adet dinamik sayısal gerilme çözümü yapılmış ve elde edilen sonuçlar irdelenmiştir. Elde edilen bu sonuçları değerlendirmek için, ilk önce patlama ve boş deliğin merkezinden geçen düzlem ve bu düzleme dik olan patlama deliğindeki patlayıcı şarjının orta noktasından geçen kesit düzlemi üzerinde, infilak başlangıcından 500  $\mu$ s sonra oluşan yenilme bölgeleri incelenmiştir. Şekil 10.3-10.6'da granit cinsi sağlam kaya kütlesi kullanılarak elde edilen yenilme bölgeleri; 76, 102, 152 ve 203 mm boş delik çapları için ayrı ayrı sunulmaktadır. Benzer olarak Şekil 10.7-10.10'da kumtaşı cinsi nispeten zayıf

kaya kütlesi kullanılarak elde edilen yenilme bölgeleri; 76, 102, 152 ve 203 mm boş delik çapları için yine ayrı ayrı sunulmaktadır.

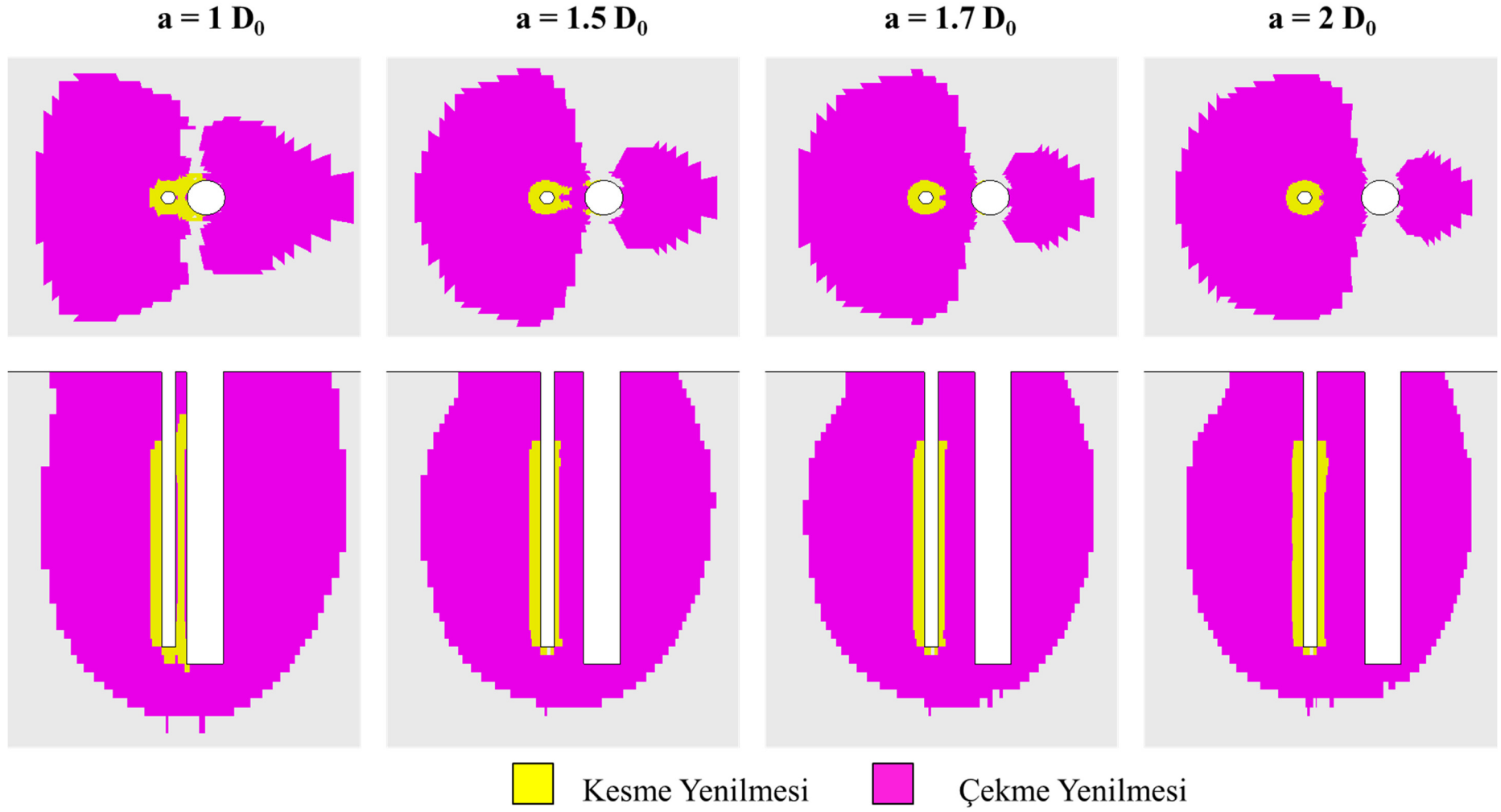
Granit türü kayaç için elde edilen sonuçlar incelendiğinde (Şekil 10.3-10.6), kullanılan patlayıcı maddenin delik duvarı basıncının yetersiz kaldığı ve bu nedenden dolayı kesme yenilmelerinin oldukça dar bir alanda oluştuğu gözlemlenmektedir. Bununla birlikte, çekme bölgelerinin kıyaslama yapmaya olanak sağlayacak kadar geliştiği görülmektedir. Boş delik çapı 76 ve 102 mm olan çözümlenmelerde, merkezler arası mesafenin  $1D_0$  olması durumunda orta çekmenin ilk sırasındaki diğer deliklerinin de çekme çatlaklarından aşırı derecede etkileneceği görülmektedir. Bu durum boş delik çapı büyüdükçe azalmakta ve boş delik çapı 203 mm olduğunda ortadan kaybolmaktadır.

Yenilme bölgeleri kullanılarak yapılan gözlemlerde, daha iyi bir kıyaslama için, kaya kütlesi dayanımının daha düşük olduğu kumtaşı türü kayaç için elde edilen sonuçların (Şekil 10.7-10.10) incelenmesi gerekmektedir. Kumtaşı cinsi kayaçtan elde edilen sonuçlara bakıldığında, benzer olarak küçük boş delik çaplarında merkezler arası mesafenin  $1D_0$  olmasının arındaki diğer patlatma delikleri için çok sakıncalı olabileceği, bu durumun ancak boş delik çapının 203 mm gibi büyük değerlere ulaştığında azaldığı görülmektedir. Bununla birlikte, merkezler arası mesafenin  $1.5D_0$  ve  $1.7D_0$  olması durumunun oldukça benzer sonuçlar verdiği, bu mesafenin  $2D_0$  olması durumunda ise kırılma mekanizmasının boş delik çapı büyüdükçe giderek zayıfladığı görülmektedir. Yüksek ilerleme miktarları istenildiğinde (büyük boş delik çapları kullanıldığında) bu durumu düzeltmek için denklemdeki bir diğer değişken olan patlayıcı madde kuvvetinin artırılması çözüm olarak getirilebilir.

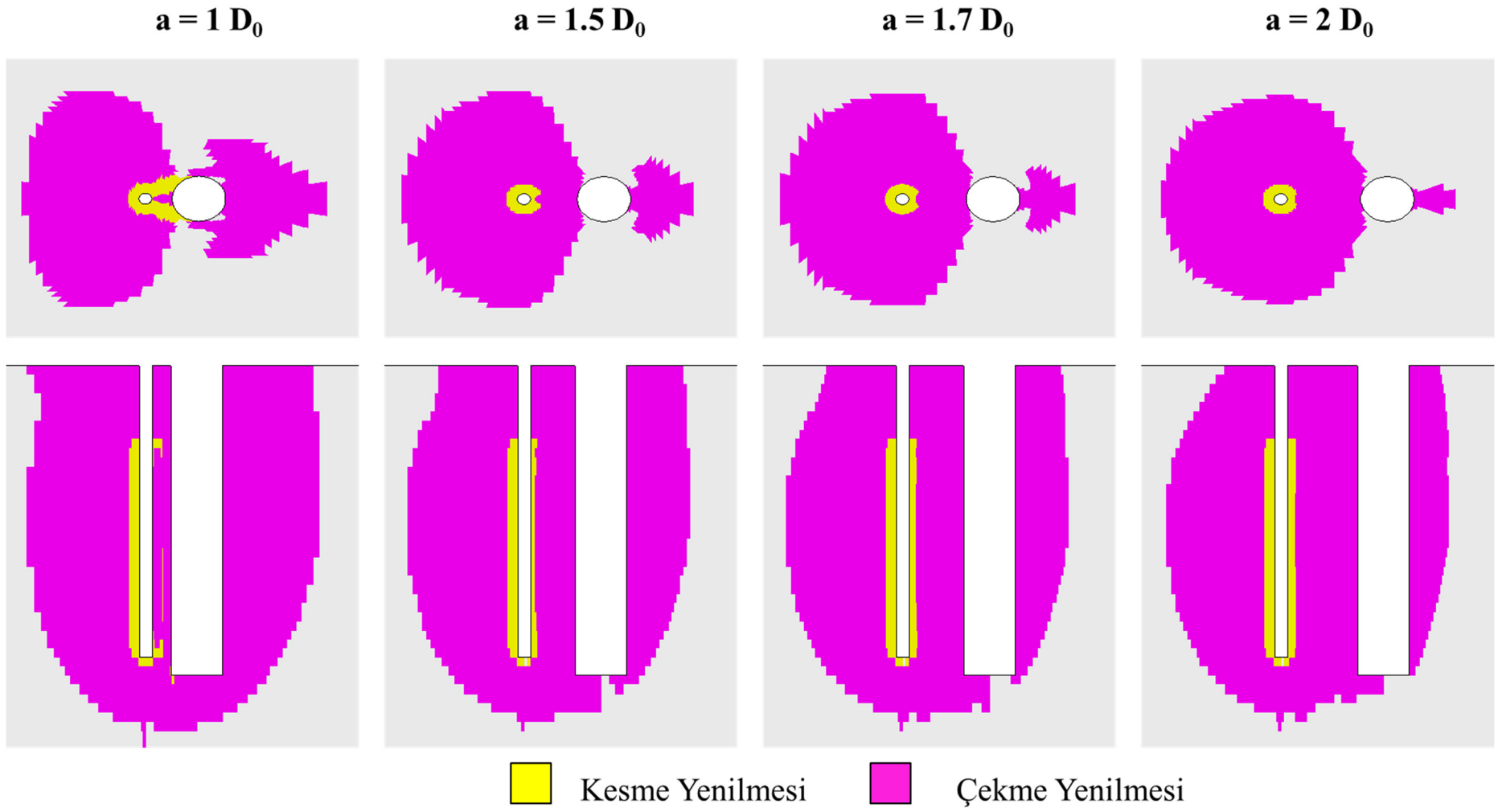
Her ne kadar bir takım gözlemler ve bulgular sağlasa da yenilme bölgeleri incelenerek yapılan gözlemler bu tür bir inceleme için yetersiz kalmaktadır. Bu durumda modelde oluşan yerdeğiştirme miktarlarını kıyaslamak yararlı olacaktır. Bunun için Şekil 10.11-10.14'de patlatma ve boş delik çevresinde oluşan yerdeğiştirme konturları 1:1 ölçekli olarak, maksimum yerdeğiştirme miktarlarıyla birlikte sunulmaktadır. Bu şekiller, daha iyi bir kıyaslama için farklı kayaç türlerini aynı anda görebilecek şekilde göz önünde bulundurulmuş her bir boş delik çapı için ayrı ayrı oluşturulmuştur.



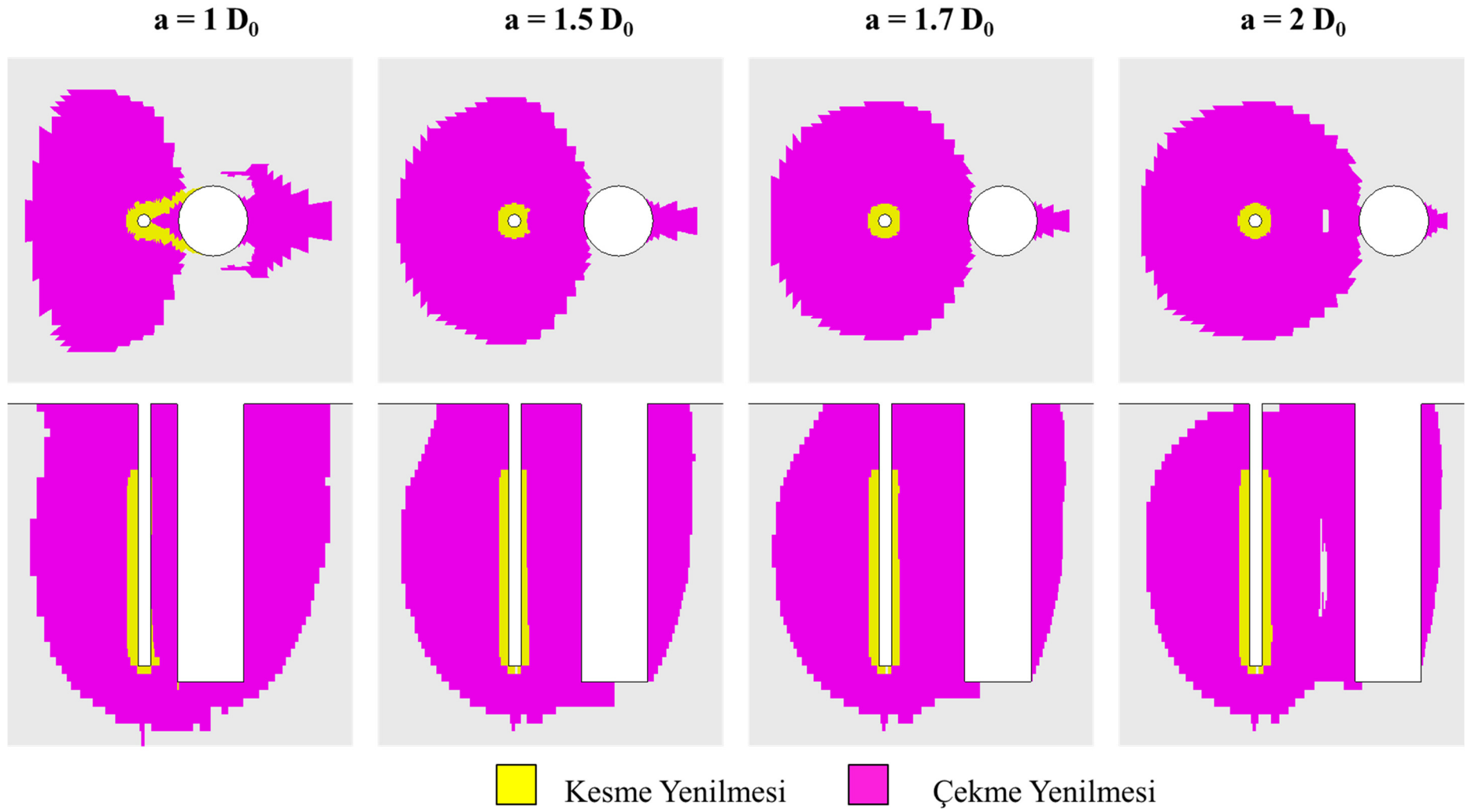
Şekil 10.3 Boş delik çapı 76 mm için granit türü kayada infilak başlangıcından 500  $\mu$ s sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.



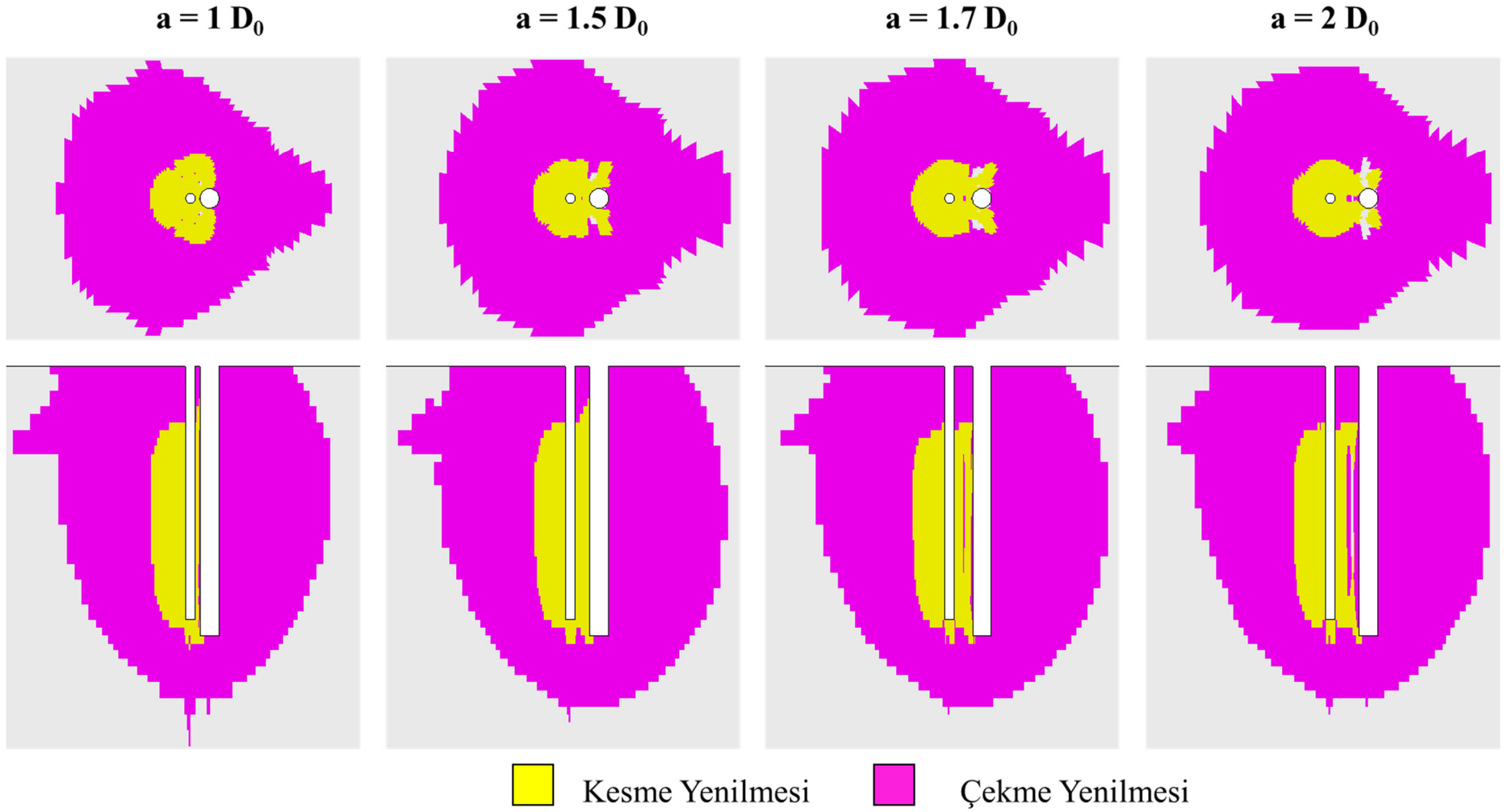
Şekil 10.4 Boş delik çapı 102 mm için granit türü kayacda infilak başlangıcından 500  $\mu$ s sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.



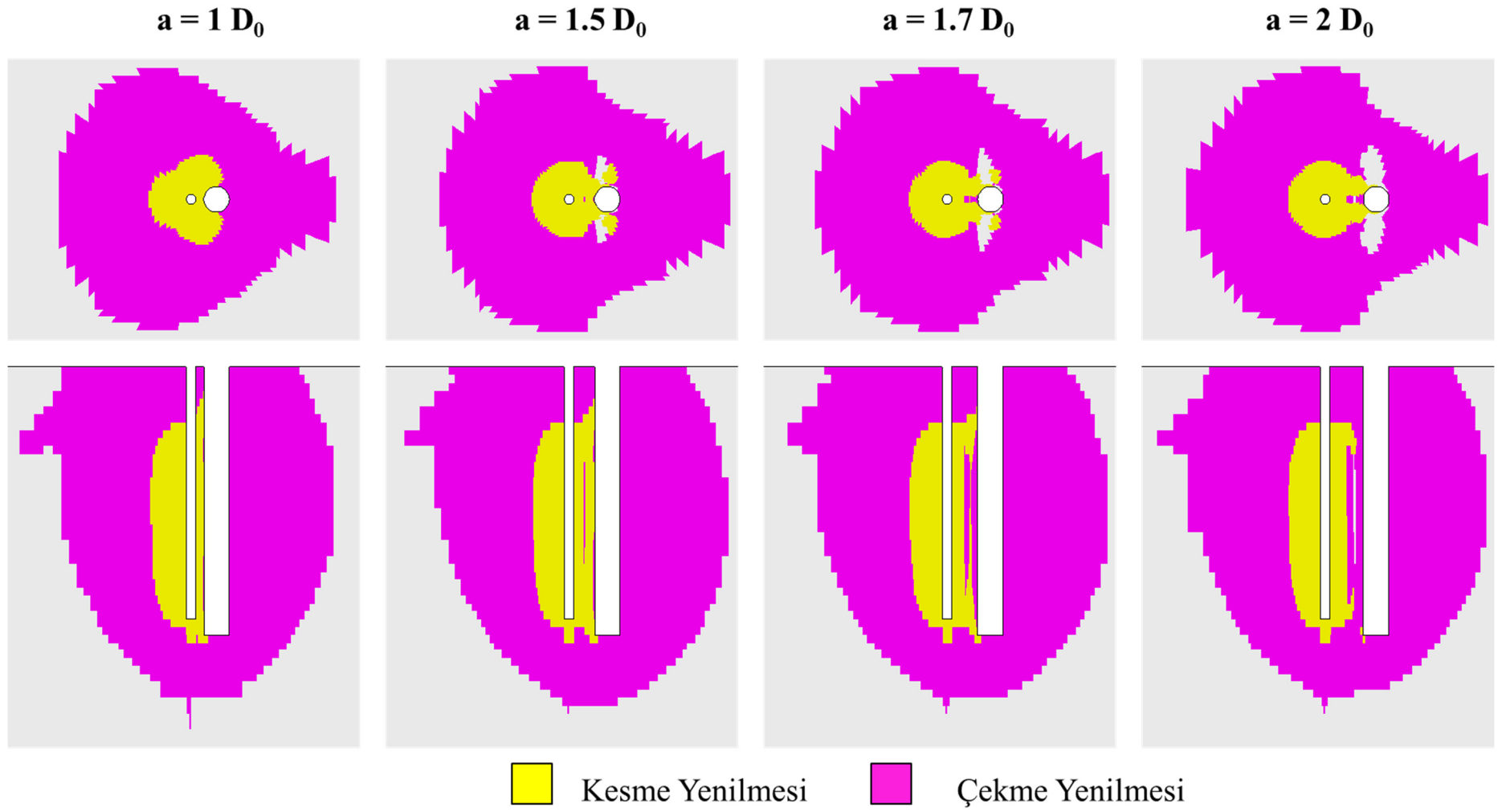
Şekil 10.5 Boş delik çapı 152 mm için granit türü kayada infilak başlangıcından 500  $\mu$ s sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.



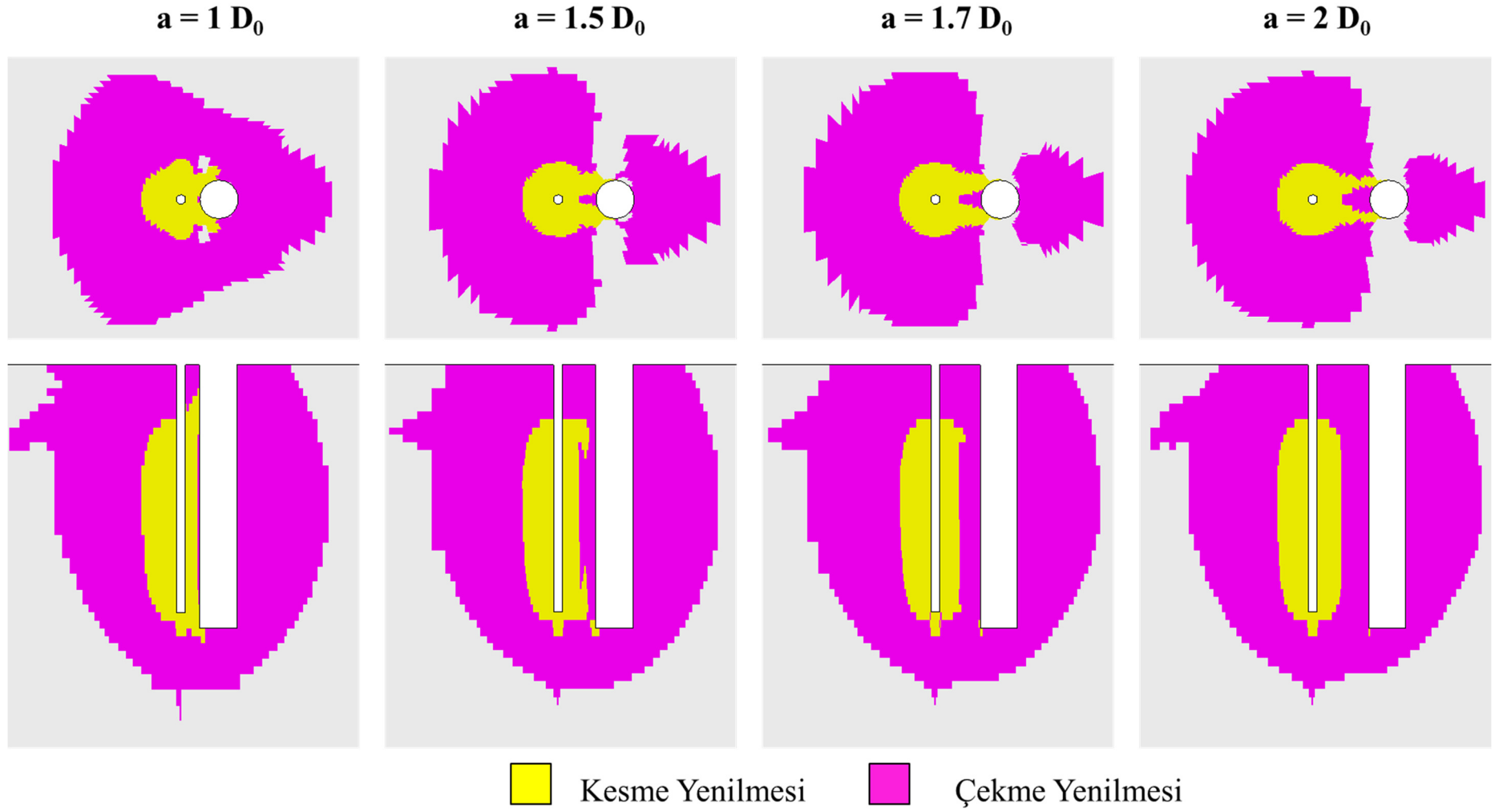
Şekil 10.6 Boş delik çapı 203 mm için granit türü kayada infilak başlangıcından 500  $\mu$ s sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.



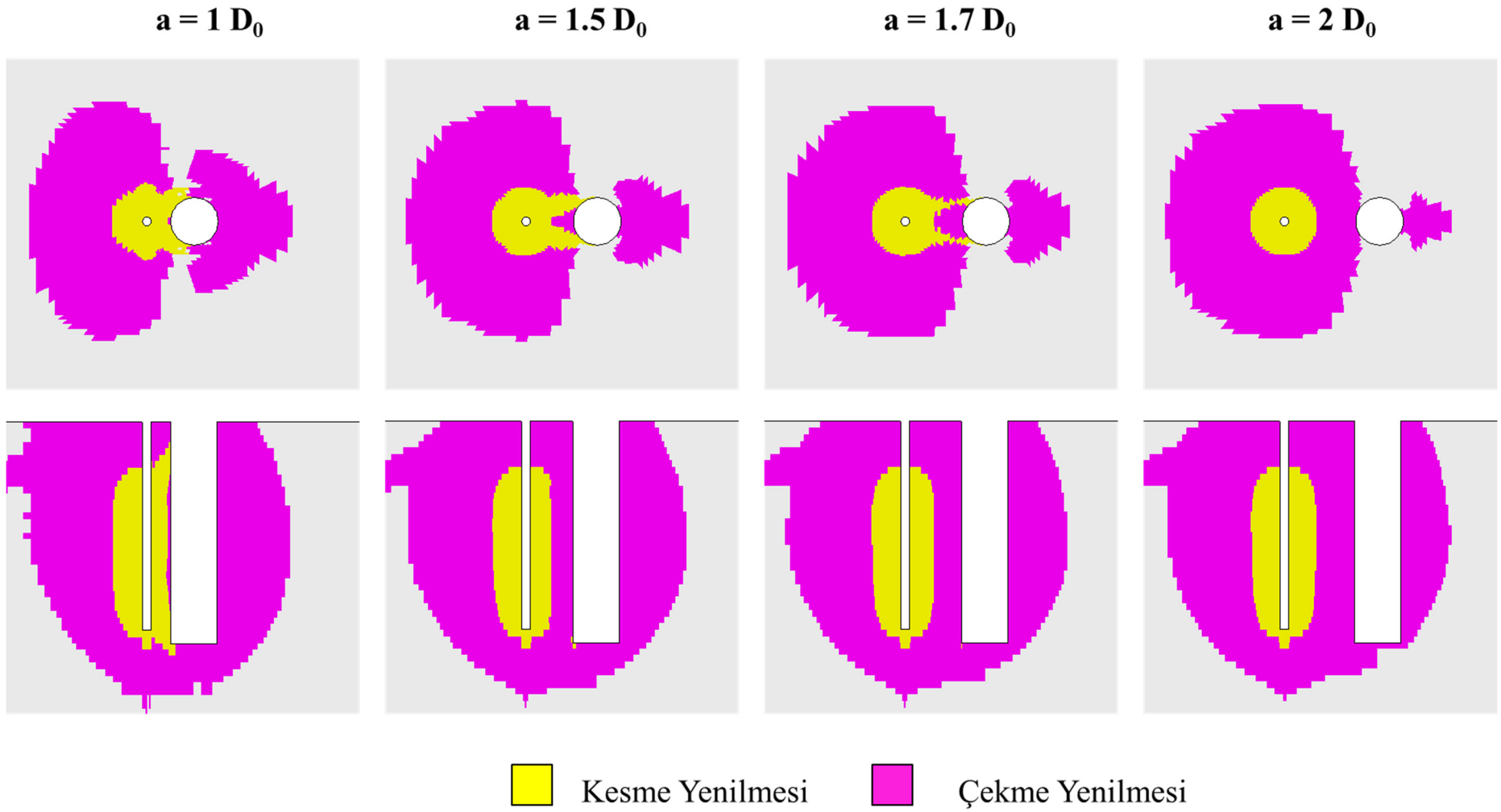
Şekil 10.7 Boş delik çapı 76 mm için kumtaşı türü kayada infilak başlangıcından  $500 \mu s$  sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.



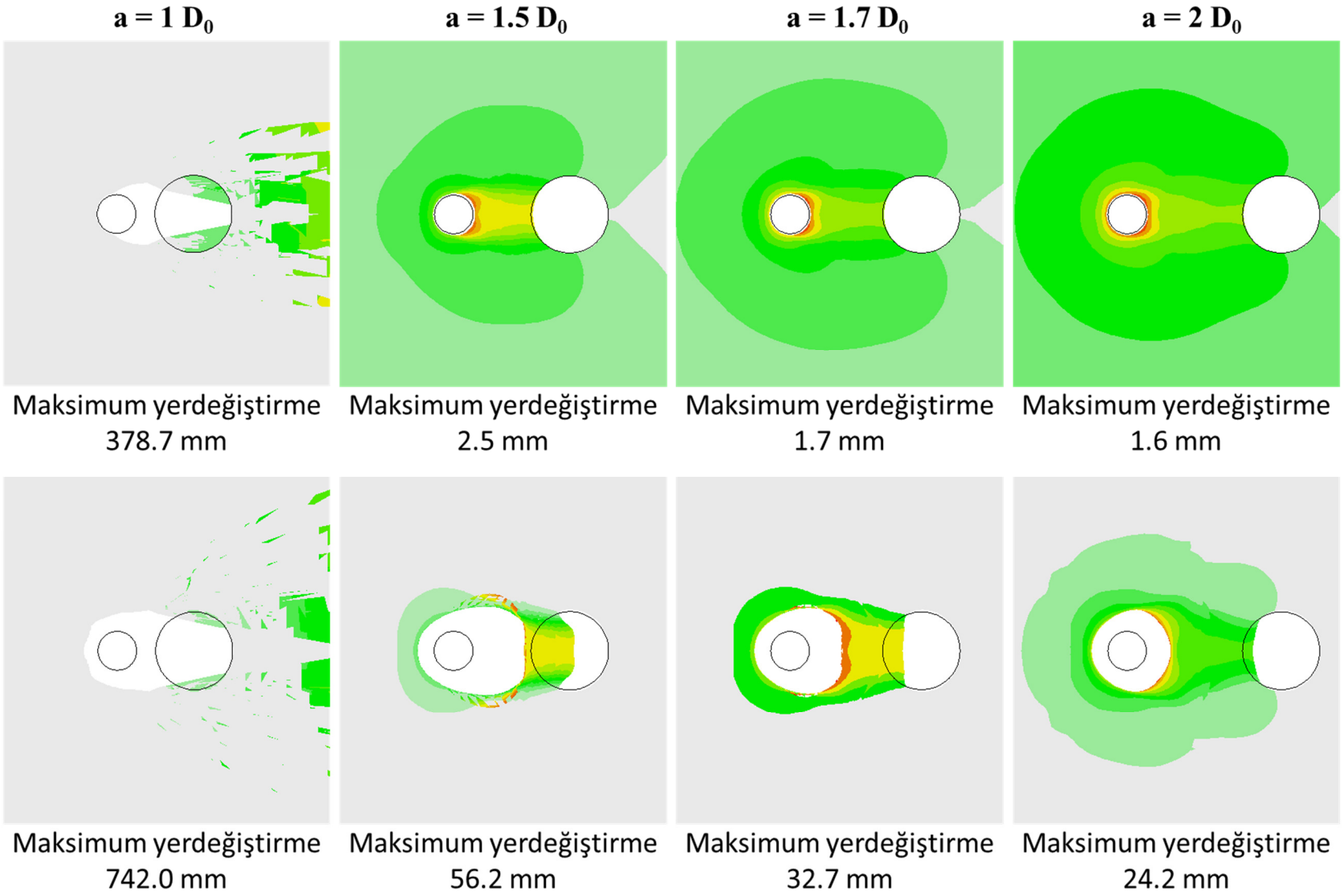
Şekil 10.8 Boş delik çapı 102 mm için kumtaşı türü kayaçta infilak başlangıcından 500  $\mu$ s sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.



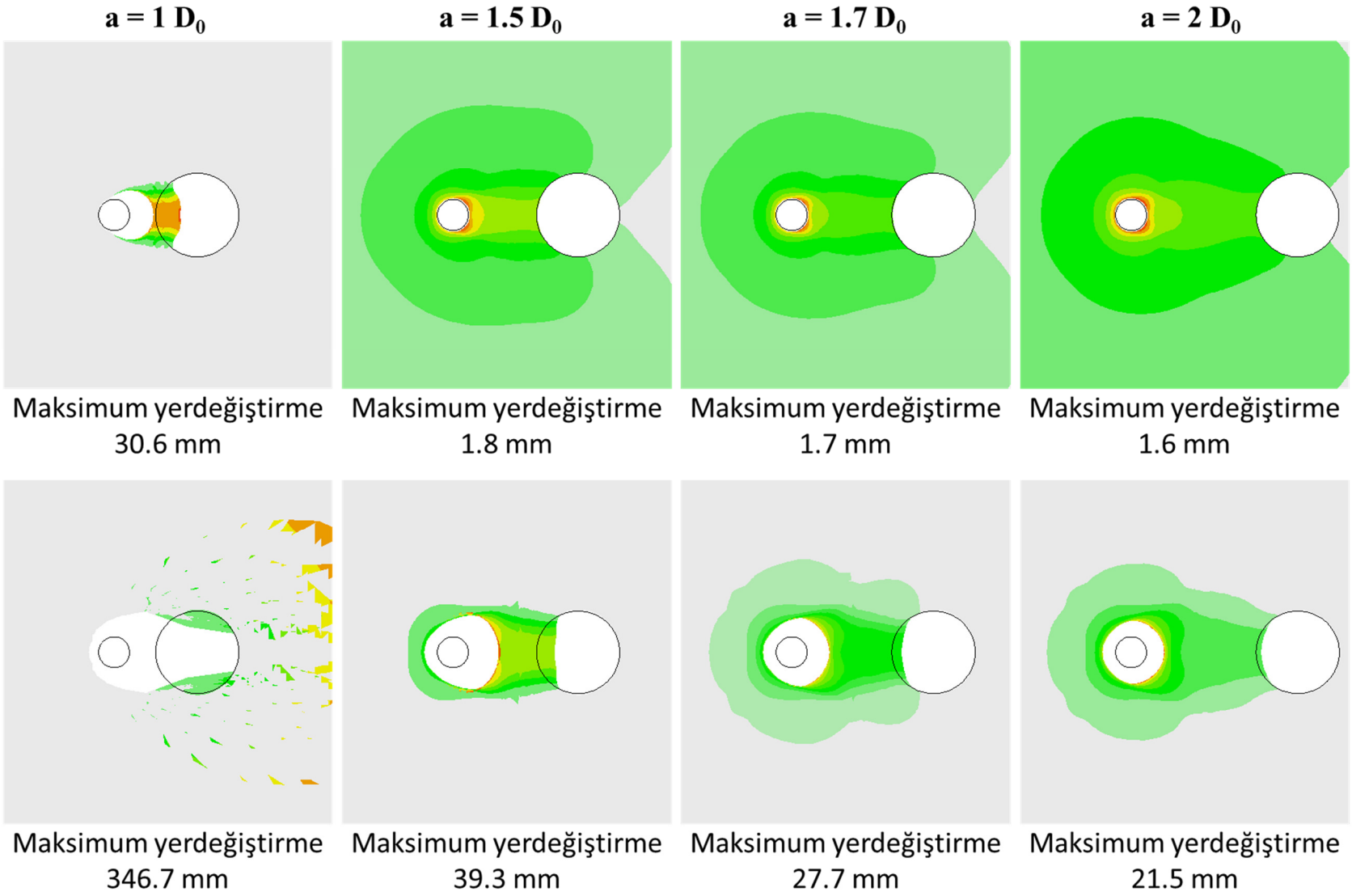
Şekil 10.9 Boş delik çapı  $152 \text{ mm}$  için kumtaşı türü kayaçta infilak başlangıcından  $500 \mu\text{s}$  sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.



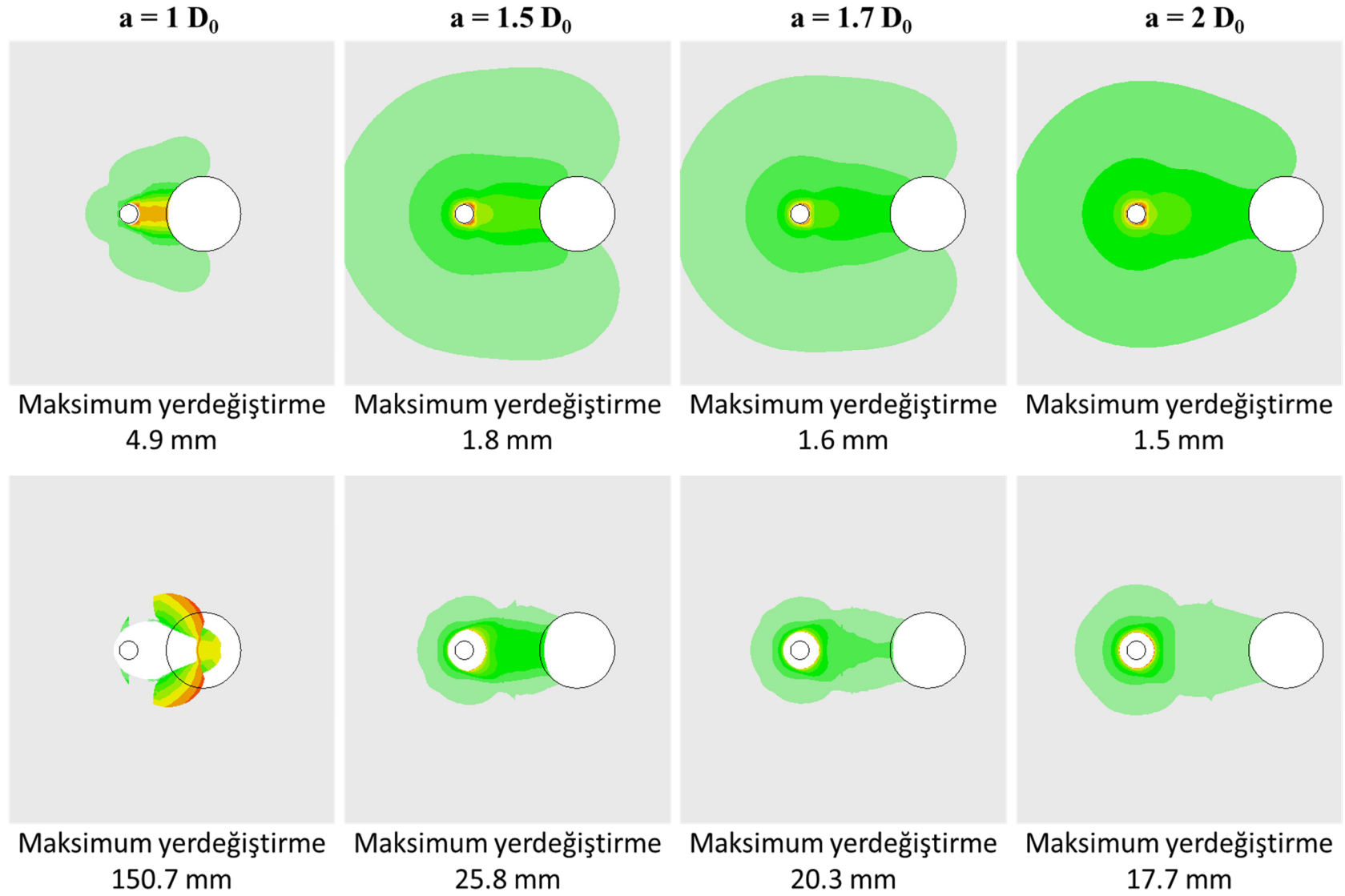
Şekil 10.10 Boş delik çapı 203 mm için kumtaşı türü kayada infilak başlangıcından 500  $\mu$ s sonra oluşan yenilme bölgelerinin farklı merkezler arası mesafelere göre değişimi.



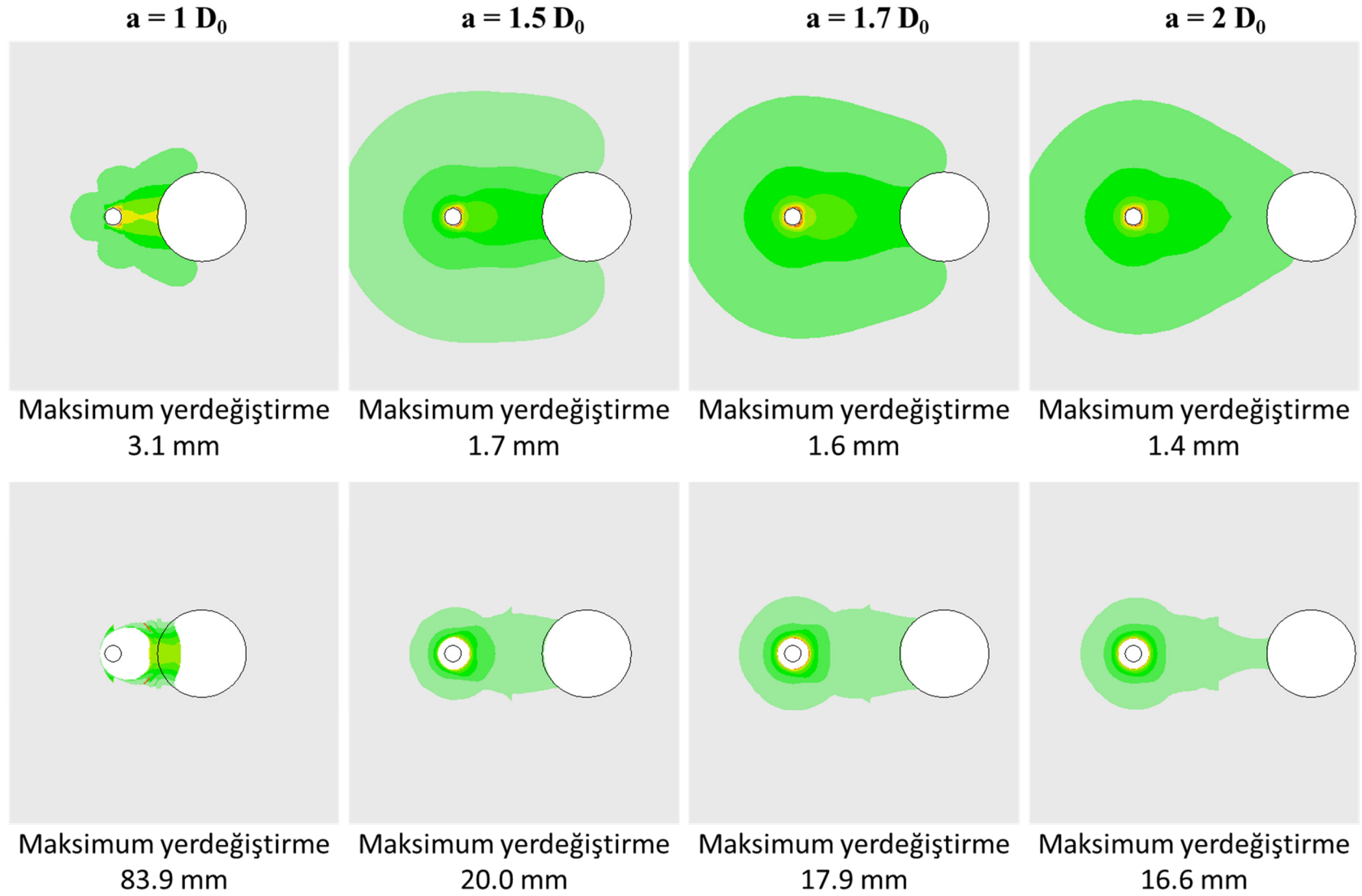
Şekil 10.11 Boş delik çapı 76 mm için granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayaçta elde edilen maksimum yerdeğistirme konturları (1:1).



Şekil 10.12 Boş delik çapı 102 mm için granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayada elde edilen maksimum yerdeğiştirme konturları (1:1).



Şekil 10.13 Boş delik çapı 152 mm için granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayada elde edilen maksimum yerdeğıştirme konturları (1:1).



Şekil 10.14 Boş delik çapı 203 mm için granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayada elde edilen maksimum yerdeğiştirme konturları (1:1).

Farklı merkezler arası mesafeleri değerlendirmek için yerdeğiştirme konturları ve maksimum yerdeğiştirme miktarları incelendiğinde elde edilen bulgular şu şekilde özetlenebilir:

Boş delik çapının 76 mm olması durumunda, hem granit hem kumtaşı cinsi kayaç için de merkezler arası mesafenin  $1D_0$  olması durumunun aşırı derecede yüksek yerdeğiştirme oluşturduğu göze çarpmaktadır. Her ne kadar, gerçek patlatmalarda delik içerisinde oluşan yüksek basınçlı gazların delikten dışarıya doğru hızla çıkışıyla birlikte kırılan kaya parçalarının delikten dışarı atılması etkisi söz konusu olsa da, delik çapına göre oldukça aşırı miktarda oluşan bu yerdeğiştirme miktarları parçalanan kayacın boş delik içerisinde sıkışmasına neden olabilecektir. Bir başka değişle, aşırı yüksek yerdeğiştirmelerin gerçek arazi patlatmalarında patlayan ve parçalanan kayacın arından dışarı fırlatılmasından daha çok boş delik içerisinde sıkışmasına yol açacağı n görülmektedir. Aynı koşullar altında, merkezler arası mesafenin giderek arttığı durumlar incelendiğinde, granit cinsi kayaçta patlayıcı kuvvetinin yetersiz kalmasından dolayı sağlıklı bir yorum yapmak gttr. Bununla birlikte, kumtaşı cinsi kayaç için elde edilen sonuçlara bakıldığında, merkezler arası mesafenin  $1.5D_0$  ve  $1.7D_0$  olması durumunun parçalanan kayayı boş deliğe doğru doldurmada oldukça başarılı olduğu söylenebilir. Diğer yandan, yine kumtaşı cinsi kayaçta bu sefer merkezler arası mesafenin  $2D_0$  olması durumunda, yalnızca patlatma deliği çevresinde bir kayaç hareketi gözlemlenmekte ve parçalanan kayacın boş deliğe doğru hareket ettirilemediği görülmektedir.

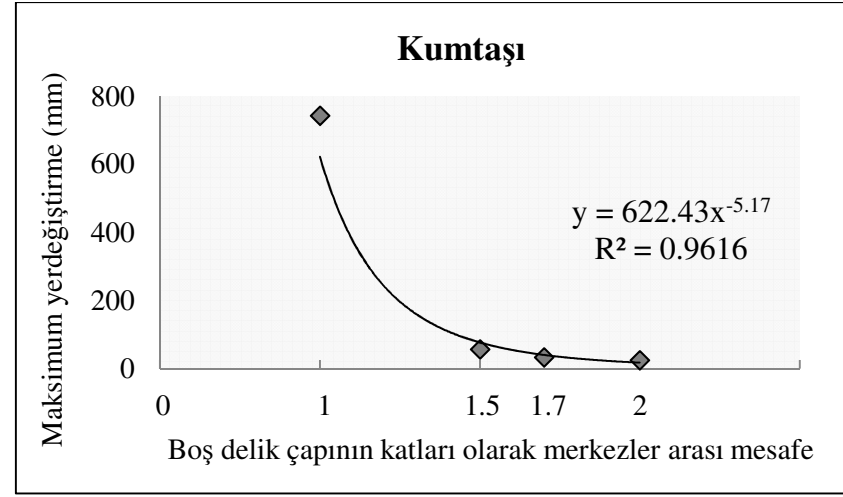
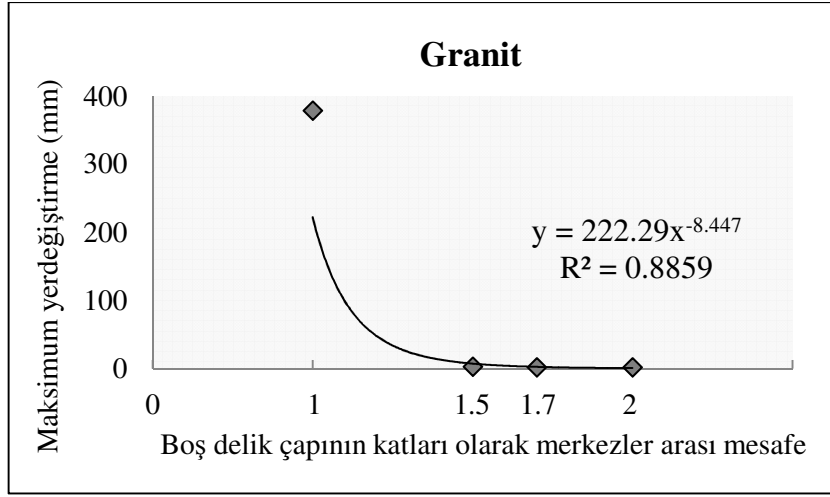
Boş delik çapının 102 mm olması durumunda, granit cinsi kayaçta merkezler arası mesafenin  $1D_0$  olduğu koşulda başarılı bir kaya hareketi oluştuğu gözlemlenmektedir. Elde edilen sonuçlar, aynı kayaçta diğer koşulların başarısız bir patlatmayla sonuçlanacağını işaret etmektedir. Buradan yola çıkarak, sağlam kayaçta düşük kuvvetli bir patlayıcı kullanıldığında, patlatma ve boş delik arasındaki mesafe yakınlılaştırılarak ve uygun bir boş delik çapıyla başarılı bir patlatma yapılabilceği sonucu çıkarılabilir. Ancak, kumtaşı cinsi kayaçta elde edilen sonuçlara bakıldığında yine boş delik çapının 76 mm olması durumunda elde edilen sonuçlara benzer sonuçlar elde edildiği göz önünde bulundurulmalıdır. Başka bir ifade ile, kumtaşı cinsi kayaçta merkezler arası mesafenin  $1D_0$  olması durumunun aşırı derecede yüksek yerdeğiştirmeler oluşturduğu için başarısız, bu mesafenin  $1.5D_0$  ve  $1.7D_0$  olması durumlarının başarılı ve son olarak bu mesafenin  $2D_0$  olması durumunun ise yine başarısız bir patlatmayı işaret ettiği sonuçlarına varılabilir.

Boş delik çapının 152 mm olması durumunda ise granit cinsi kayaçta bütün koşullar olumsuz bir patlatma ile sonuçlanırken, kumtaşı cinsi kayaçta da benzer olarak olumlu bir patlatmadan söz etmek mümkün olmamaktadır. Kumtaşı cinsi kayaçta, merkezler arası mesafenin  $1D_0$  olması durumunun üste bahsedilen diğer iki koşula benzer olarak yine aşırı derecede yüksek yerdeğiştirme oluşturduğu gözlemlenmektedir. Bu kayaçta, merkezler arası mesafenin diğer üç koşulunda ise parçalan kayanın boş deliğe doğru ötelenmesinin başarısız olduğu görülmektedir.

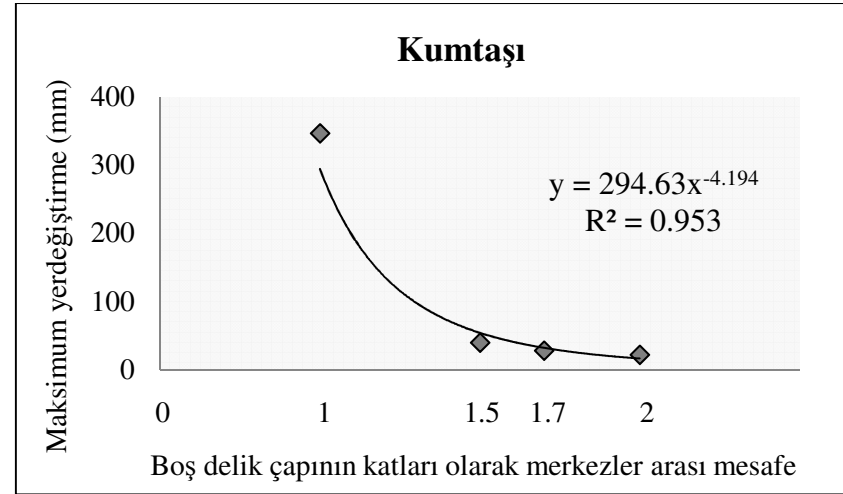
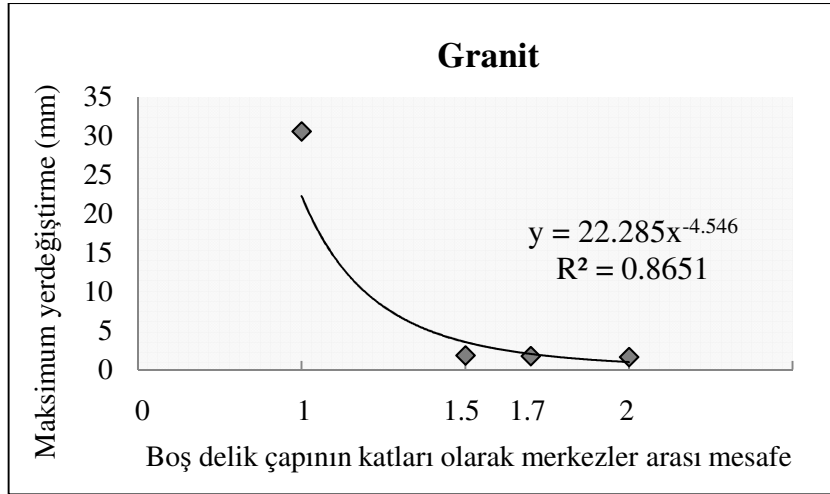
Boş delik çapının 253 mm olması durumunda, boş delik çapının oldukça büyük olmasından dolayı patlatma deliği ve boş delik arasındaki mesafe boş delik çapının katları halinde oldukça artmıştır ve böylece, çözümlenelerde kullanılan patlayıcı madde delik basıncı, bu koşullar altında kayacı parçalayıp boş deliğe doğru ötelemede yetersiz kalmıştır. Çözümlenelerde kullanılan bu koşullar altında, 253 mm boş delik çapı için sadece kumtaşı cinsi kayaçta merkezler arası mesafenin  $1D_0$  olduğu durum başarılı bir patlatmayı göstermektedir.

Elde edilen bu sonuçların ışığı altında, bazı kaya koşulları ve/veya boş delik çapları için merkezler arası mesafenin  $1D_0$  olmasının da olumlu sonuçlar verebileceği söylenebilir. Bununla birlikte, göz önünde bulundurulmuş kaya ve patlayıcı madde kombinasyonları için merkezler arası mesafenin  $2D_0$  olmasının hiçbir boş delik çapı için olumlu olmadığı sonucu da ayrıca elde edilmiştir.

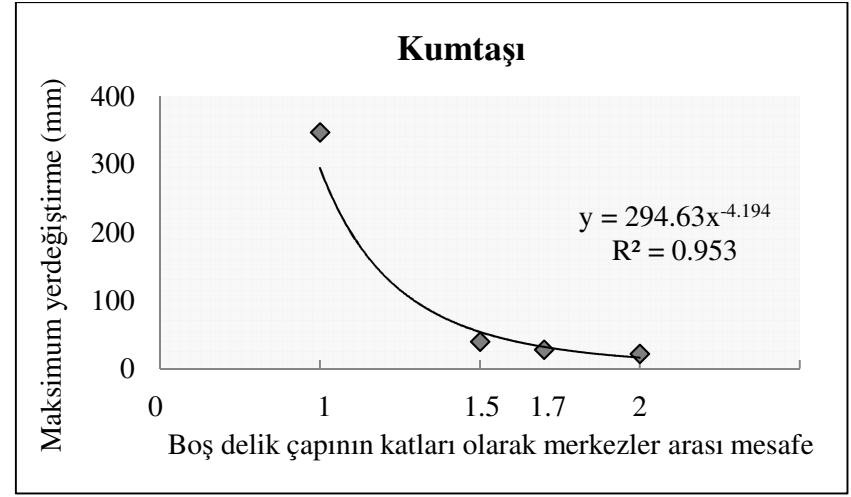
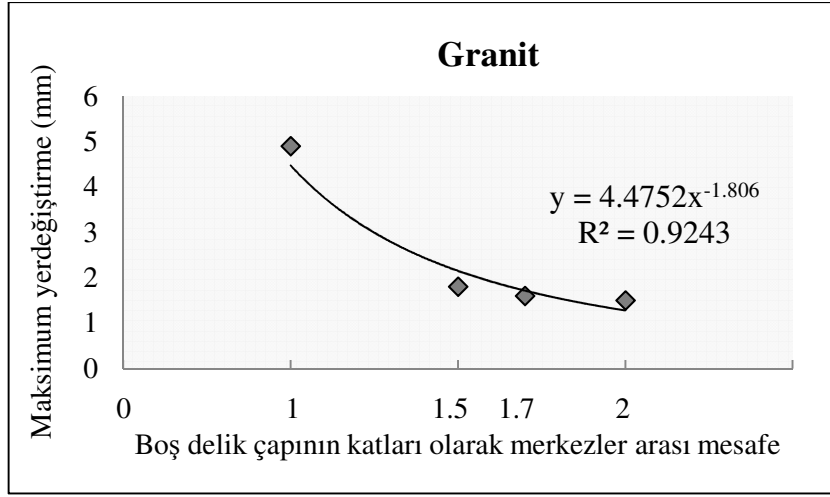
Şekil 10.11-10.14'de verilen maksimum yerdeğiştirme değerlerinin, her bir durum için grafik üzerinde gösterimleri Şekil 10.15-10.18'de sunulmaktadır. Sayısal model içerisinde meydana gelen maksimum yerdeğiştirme miktarlarının grafiksel olarak gösterimi ilk bakışta kıyaslama yapabilmek için kolaylık sağlamaktadır. Bu grafikler incelendiğinde genel olarak kumtaşı cinsi kayaç için merkezler arası mesafenin  $1.5D_0$ ,  $1.7D_0$  ve  $2D_0$  olması durumlarının yaklaşık sonuçlar verdiği görülmektedir. Granit türü kayaçta ise kullanılan boş delik çapı büyüdükçe merkezler arası mesafe de büyüdüğünden, çözümlenelerde kullanılan patlayıcı madde kuvvetine göre delikler arası mesafe azaldıkça daha yüksek yerdeğiştirme oluşacağı görülmektedir. Her bir boş delik çapı için ayrı ayrı hazırlanan bu grafiklerde, patlatma deliği ve boş delik merkezleri arası mesafe ve patlatma sonrası oluşan yerdeğiştirme arasında oldukça yüksek belirleme katsayılarına sahip ( $R^2 \approx 0.86-0.96$ ) üssel bir ilişki olduğu ortaya konulmuştur.



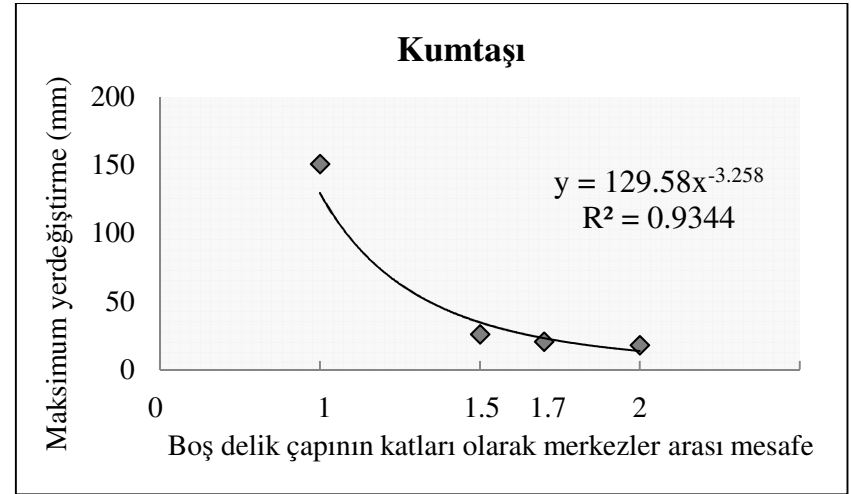
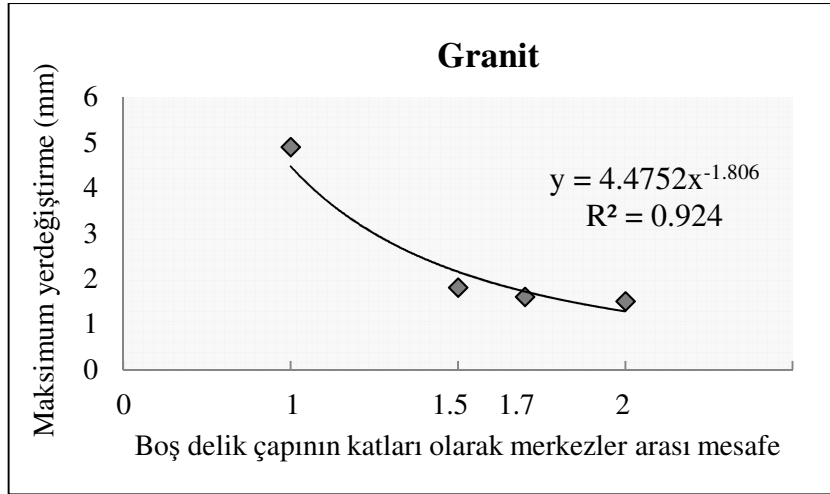
Şekil 10.15 Boş delik çapı 76 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarları.



Şekil 10.16 Boş delik çapı 102 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarları.



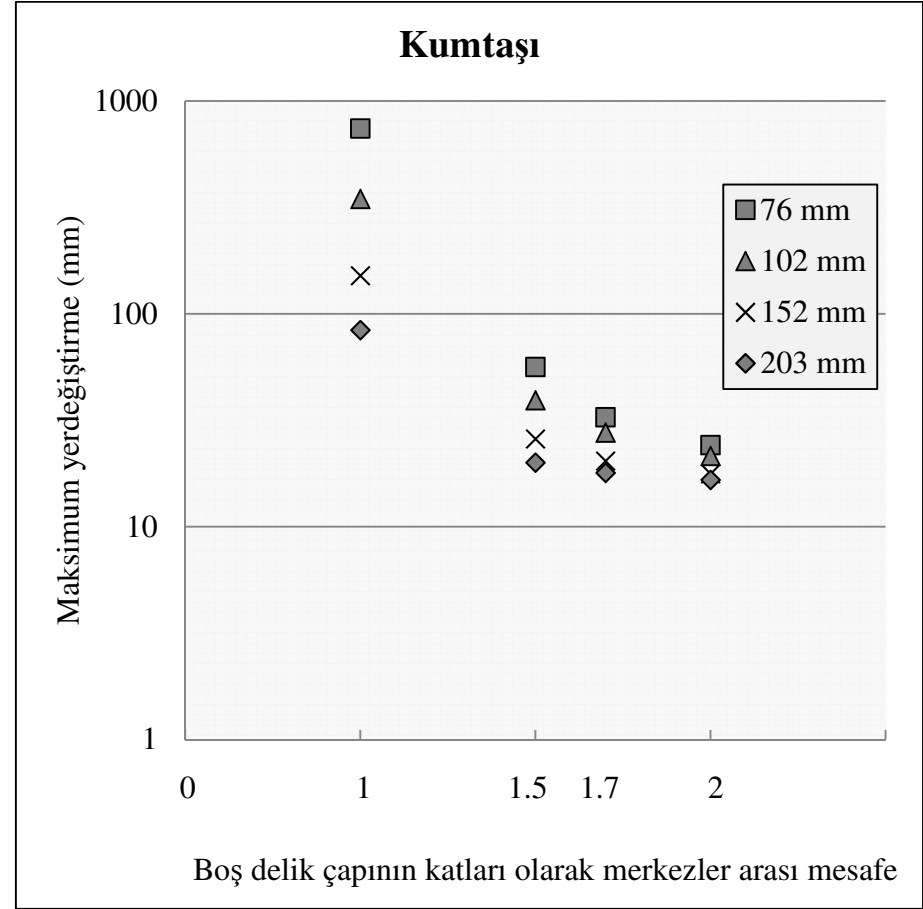
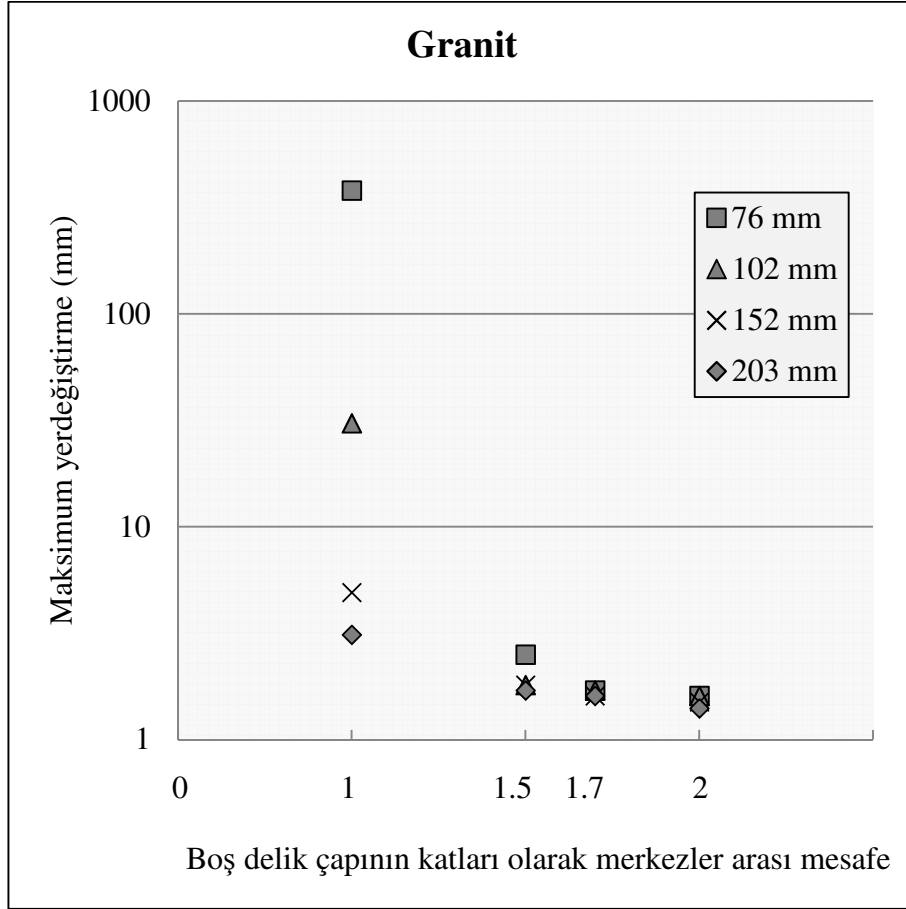
Şekil 10.17 Boş delik çapı 152 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarları.



Şekil 10.18 Boş delik çapı 203 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarları.

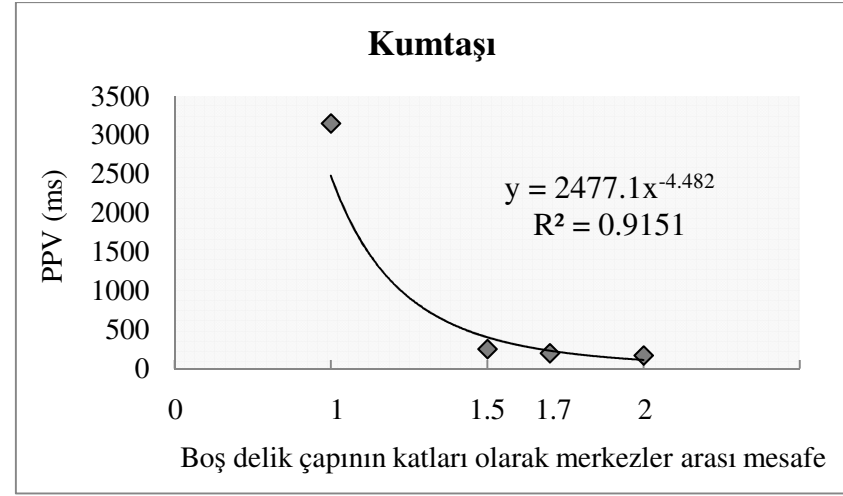
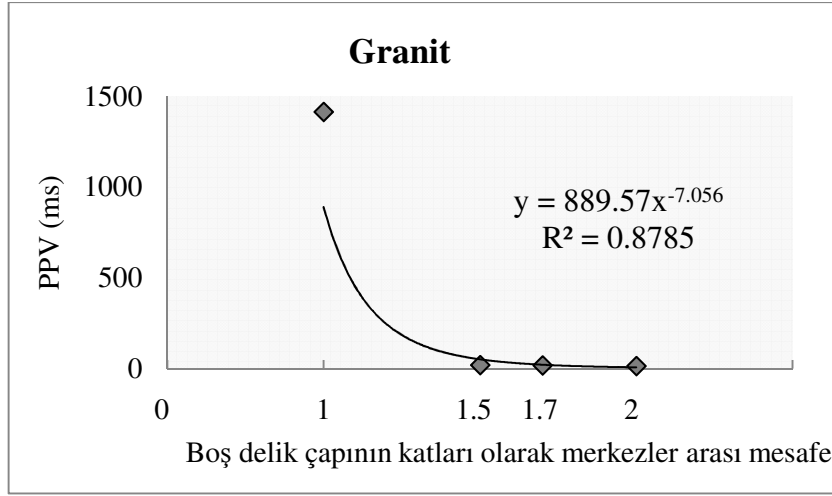
Granit ve kumtaşı cinsi kayada oluşan maksimum yerdeğiştirme miktarlarının, göz önünde bulundurulan farklı boş delik çapları için toplu halde gösterimi Şekil 10.19’da yarı-logaritmik ölçekte sunulmaktadır. Burada, kullanılan her bir boş delik çapı için elde edilen yerdeğiştirme miktarlarının değer aralığı birbirinden çok farklı olduğundan, sonuçları aynı grafikte gösterebilmek için dikey eksen logaritmik olarak seçilmiştir. Bu grafiklerden görülebileceği gibi, granit türü kayada birçok boş delik-merkezler arası mesafe kombinasyonunda elde edilen maksimum yerdeğiştirme miktarları 10 mm’nin altında kalmıştır. Granit türü kayada sadece 102 mm boş delik apı  $1D_0$  durumunun kabul edilebilir miktarda yerdeğiştirme oluşturduğu görülmektedir. Kumtaşı cinsi kayada ise, merkezler arası mesafenin  $1D_0$  olması durumunun 203 mm çapındaki boş delik hariç diğer boş delik koşulları için olumsuz olduğu görülmektedir. Bu tür kayada, merkezler arası mesafe büyüdükçe oluşan yer değiştirmenin de beklendiği gibi düştüğü görülmektedir.

Daha nceki bölümlerde bahsedildiği gibi, bir noktada ölçülen patlatma kaynaklı bir sarsıntının en yüksek parçacık hızı, o bölgede oluşan enerjinin de bir göstergesi olarak düşünülebilir. Buradan yola çıkarak, aynı cins kayada ve aynı tür patlayıcı madde ile yapılan patlatmalarda, ölçülen en yüksek parçacık hızı değerlerinden büyük olanının daha iyi kaya parçaladığı sonucuna varılabilir. Sayısal zmlelerde üç-boyutlu model içerisinde belirlenen en yüksek parçacık hızı kayıt noktaları arasında, patlatma kaynağına eşit uzaklıkta olan ve merkezler arasındaki kaya kütlesinde oluşan enerjiyi en iyi temsil eden nokta P1 noktasıdır. Bu nedenle, bu noktadan bulunan en yüksek parçacık hızı değerinin kullanılmasının çalışma için uygun ve yeterli olduğu sonucuna varılmıştır.

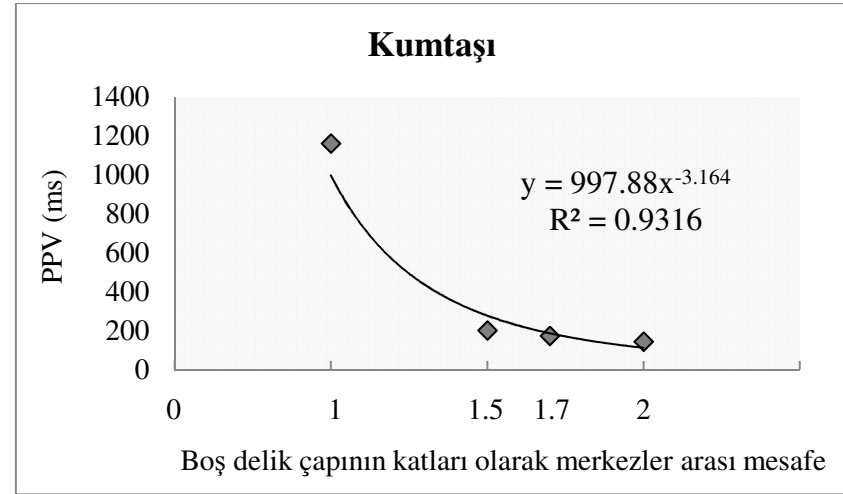
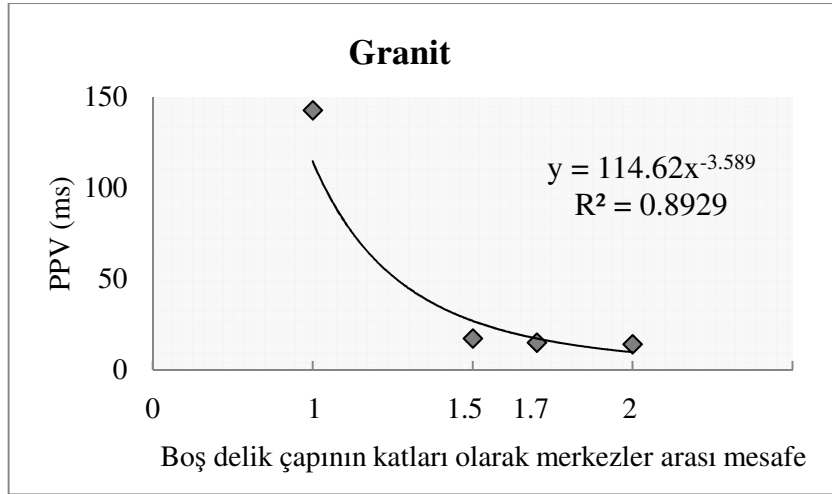


Şekil 10.19 Farklı boş delik çapları için granit (solda) ve kumtaşı (sağda) cinsi kayalarda gözlemlenen maksimum yerdeğiştirme miktarlarının yarı-logaritmik ölçekte gösterimi.

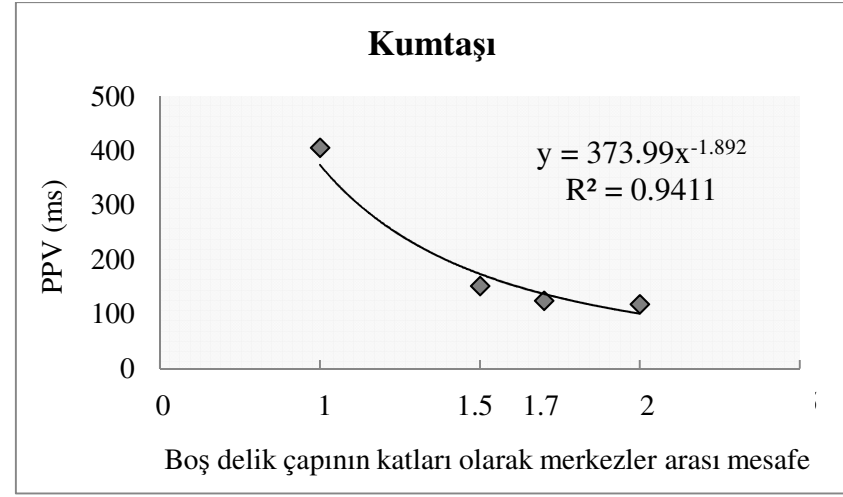
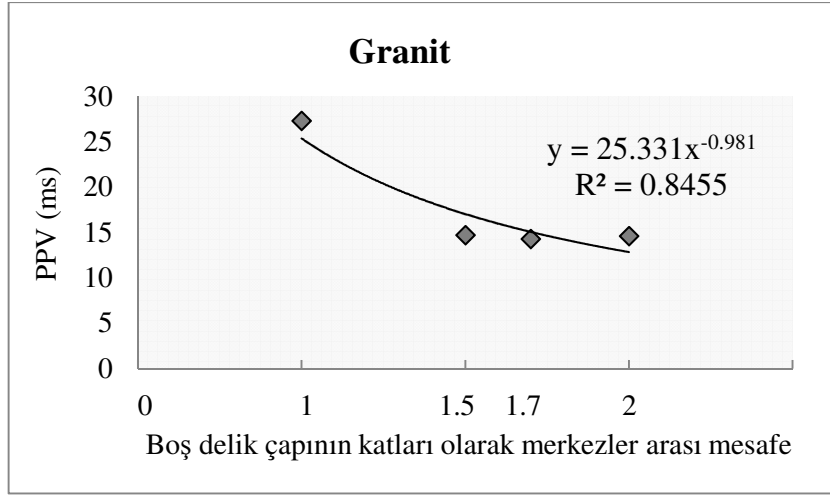
Yerdeğiştirme grafikleriyle elde edilen sonuçları desteklemek amacıyla, patlatma deliğinin boş deliğe en yakın dördünde (dörtte birlik kısmında) konumlandırılmış P1 noktasında (Bkz. Şekil 10.1) oluşan en yüksek parçacık hızı değerleri, yerdeğiştirme grafiklerine benzer olarak göz önünde bulundurulan her bir boş delik çapı için ayrı ayrı grafiksel olarak Şekil 10.20-10.23'de sunulmaktadır. Her bir boş delik çapı için ayrı ayrı hazırlanan bu grafiklerde, patlatma deliği ve boş delik merkezleri arası mesafe ve patlatma sonrası patlatma deliği cidarında oluşan en yüksek parçacık hızı arasında oldukça yüksek belirleme katsayılarına sahip ( $R^2 \approx 0.77-0.94$ ) üssel bir ilişki olduğu görölmektedir. Şekil 10.24 de ise sayısal çözümlenmeler sonucunda granit ve kumtaşı cinsi kayaçta patlatma deliği cidarında oluşan en yüksek parçacık hızı miktarlarının, göz önünde bulundurulan farklı boş delik çapları için toplu halde gösterimi yarı-logaritmik ölçekte sunulmaktadır. En yüksek parçacık hızı grafiklerinden elde edilen sonuçlar, yerdeğiştirme grafiklerinden elde edilen sonuçları destekler niteliktedir.



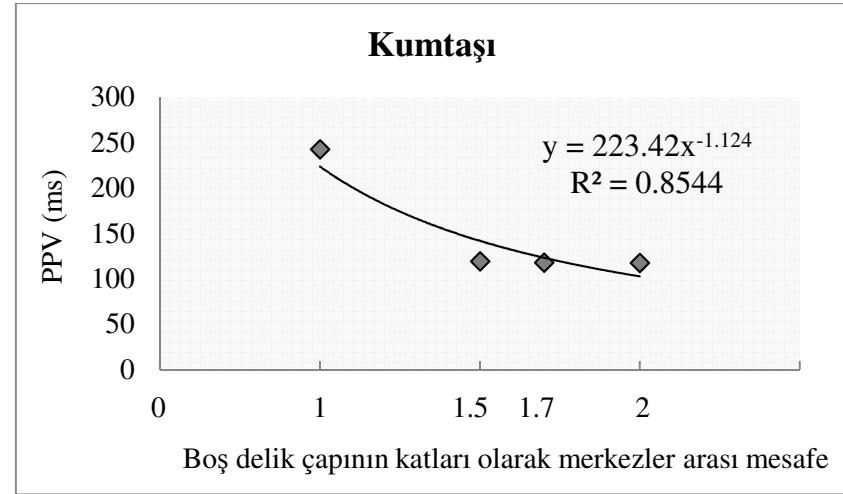
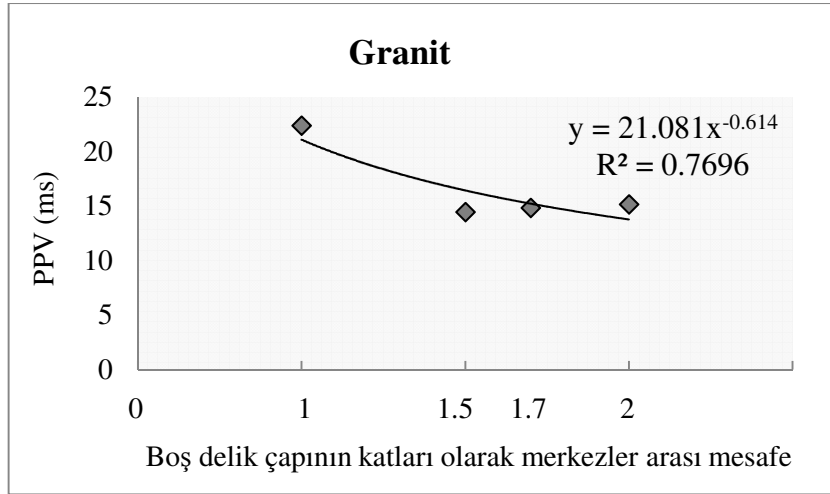
Şekil 10.20 Boş delik çapı 76 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerleri.



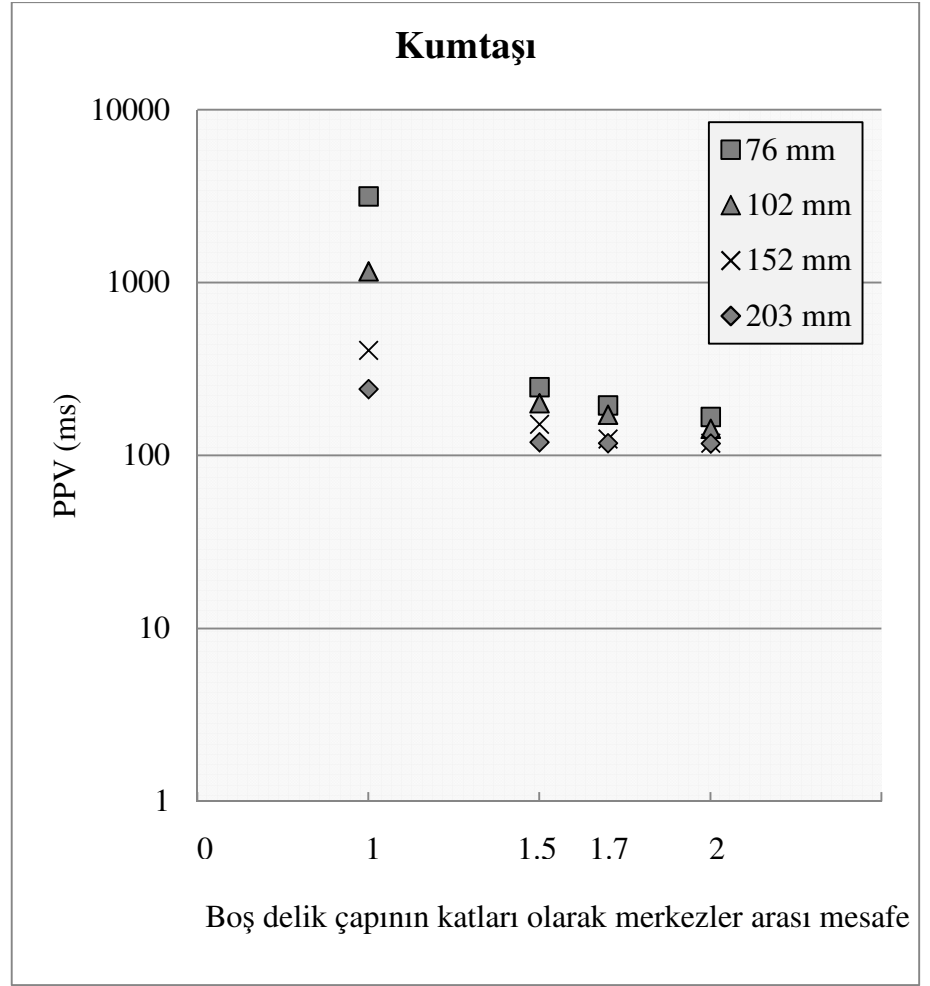
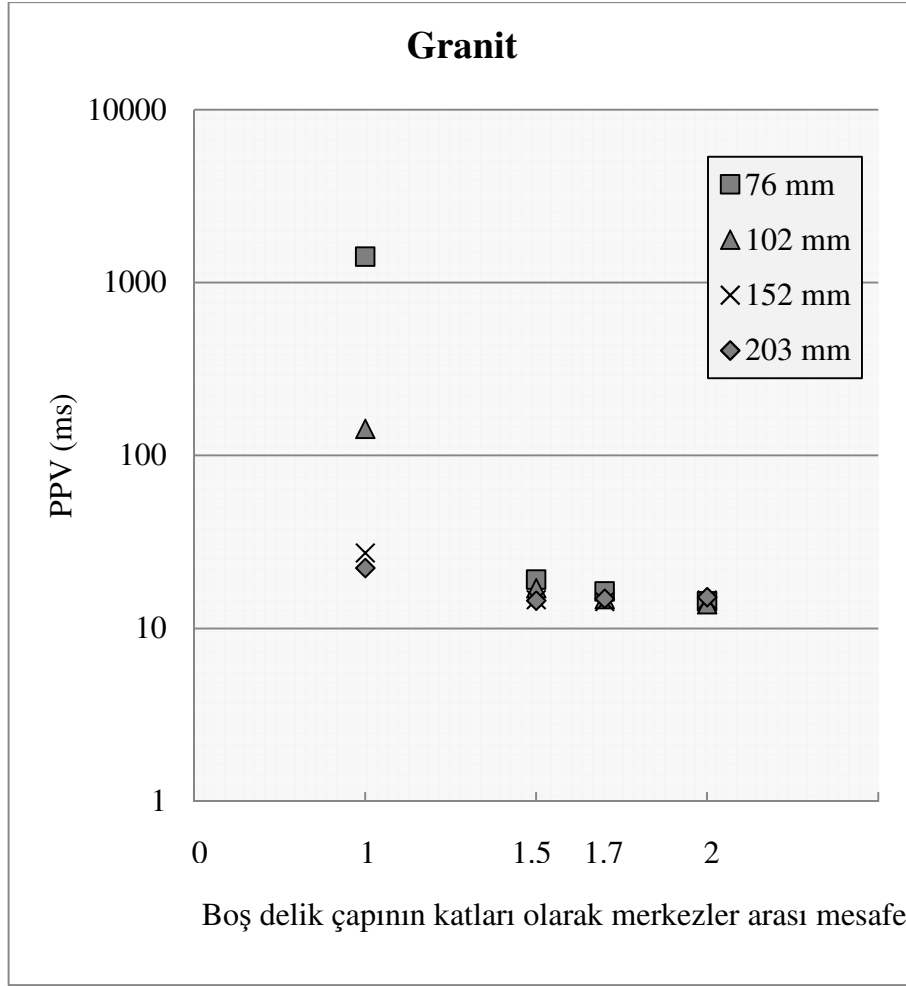
Şekil 10.21 Boş delik çapı 102 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerleri.



Şekil 10.22 Boş delik çapı 152 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerleri.

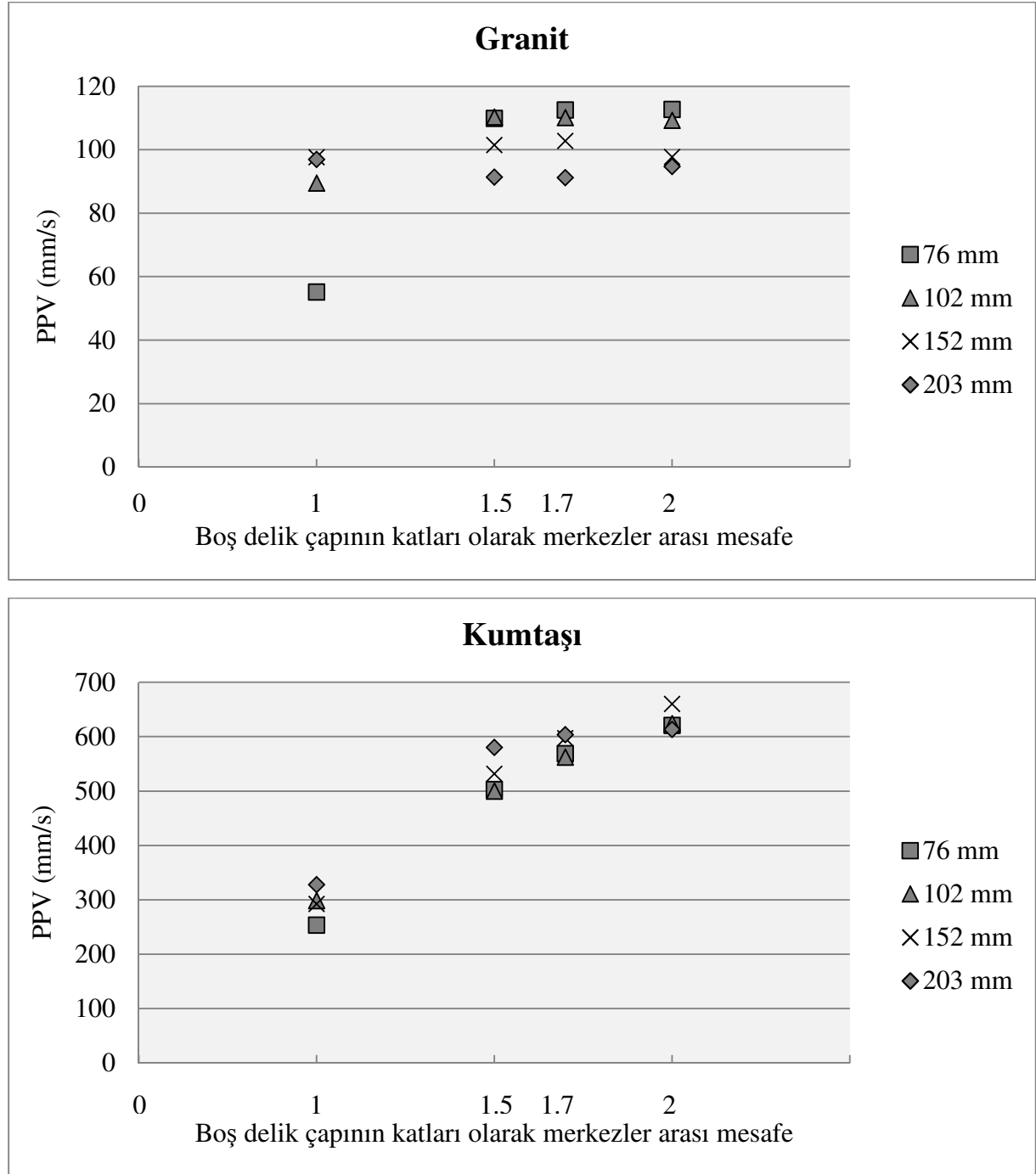


Şekil 10.23 Boş delik çapı 203 mm için granit ve kumtaşı cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerleri.



Şekil 10.24 Farklı boş delik çapları için granit (solda) ve kumtaşı (sağda) cinsi kayalarda P1 noktasında gözlemlenen en yüksek parçacık hızı değerlerinin yarı-logaritmik ölçekte gösterimi.

Şekil 10.25’de patlatma deliğinden 2 m uzaklıkta bulunan model yan duvarındaki P5 noktasında (Bkz. Şekil 10.1) ölçülen PPV değerleri farklı kaya türleri için ayrı ayrı sunulmuştur. Bu uzaklıkta, farklı boş delik çapları kullanılarak yapılan çözümler sonucunda ölçülen PPV değerleri, birbirleriyle kıyaslama yapılabilecek aralıkta olduklarından hepsi incelenen farklı kaya türlerine göre bir grafikte toplanabilmıştır.



Şekil 10.25 Granit (üste) ve kumtaşı (altta) cinsi kayalarda model duvarında ölçülen en yüksek parçacık hızı değerlerinin farklı kombinasyonlar için gösterimi.

Şekil 10.25 incelendiği zaman, ölçüm noktasının orta çekme bölgesinin içerisi değil de orta çekme alanının dış tarafı olmasından dolayı, orta çekme etkinliğinden daha çok diğer deliklere verebileceği zarar ve orta çekme bölgesindeki çevre kayacın örselenme derecesi hakkında bilgi vermekte olduğu anlaşılmaktadır. Bu şekilden de görülebileceği gibi, patlatma deliği ve boş delik arasındaki mesafe arttıkça orta çekme alanı dışındaki belirli bir bölgede ölçülen yersarsıntısının en yüksek parçacık hızı değerinin de giderek arttığı görülmektedir. Bu durumda, boş delik çapının büyük olması gerektiği yüksek ilerlemeli patlatma çalışmalarında ilk patlatma deliği ve boş delik arasındaki mesafenin mümkün olduğunda kısa seçilmesi, diğer deliklerin patlatma işleminden etkilenmemesi için uygun olacağı anlaşılmaktadır.

### 10.3 GENEL DEĞERLENDİRME

Bir önceki bölümde, farklı değerlendirme yöntemleri kullanılarak, patlatma deliği ve boş delik arasında bırakılması gereken mesafenin en ideal patlatmayı sağlayan değeri için, detaylı karşılaştırmalar yapılmıştı. Bu bölümde, bütün bu karşılaştırma şekilleri ve grafikleri ortaya koydukları önem bakımından değerlendirilerek özetlenmiştir. Çizelge 10.1’de, granit ve kumtaşı cinsi kaya için elde edilen sonuçların özet değerlendirmesi sunulmaktadır.

Çizelge 10.1 Patlatma etkinliği açısından granit ve kumtaşı türü kayaç için merkezlar arası mesafe ve boş delik arasındaki ilişki.

Boş delik çapı	GRANİT				KUMTAŞI			
	Merkezler arası mesafe				Merkezler arası mesafe			
	1D <sub>0</sub>	1.5D <sub>0</sub>	1.7D <sub>0</sub>	2D <sub>0</sub>	1D <sub>0</sub>	1.5D <sub>0</sub>	1.7D <sub>0</sub>	2D <sub>0</sub>
<b>76 mm</b>	x	x	x	x	x	√	√	x
<b>102 mm</b>	√	x	x	x	x	√	x	x
<b>152 mm</b>	x	x	x	x	x	x	x	x
<b>203 mm</b>	x	x	x	x	√	x	x	x

√ : olumlu, x : olumsuz

Bu bölümde yapılan sayısal çözümler göstermiştir ki, farklı boş delik çapları için her zaman patlatma deliği ve boş delik arasındaki mesafenin 1.5D<sub>0</sub> olması durumu en olumlu patlatma sonucunu vermemektedir. Hatta ocak şartları gereği, örneğin, sağlam kayacın kullanılan patlayıcı madde kuvveti düşükse, uygun bir boş delik çapıyla merkezler arası mesafenin 1D<sub>0</sub> alınması bile olumlu sonuçlar verebilmektedir. Bu sonuçlar ışığında, iyi bir patlatma tasarımı için literatüre bağlı kalmayarak, kullanılan patlayıcı ve ortamdaki kaya

biriminin özellikleri dikkate alınarak, her bir işletmenin kendi şartlarına göre orta çekme şablonunu optimize etmesi gerekliliği bir kez daha ortaya konulmuştur.



## BÖLÜM 11

### SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Tez çalışmasının bu bölümü elde edilen sonuç ve önerilerden oluşmaktadır. Bu bağlamda, öncelikle tez çalışması kapsamında elde edilen sonuçlar ve bulgular sunulmuştur. Daha sonra, tez çalışmasının devamı olabilecek nitelikteki çalışmalar hakkında önerilere yer verilmiştir.

#### 10.1 SONUÇLAR

Üç-boyutlu dinamik sonlu farklar yönteminden yararlanarak yapılan sayısal gerilme çözümlerinde, silindirik bir patlatma deliğinde patlatma sonucu patlama deliğini çevreleyen kaya kütlelerinde meydana gelebilecek hasar ve/veya yenilme boyutları değerlendirilmiştir. Gerçekleştirilen üç-boyutlu dinamik sayısal gerilme çözümlerinde aşağıda belirtilen kabuller yapılmıştır:

- Bu çalışmada gerçekleştirilen sayısal çözümler, sürekli ortamların mekanik davranışını sonlu farklar yöntemi kullanarak çözümleyen bir programdan yararlanılarak gerçekleştirilmiştir.
- Sayısal çözümler, patlayıcı enerjisiyle kaya parçalanması olgusuyla sınırlandırılmış olup, kaya kütlelerindeki genişleyen gazların oluşturduğu basınç nedeniyle oluşan hasar göz önünde bulundurulmamıştır.
- Delik duvarına etki eden dinamik basınç, patlayıcı maddenin patlama deliğini tamamen doldurduğu varsayılarak, ideal gazların hal denklemlerinden türetilmiş basitleştirilmiş bir eşitlik kullanılarak tahmin edilmiştir.

- Yüksek ve düşük infilak basıncı elde etmek için infilak hızlarına ve yoğunluklarına göre iki farklı patlayıcı madde seçilmiş ve en yüksek basınç değeri patlayıcı türüne bağlı olarak sabit tutulmuştur.
- Delik basıncının zamana bağlı değişim özelliğini tanımlamak için, maksimum değerine çok kısa zamanda ulaşan ve sonra sıfır değerine uzun bir müddet sonra düşen bir gerilme dalgası fonksiyonu seçilmiştir.
- Seçilen patlayıcı maddelerin infilak hızları göz önünde bulundurularak, dinamik basıncın basınç-zaman kaydı silindirik delik içerisinde infilak hızına göre uygulanmıştır.
- Bu çalışmada silindirik bir patlatma deliğini çevreleyen kaya kütesinin elasto-plastik olarak davrandığı ve dayanımının Mohr-Coulomb yenilme ölçütü ile tanımlandığı varsayılmıştır.
- Patlayıcı madde infilak ettiğinde kaya kütesine  $10^3$ - $10^5$  1/s gibi çok yüksek gerinim hızlarında yükleme yapıldığı kabul edilerek, kaya kütesinin dayanımı üzerinde gerinim hızının etkileri göz önünde bulundurulmuştur.
- Kaya kütlelerinin mineral ve tanecik boyutu gibi mikro özellikleri göz önünde bulundurulamamıştır.
- Dayanım açısından iki farklı kaya tipi seçilmiş ve bu kayaçların için tipik sayılabilecek statik mekanik özellikler literatürde verilen değerlerden belirlenmiştir.
- Kaya kütesinin dayanım ve deformasyon değiştirgelerinin tahmini için jeolojik dayanım indeksinden yararlanılmış ve her iki kaya cinsi için de jeolojik dayanım indeksi değeri 85 olarak seçilmiştir.

Bu tez çalışmasında geliştirilen dinamik çözümlene yaklaşımı üç farklı olgu üzerinde doğrulanmaya çalışılmıştır. Bu olgular; (1) yükleme oranının patlatma üzerindeki etkileri, (2) önceden var olan arazi gerilmelerinin patlatma üzerindeki etkileri ve (3) serbest yüzeyin

patlatma üzerindeki etkileri şeklindedir. Bu olgular üzerinde yapılan çalışmaların sonuçları şu şekildedir.

- Ufalanma bölgesi olarak adlandırılan kesme yenilmesi bölgesi, infilak başlangıcından patlayıcı en yüksek basınç değerine ulaşana kadar geçen sürede oluşmaktadır.
- Patlama reaksiyonunun tamamlanmasına kadar geçen sürede, hızlı yükleme oranlarında yoğun ve geniş kesme yenilmeleri oluşurken, daha yavaş yüklemelerde kesme yenilmesi bölgeleri daha küçük oluşmaktadır.
- Patlama sonrası oluşan nihai yenilme bölgeleri dikkate alındığında, ufalanma bölgesi büyüklük olarak yükleme hızından bağımsız oluşurken, oluşma hızını basınç dalgası fonksiyonun en yüksek basıncına ulaşma zamanına bağlıdır.
- Çekme yenilmeleri şeklinde oluşan çatlak ilerlemeleri, patlayıcının en yüksek basıncına ulaşma zamanı büyüdükçe artmaktadır.
- Patlatma işlemlerinin etkinliğini arttırmak için patlayıcının delik içerisinde oluşturduğu yükleme hızı mümkün olduğunca düşük tutulmalıdır.
- Patlayıcının oluşturduğu basınç arttıkça, ufalanma ve çatlak bölgesinin boyutları da beklendiği gibi artmaktadır. Ancak, belirli bir delik basıncı göz önünde bulundurulduğunda, en yüksek basınca ulaşma zamanı daha büyük ufalanma ve çatlak bölgesi oluşturmaktadır.
- Kaya patlatma uygulamalarında, en etkili patlayıcı, en yüksek basıncına ulaşma zamanı uzun ancak yeterince yüksek basınç değerine sahip olmalıdır.
- Bu çalışmada, kaya malzemesinin mekanik özelliklerinin yükleme hızına, dolayısıyla gerinim hızına bağlı olarak değiştiği sonucu doğrulanmıştır.
- Bu çalışmada elde edilen bulgulara göre, sağlam kayada emülsiyon tipi patlayıcı daha iyi kaya parçalama sağlarken nispeten düşük dayanımlı kayada düşük yoğunluklu bir patlayıcı olan ANFO'nun daha iyi bir parçalama sağladığıdır.

- Bir patlatma deliği çevresinde oluşan çekme çatlakları (çekme yenilmeleri), radyal olarak başlamakta ancak daha sonra maksimum birincil gerilme doğrultusuna paralel olarak ilerleme eğilimi içerisine girmektedir.
- Ufalanma bölgesi, anizotropik birincil gerilme alanından etkilenmemektedir.
- İncelenen kesit düzlemi üzerindeki iki asal gerilme arasındaki fark ne kadar fazla ise yenilme anizotropisi de o kadar fazla oluşmaktadır.
- Gerek yüksek düşey gerilmelerle karşılaşma olasılığının kuvvetli olduğu derin yeraltı seviyelerinde, gerekse yüksek yatay gerilmelerle sıklıkla karşılaşılan dağ yamacı veya tektonik tabaka hareketlerinin var olduğu bölgelerde (özellikle sığ derinliklerde), delme-patlatma çalışmaları yapılırken anizotropik birincil gerilme dağılımları göz önünde bulundurulmalıdır.
- Patlatma deliği uzun eksenine paralel ikincil bir serbest yüzey, ilave çekme bölgesi alanları oluşturmaktadır.
- Basınç (şok) dalgalarının yansıyabileceği yakınlıkta bir serbest yüzey bulunduğu patlatma etkinliğinde bir artış olmaktadır.
- Serbest yüzeyin bulunması gereken mesafe, kaya kütlesi dayanımı ve kullanılan patlayıcı cinsine (dolayısıyla delik içi basıncına) göre değişmektedir.
- Çok uzun yükseliş sürelerine sahip patlayıcı maddelerde, serbest yüzeyin etkisi azalmaktadır. Bu süre doğrudan olarak patlayıcı cinsi ve delik çapına bağlı olduğundan bu kadar uzun yükseliş sürelerinden kaçınılmalıdır.

Tez çalışmasında kapsamında yapılan arazi çalışmaları ve tamamlayıcı nitelikteki sayısal çözümler sonucunda elde edilen diğer sonuçlar şu şekilde özetlenebilir;

- Bu tez çalışması kapsamında değinilen “gerinim hızının dayanım üzerindeki etkileri” adlı bölümde, kaya malzemesinin dinamik tek eksenli basınç dayanımının tahmin edilmesine yönelik istatistik değerlendirmelere ve gözlem sonuçlarına dayalı yeni bir görgül bağıntı önerilmiştir.

- Patlatma kaynaklı oluşan yer sarsıntularının incelendiği bölümde, kontrollü patlatma tasarımları için gerekli olan, arazi çalışmalarının yapıldığı sahaya özgü sabitler literatürde önerilen birçok farklı yaklaşıma göre istatistiksel olarak belirlenmiştir.
- Literatürde yaygın olarak kullanılan PPV tahmin eşitliklerinden ikisinin, aslında birbirinin aynısı olduğu ortaya konulmuş ve bu iki eşitliğin ortak ve basitleştirilmiş bir hali olarak yeni bir tahmin eşitliğinin kullanılması önerilmiştir.
- Elastik olmayan sönümlenme faktörü olarak ölçekli mesafenin kullanılması önerilmiş ve bu bağlamda karekök ve küp-kök yayılma yasaları göz önünde bulundurularak, elastik olmayan sönümlenme faktörü olarak yeni kat sayılar önerilmiştir.
- Yapılan istatistiksel çalışmalarda küresel simetri için önerilen ölçekle mesafe eşitliğinin elastik olmayan seyrelme faktörü olarak kullanılmasının en iyi belirleme katsayısı ile sonuçlandığı görülmüştür.
- Günümüzde çevresel patlatma tekniği olarak yaygın olarak kullanılmakta olan Holmberg–Persson yaklaşımına göre, TTK Üzülmaz Müessesesi kumtaşı birimleri için saha sabitleri istatistiksel olarak yüksek belirleme katsayılarıyla elde edilmiştir.
- Klasik ve değiştirilmiş Holmberg–Persson tasarımları karşılaştırılmış ve klasik Holmberg–Persson yönteminin patlatma kaynağına yakın mesafelerde çözümsüzlüğe gittiği ve mantıklı sonuçlar vermediği görülmüş ve patlatma kaynağına uzak mesafelerde her iki yöntemden yaklaşık olarak benzer değerler verdiği sonucuna varılmıştır.
- Sahaya özgü Holmberg–Persson yaklaşımı tasarım eğrileri çıkarılmış ve uygulama yapılan kaya biriminde ufalanma bölgesi için sınır PPV değeri elde edilmiştir.
- Hooke kanunundan ve çekme çatlaklarının kayacın çekme dayanımını aştığında oluşacağı var sayımından yola çıkarak, Üzülmaz bölgesi kumtaşları için hasarın veya parçalanmanın başladığı eşik PPV değer aralığı bulunmuştur.

- Literatürde ufalanma bölgesi sonundaki PPV değerini hesaplamak için önerilen bağıntıda uyarlamalar yapılarak, ufalanma bölgesi yarıçapını veren yeni bir bağıntı elde edilmiştir.
- Bu çalışma kapsamında gerçekleştirilen arazi gözlemlerinde, TTK Üzülmaz Müessesesi'nde kullanılmakta olan grizu güvenli patlayıcı maddeyle (grizutin klorür) yapılan patlatmalarda, çevresel patlatma teknikleri açısından bakıldığında aşırı sökülmenin çok az olduğu ve patlatma sonrası gayet düzgün kaya yüzeyi elde edildiği görülmüştür.
- Yine arazi gözlemlerinde, TTK Üzülmaz Müessesesi'nde kullanılmakta olan patlayıcı maddeyle yapılan patlatmalarda, bu patlayıcı maddenin orta çekme etkinliği ve kaya kütlelerini parçalamada oldukça yetersiz kaldığı saptanmıştır.
- Arazi çalışmalarında, TTK Üzülmaz Müessesesi'nde yapılan mevcut delme patlatma işlemlerinin belirli düzen ve şekle göre olmayıp tamamen delici ve ateşleyici ustanın inisiyatifine bağlı olarak yapıldığı, işletmenin mevcut altyapısının yetersiz olduğu ve işletme açısından bakıldığında mevcut alt yapı ve diğer sorunlar iyileştirilmedikçe atım mesafesini artırmanın yararsız olacağı sonucuna varılmıştır.
- Bu çalışma kapsamında basit sayılabilecek bir orta çekme düzeni önerilmiş ve başarı ile uygulanmıştır.
- Sayısal çözümleme yöntemiyle paralel orta çekme düzeninin irdelenmesi” adlı bölümde yapılan sayısal çözümler göstermiştir ki, farklı boş delik çapları için her zaman patlatma deliği ve boş delik arasındaki mesafenin  $1.5D_0$  olması durumu en olumlu patlatma sonucunu vermemektedir. Hatta ocak şartları gereği, örneğin, sağlam kayada kullanılan patlayıcı madde kuvveti düşükse, uygun bir boş delik çapıyla merkezler arası mesafenin  $1D_0$  alınması bile olumlu sonuçlar verebilmektedir.
- İyi bir patlatma tasarımı için literatüre bağlı kalmayarak, kullanılan patlayıcı ve kaya formasyonunun özellikleri dikkate alınarak, her bir işletmenin kendi şartlarına göre orta çekme şablonunu optimize etmesi gerekliliği bir kez daha ortaya konulmuştur.

## 10.2 ÖNERİLER

Bu çalışmada kullanılan program kısıtlamalarından dolayı elde edilen sonuçlar patlatma anındaki sınırlı sayıdaki etkiyi göz önünde bulundurmaktadır. Bu nedenle, benzer çalışmaların arazide gerçekleştirilip sonuçların birlikte irdelenmesi ve/veya ayırık elemanlar yöntemi kullanan ya da tanecik akış kodu (PFC) gibi başka sayısal çözümleme programları yardımıyla bulguların desteklenmesi gerekmektedir.

Bu tez çalışmasında olduğu gibi, orta çekme etkinliğinin araştırılması gibi işlerde hatayı mümkün olduğunca en az seviyeye indirmek için, incelenen değiştirge hariç diğer değiştirgelerin aynı tutulması lazımdır ki bu da elle delinen deliklerde neredeyse imkansız olmaktadır. Bu durum da, patlatma verimi üzerinde hangi değiştirgenin ne kadar etkili olduğunu bulmayı güçleştirmektedir. Elektro-hidrolik delicilerin kullanımı ve deliklerin hassas olarak delinmesiyle bu tip sorunlar azaltılabilir.

Tasarlanan orta çekme şablonundaki ufak tefek sapmalar, yer değiştirmeler ve hatta patlayıcı miktarlarında değişiklikler, TTK Üzülmez Müessesesi'nde olduğu gibi kısa atımlar söz konusu olduğunda patlatma verimini pek etkilememektedir. Bu yüzden ki, uygulama yapılan sahada mevcut düzen bir şekilde işlemektedir. Ancak uzun atımlarda tasarlanan delik düzenlerinden sapmaların patlatma verimini büyük ölçüde etkilemektedir. Daha verimli bir patlatma elde etmek için daha hassas bir çalışma yapmak gerekmektedir. Bu da ancak yukarıda önerildiği gibi makinize delici donanım kullanılarak gerçekleştirilebilir.

TTK Üzülmez Müessesesi'nde grizutin klorür yerine GOM II dinamitinin kullanılması halinde orta çekmelerin daha başarı bir şekilde gerçekleştirilebilir. Ancak, bu patlayıcının da çevresel patlatma sırasında dikkatsiz kullanımının aşırı sökülmelere kolaylıkla yol açabileceği de unutulmamalıdır.



## KAYNAKLAR

- Adhikari G R, Theresraj A I, Venkatesh S, Balachander R and Gupta R N** (2004) Ground vibration due to blasting in limestone quarries, *Fragblast*, 8 (2): 85–94.
- Agioutantis Z, Tsampis K, Kavouridis C and Bozinis S** (2000) Assessment of vibration measurements due to blasting of the hard formations at the south field lignite mine, Ptolemais, Greece, *MPES2000 Conference*, 1-3 December 2010, Fremantle, WA, pp 3-9.
- Aimone C T** (1992) Rock breakage: explosives, *SMI Mining Engineering Hand Book*, 2nd Edition, Vol. 1, Chapter 9.2.1, pp. 722-745.
- Alcudia A D, Stewart R R, Eliuk N and Espersen R** (2007) Vibration and air pressure monitoring of seismic sources, *CREWES Research Report*, 19: 14 p.
- Amadei B and Stephansson O** (1997) *Rock Stress and Its Measurement*, Chapman & Hall, London, 489 p.
- Ambraseys N R and Hendron A J** (1968) Dynamic behaviour of rock masses, *Rock mechanics in Eng. Practice*, ed. K. G. Stagg and O. C. Zienkiewicz, John Wiley & Sons, London, pp. 203-227.
- Arora S and Dey K** (2010) Estimation of near-field peak particle velocity: A mathematical model, *J. Geol. Min. Research*, 2 (4): 68-73.
- Ak H** (2006) *Patlatma Kaynaklı Yer Sarsıntılarının Yönel Değişiminin Araştırılması*, Doktora Tezi, EOÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü, 194 s.
- Ak H ve Konuk A** (2008) The effect of discontinuity frequency on ground vibrations produced from bench blasting: A case study, *Soil. Dyn. Earthq. Eng.*, 28: 686–694.
- Akçaoğlu T, Tokyay M and Çelik T** (2005) Assessing the ITZ micro cracking via scanning electron microscope and its effect on the failure behavior of concrete, *Cement Concrete Res.*, 35: 358–363.
- Anderson D A, Winzer S R and Ritter A P** (1982) Blast design for optimizing fragmentation while controlling frequency of ground vibration, *Proceedings of the 8th Conference on Explosives and Blasting Technique*, New Orleans, pp. 69-89.
- Arpaz E** (2000) *Türkiye’deki Bazı Açık İşletmelerde Patlatmadan Kaynaklanan Titreşimlerin İzlenmesi ve Değerlendirilmesi*, Doktora Tezi, CÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü, 230 s.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Atlas Powder Company** (1987) *Explosives and Rock Blasting*, ed. R. C. Morhord, Filed Technical Operations, Subsidiary of the Tyler Corporation, Dallas, Texas, USA. 662p.
- Atlas Copco** (2004) Face drilling, third edition, *Talking Technically Case Studies Product Specification—A Technical Reference Edition*, Atlas Copco Rock Drills AB, Sweden.
- Barutsan A Ş** (1999) *Delme Patlatma Mühendisliği, Patlayıcılar, Patlatma Teknikleri ve Güvenlik Önlemleri Kurs Notları*, Ankara, 95 s.
- Barutsan A Ş** (2001) *Patlayıcı Maddeler ve Patlatma Teknikleri Kursu, Kurs Notları*, Elmadağ, Ankara, 97 s.
- Bhandari S** (1997) *Engineering Rock Blasting Operations*, A.A. Balkema, Rotterdam, 375 p.
- Bieniawski Z T** (1984) *Rock Mechanics Design in Mining and Tunnelling*, A.A. Balkema, Rotterdam.
- Bilgin A** (2003) *Patlatma Mühendisliği Seminer Notları*, TMMOB Maden Mühendisleri Odası Sürekli Eğitim Merkezi, 146 s.
- Bilgin H A** (2005) Açık ocak ve taşocaklarında patlatma, *Maden Mühendisliği Açık Ocak İşletmeciliği El Kitabı*, Bölüm 5, TMMOB Maden Müh. Odası, Ankara, s. 235-314.
- Bilgin H A ve Esen S** (1998) Sıkılama malzemesinin patlatma performansını etkisi, *3. Delme ve Patlatma Sempozyumu*, 22-27 Şubat, Ankara, s. 59-70.
- Bilgin H A, Esen S ve Kılıç M** (1998) *TKİ Çan Linyit İşletmesinde Patlatmaların Yol Açtığı Çevre Sorunlarının Giderilmesi İçin Araştırma*, Proje Kod No: 97-03-05-01-08, ODTÜ, Ankara, 100 s.
- Bilgin H A, Esen S ve Kılıç M** (1999) Patlatma kaynaklı yer sarsıntılarının binalar üzerindeki etkisi ve büyütme faktörünün önemi, *Türkiye 16. Madencilik Kongresi ve Sergisi*, 15-18 Haziran, Ankara, s. 25-32.
- Blair D and Minchinton A** (1996) On the damage zone surrounding a single blasthole, *Proceedings of the Fifth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, ed. B. Mohanty, August 25-29, Montreal, Canada, pp. 121-130.
- Brady B H G** (1993) Dynamic behaviour of rock, *Comprehensive Rock Engineering, Vol. 1. Fundamentals*, ed. J. A. Hudson, Pergamon, London, pp. 611-624.
- Brady E H and Brown E T** (1985) *Rock mechanics for Underground Mining*, London, Allen and Unwin. 527 p.
- Brady B H G and Brown E T** (1993) Chapter 17: Blasting mechanics. *Rock Mechanics for Underground Mining*, 2nd Edition, Chapman & Hall, London, pp. 466-490.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Braithwaite M, Brown W B and Minchinton A** (1996) The use of ideal detonation computer codes in blast modeling, *Proceedings of the Fifth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, ed. B. Mohanty, August 25-29, Montreal, Canada, pp. 37-44.
- Brara A, Comborde F, Klepaczko J R and Mariotti C** (2000) Experimental and numerical study of concrete at high strain rates in tension, *Mech. Mater.*, 33: 33-45.
- Brinkmann J R** (1990) The behaviour of different explosive types and the effects on blast results, *ISRM International Symposium*, September 10-12, 1990, Mbabane, Swaziland, 14 p.
- Bogdanhoff I** (1996) Vibration measurements in damage zone in tunnel blasting, *Proceedings of the Fifth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, ed. B. Mohanty, August 25-29, Montreal, Canada, pp. 177-185.
- Cai M, Kaiser P K, Suorineni F and Su K** (2007) A study on the dynamic behavior of the Meuse/Haute-Marne argillite, *Phys. Chem. Earth*, 32: 907-916.
- CEB** (1993) Comite Euro-International du Beton, *CEB-FIP model code 1990*, Redwood Books, Trowbridge, Wiltshire, UK.
- Cho S, Ogata Y and Kaneko K** (2003) Strain-rate dependency of the dynamic tensile strength of rock, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 40 (5): 763-777.
- Cho S H and Kaneko K** (2004) Influence of the applied pressure waveform on the dynamic fracture processes in rock, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 41: 771-784.
- Chon S N and Ahrens T J** (1981) Dynamic tensile strength of lunar rock types, *J. Geophys. Res.*, 86 (B3): 1794-1802.
- Costa E S and Ayderes S** (1996) Practical way to reduce environmental rock blasting problems, *Environmental Issues and Waste Management in Energy and Mineral Production Proceedings*, Cagliari, pp. 291-297.
- Demirdağ S, Tüfekçi K, Kayacan R, Yavuz H and Altındağ R** (2010) Dynamic mechanical behavior of some carbonate rocks, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 47: 307-312.
- Dey K and Murthy V M S R** (2012) Prediction of blast-induced overbreak from uncontrolled burn-cut blasting in tunnels driven through medium rock class, *Tunn. Undergr. Sp. Tech.*, 28: 49-56.
- DIN4150** (1986) Vibration of building-effects on structures, *German Institute of Standards*, Vol. 3, May 1986. p. 1-5.
- Dick R A, Fletcher L R and D'Andrea D V** (1983) *Explosives and Blasting Procedures Manual*, USBM, IC 8560, USA, 44 p.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Djordjevic N** (1999) Two-component of blast fragmentation, *Proceedings of the Sixth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, August 8-12, Johannesburg, South Africa, pp. 213-222.
- Donze F V, Bouchez J and Magnier S A** (1997) Modeling fractures in rock blasting, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 34 (8): 1153-1163.
- Donze F V, Magnier S Z, Daudeville L, Mariotti C and Davenne L** (1999) Numerical study of compressive behavior of concrete at high strain-rates, *J. Eng. Mech-ASCE*, 125: 1154-1163.
- Douglas A A** (1993) Blast monitoring: regulations, methods and control techniques, *Comprehensive Rock Engineering, Vol. 4. Excavation, Support and Monitoring*, ed. J. A. Hudson, Pergamon, London, pp. 95-110.
- Dowding C H** (1985) *Blast Vibration Monitoring and Control*, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ, 297 p.
- Dowding C H** (1992) Monitoring and control of blast effects, *SME Mining Engineering Handbook*, 2nd Edition, Volç 1, Chapter 9.2.2, pp. 746-760.
- Du Pont** (1992) *Blasters' Handbook, Describing the Practical Methods of Using Explosives for Various Purposes*, Wilmington, Delaware, 155 p.
- Duvall, W.I. and Petkof, B.** (1959) *Spherical Propagation of Explosion Generated Strain Pulses in Rock*, US Bureau of Mines, RI 5483, 21-2 p.
- Duvall W I and Devine J F** (1972) *Surface Mining*, Chapter 7.4., New York, pp. 398-412.
- Duvall W I and Fogelson D E** (1962) *Review of Criteria for Estimating Damages to Residences from Blasting Vibrations*, US Bureau of Mines, RI 5968, 19 p.
- Duvall W I, Johson C F, Meyer A V C and Devine J F** (1963) *Vibrations from Instantaneous and Millisecond-Delayed Quarry Blasts*, US Bureau of Mines, RI 6151, 34 p.
- Eissa E A and Kazi A** (1988) Relation between static and dynamic Young's moduli of rocks, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 25 (6): 479-482.
- Erkoç Ö Y** (1990) *Kaya Patlatma Tekniği*, İstanbul, 164 s.
- Erdil M** (2011) Türkiye yeraltı kömür madenlerinde kullanılan patlayıcı maddeler ve yaşanan grizu kazalarındaki olası etkileri, *Türkiye 22. Uluslararası Madencilik Kongresi Bildiriler Kitabı*, 11-13 Mayıs, Ankara, s. 181-187.
- Erçikdi B, Kesimal A ve Yılmaz E** (2004a) Araklı-Taşönü kalker ocağında patlatma kaynaklı yer sarsıntılarının değerlendirilmesi, *KAYAMEK'2004-VII. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu*, Sivas, Türkiye, s. 333-334.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Erçikdi B, Kesimal A, Yılmaz E ve Cihangir F** (2004b) Patlatma kaynaklı yersarsıntısı ölçüm sonuçlarının değerlendirilmesi, *DPÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, 7: 95-214.
- Esen S ve Bilgin H A** (1998) Ticari patlayıcıların infilak davranışları ve patlayıcı – kaya etkileşim modelinin geliştirilmesi, *3. Delme ve Patlatma Sempozyumu*, 22-27 Şubat, Ankara, s. 44-57.
- Esen S, Onederra I and Bilgin H A** (2003) Modeling the size of the crushed zone around a blasting, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 40: 485-495.
- Fickett W and Davis W C** (1979) *Detonation*, University of California Press, Berkeley, CA.
- Fourney W L** (1993) Mechanisms of rock fragmentation by blasting, *Comprehensive Rock Engineering, Vol. 4*, ed. J. A. Hudson, Pergamon, London, pp. 39-69.
- Frew D J, Forrestal M J and Chen W** (2001) A split Hopkinson pressure bar technique to determine compressive stress-strain data for rock materials, *Exp. Mech.*, 41 (1): 1-7.
- Fukui K, Okubo S and Ogawa A** (2004) Some aspects of loading-rate dependency of Sanjome andesite strengths, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 41: 1215-1219.
- Gerçek H and Müftüoğlu Y V** (1993) Failure characteristics of coal measure rocks, *Proceedings of the International Symposium on Assessment and Prevention of Failure Phenomena in Rock Engineering*, İstanbul, pp. 329-334.
- Gomez J T, Shukla A and Sharma A** (2001) Static and dynamic behavior of concrete and granite in tension with damage, *Theor. Appl. Fract. Mech.*, 36: 37-49.
- Goodman R E** (1989) *Introduction to Rock Mechanics*, 2th Edition, John Willy & Sons, 562 p.
- Ghosh A and Daemen J K** (1983) A simple new blast predictor of ground vibrations induced predictor, *Proceedings of the 24th US Symposium on Rock Mechanics*, June 20-23, Texas, USA.
- Gregory C E** (1973) *Explosives for North American Engineers*, Trans. Tech. Publications, Cleveland, Ohio, 276 p.
- Grote D L, Park S W and Zhou M** (2001) Dynamic behavior of concrete at high strain-rates and pressures: I. experimental characterization, *Int. J. Impact Engng.*, 25: 869-886.
- Gupta R N, Roy P P, Bagachi A and Singh B** (1987) Dynamic effects in various rock mass and their predictions, *J. Mines Met. Fuel.*, 35: 455-462.
- Gupta R N, Roy P P and Sing B** (1988) On a blast induced blast vibration predictor for efficient blasting, *Proceedings of the 22th International Conference of Safety in Mines*, pp. 1015-1021.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Gustafsson R** (1973) *Swedish Blasting Technique*, SPI, Gothenburg, Sweden, 328 p
- Hagan T N** (1979) Understanding the burn cut - A key to greater advance rates, *Trans. Inst. Min. Metall.*, 89: A30-36.
- Hao H, Wu C and Zhou Y** (2002). Numerical analysis of blast-induced stress waves in a rock mass with anisotropic continuum damage models—part i: equivalent material property approach, *Rock Mech. Rock Eng.*, 35: 79-94.
- Hasan A S M Z, Hamid R, Ariffin A K and Gani R** (2010) Stress-strain behavior of normal strength concrete subjected to high strain rate, *Asian J. App. Sci.*, ISSN 1996-3343: 1-8.
- He H, Liu Z, Nakamura K, Abe T, Wakabayashi K, Okada K, Nakayama Y, Yoshida M and Fujiwara S** (2002) Determination of JWL equation of state parameters by hydrodynamically analytical method and cylinder expansion test, *J. Japan Expl. Soc.*, 63 (4): 197–203.
- Henrych J** (1979) *The Dynamics of Explosion and its Use*, Elsevier Scientific Pub. Co., Amsterdam and New York.
- Hendron A J** (1977) Engineering of rock blasting on civil projects, *Structural and Geotechnical Mechanics*, ed. W. J. Hall, Prentice Hall, NJ: 242-249.
- Hustrulid W** (1999a) *Blasting Principles for Open Pit Mining, Vol. 1 – General Design Concepts*, A. A. Balkema, Rotterdam, pp. 1-382.
- Hustrulid W** (1999b) *Blasting Principles for Open Pit Mining, Vol. 2 – Theoretical Foundations*, A. A. Balkema, Rotterdam, pp. 383-1013.
- Hustrulid W and Johnson J** (2008) A gas pressure-based round design methodology, *International Conference and Exhibition on Mass Mining*, Luleå, Sweden, pp. 657–669.
- Hoek E and Bray J W** (1981) *Rock Slope Engineering*, The Inst. of Mining and Metallurgy, London, 3th Edition, 358 p.
- Hoek E and Brown E T** (1980) *Underground Excavations in Rock*, IMM, London, 527 p.
- Hoek E and Brown E T** (1988) The Hoek-Brown failure criterion-a 1988 update, *Proceedings of the 15th Canadian Rock Mechanics Symposium*, Toronto, Canada, pp. 31–38.
- Hoek E and Diederichs M S** (2006) Empirical estimation of rock mass modulus, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 43: 203-215.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Hoek E, Carranza-Torres C T and Corkum B** (2002) Hoek–Brown failure criterion – 2002 edition, *Proceedings of the 5th North American Rock Mechanics Symposium and 17th Tunnelling Association of Canada Conference*, Toronto, Canada, pp. 267–273.
- Hopler R B** (1998) *Blaster's Handbook*, International Society of Explosives Engineers, Cleveland, Ohio, ISBN: 1-892396-00-9, 17th Edition, USA, pp. 271-286.
- Hoshino T, Mogi G and Shaoquan K** (2000) Optimum delay interval design in delay blasting, *Fragblast*, 4: 139–148.
- Hüdaverdi T ve Kuzu C** (2005) Madencilik faaliyetlerinde patlatma kaynaklı çevresel etkilerin ölçülmesi ve analizi, *Madencilik ve Çevre Sempozyumu*, 5-6 Mayıs 2005, Ankara, s 135-140.
- И'yushin A A** (1971) The mechanics of a continuous medium, Izd-vo MGU, Moscow (in Russian), Translated in: Hustrulid W (1999b) *Blasting Principles for Open Pit Mining*, A. A. Balkema, Rotterdam, pp. 383-1013.
- IBM** (2010) *SPSS (Statistical Package for the Social Sciences) Statistics*, Version 19, IBM Company.
- Instantel** (2005) *Minimate Plus™ Operator Manual*, 716U0101 Rev 14, Printed in Canada,
- Instantel** (2013) <http://www.instantel.com/pdf/714B0052.pdf>, Minimate Plus Product Specifications.
- ISI** (1973) *Criteria for safety and design of structures subjected to underground blast*, Indian Standard, ISI Bulletin No: IS-6922.
- ISRM** (1981) *ISRM Suggested Methods: Rock Characterization, Testing and Monitoring*, ed. E. T. Brown, Pergamon Press, London, 211 p.
- Itasca** (2003) *FLAC 3D-Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions Online Manual*, Version 2.1 Itasca Consulting Group Inc., Minneapolis, Minnesota.
- Itoh S, Hamashima H, Murata K and Kato Y** (2002) Determination of JWL parameters from underwater explosion tests, *Proceedings of the 12th International Detonation Symposium*, August 11-16, San Diego, California, 6 p.
- Iverson S R, Kerkering J C and Hustrulid W A** (2008) Application of the NIOSH-modified Holmberg-Persson approach to perimeter blast design, *Proceedings of the Thirty-Fourth Annual Conference on Explosives and Blasting Technique*, January 27–30, New Orleans, LA, 1-33 pp.
- İşçen H İ** (1995) *Demirbilek Köyüne Verilen Sarsıntının Denetlenmesi*, MKEK Barutsan A.Ş. Genel Müdürlüğü, Haksa İnşaat ve Ticaret A.Ş. K-3F Panosu Dekapaj İşi, Elmadağ, Ağustos.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Jaeger J C and Cook N G W** (1969) *Fundamentals of Rock Mechanics*, Chapman and Hall, London, 593 p.
- Jimeno C L, Jimeno E L and Carcedo F J A** (1995) *Drilling and Blasting of Rocks*, A. A. Balkema Publishers, Brookfield, ISBN: 90 5410 1997, Rotterdam, 390 p.
- Jong Y, Lee C, Jeon S, Cho Y D and Shim D S** (2005) Numerical modeling of the circular-cut using particle flaw code, *Proceedings of the 31st Annular Conference of Explosives and Blasting Technique*, Orlando, USA, CD-ROM.
- John C M and Zahrah T F** (1987) A seismic design of underground structures. *Tunn. Undergr. Sp. Tech.*, 2 (2): 165-197.
- Kato A, Ohnaka M, Yoshida S and Mochizuki H** (2003) Effect of strain rate on constitutive properties for the shear failure of intact granite in seismogenic environments, *Geophys. Res. Lett.*, 30 (21): 2108-2116.
- Kahriman A** (1995) *Sivas Ulaş Yöresi Sölestit Cevheri ve Yan Kayaçları İçin Optimum Patlatma Koşullarının Araştırılması ve Kayaç Özellikleri İle İlişkilendirilmesi*, Doktora Tezi, CÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü, 276 s.
- Kahriman A, Karadoğan A K, Görgün S ve Tuncer G** (1999) Taş ocaklarında patlatmadan kaynaklanan yer sarsıntısının ölçülmesi ve analizi, 2. *Ulusal Kırmataş Sempozyumu*, 3-4 Haziran, İstanbul, s. 129-142.
- Kanchibotla S S, Valery W and Morrell S** (1999) Modelling fines in blast fragmentation and its impact on crushing and grinding, *Proceedings of Explo'99-A Conference on Rock Breaking*, 7-11 November, Kalgoorlie, Australia, pp. 1-20.
- Karakul H and Ulusay R** (2012) Kayaların dayanım özelliklerinin farklı doygunluk koşullarında p-dalga hızından kestirimi ve p-dalga hızının fiziksel özelliklere olan duyarlılığı, *Yerbilimleri*, 33 (3): 239-268.
- Kim D, Noh S, Lee S, Park B and Jeon S** (2007) Development of a new center-cut method: SAV-cut (Stage Advance V-cut), *Underground Space-The 4<sup>th</sup> Dimension of Metropolises*, ISBN 978-0-415-40807-3: 493-499.
- Kolsky H** (1963) *Stress Waves in Solids*, New York Dover Publications, Inc., 213 p.
- Konya C J and Walter E J** (1991) *Rock Blasting and Overbreak Control*, National Highway Institute, U.S. Dept. of Trans. Federal Highway Administration Office of Implementation.
- Kubota S, Ogata Y, Wada Y, Simangunsong G, Shimada H and Matsui K** (2008) Estimation of dynamic tensile strength of sandstone, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 45: 97-406.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Kutter H K and Fairhurst C** (1971) On the fracture process in blasting, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 8: 181-202.
- Kuzu C, Hüdaverdi T ve Öztürk Ö** (2003) Patlatma kaynaklı titreşimlerde OSMRE Çözümleri-II: İstanbul-Büyükçekmece gölü batısı taş ocakları uygulama örneği, *III Ulusal Kırmataş Sempozyumu*, 3-4 Aralık 2003, İstanbul, s. 257-263.
- Lee I M, Park B K, Cho K H and Park C W** (2005) Probabilistic analysis of blasting-induced rock damages in tunneling, *Underground Spaces Use: Analysis of the Past Lessons for the Future*, ISBN 04 1537 452 9: 1079-1084.
- Li H, Xia X, Li J, Zhao J, Liu B and Liu Y** (2011) Rock damage control in bed rock blasting excavation for a nuclear power plant, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 48: 210–218.
- Liu Q and Tidman P** (1995) Estimation of the dynamic pressure around a fully loaded blasthole, *Technical Report MRL 95-014*, CANMET/MRL, 15 p.
- Liu Q and Katsabanis P D** (1993) A theoretical approach to the stress waves around a borehole and their effect on rock crushing, *Proceedings of the Fourth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, Vienna, Austria, pp. 9–16.
- Li Q M and Meng H** (2003) About the dynamic strength enhancement of concrete-like materials in a split Hopkinson pressure bar test, *In. J. Solids Struct.*, 40: 343-360.
- Li X B, Lok T S, Zhao J and Zhao P J** (2000) Oscillation elimination in the Hopkinson bar apparatus and resultant complete dynamic stress–strain curves for rocks, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 37: 1054–1060.
- Li X B, Lok T S and Zhao J** (2005) Dynamic characteristics of granite subjected to intermediate loading rate, *Rock Mech. Rock Eng.*, 38 (1): 21–39.
- Li X B, Zhou Z, Zhao F, Zuo Y, Ma C, Ye Z and Hong L** (2008) Rock properties under coupling loads, *J. Rock Mech. Geotech. Eng.*, 1 (1): 1-8.
- Li X B, Zhou Z, Zhao F, Zuo Y, Ma C, Ye Z and Hong L** (2009) Mechanical properties of rock under coupled static-dynamic loads, *J. Rock Mech. Geotech. Eng.*, 1 (1): 41–47.
- Ma G W and An X M** (2008) Numerical simulation of blasting-induced rock fractures, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 45: 966-975.
- Ma Q Y** (2010) Experimental analysis of dynamic mechanical properties for artificially frozen clay by the split hopkinson pressure bar, *J. App. Mech. Tech. Phy.*, 51 (3): 448–452.
- Malvar L J and Crawford J E** (1998) Dynamic increase factors for concrete, *Twenty-Eighth DDESB Seminar*, Orlando, FL.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Mark C, Mucho T P and Dolinar D R** (1998) Horizontal stress and longwall headgate ground control, *Min. Eng.*, 61- 68.
- McKenzie C K** (1993) Methods of improving blasting operation, *Comprehensive Rock Engineering, Vol. 4. Excavation, Support and Monitoring*, ed. J. A. Hudson, Pergamon, London, pp. 71-94.
- McKenzie C K and Holley K G** (2004) A study of damage profiles behind blasts, *Proceedings of the 30<sup>th</sup> Annual Conference on Explosive and Blasting Technique*, February 1-4, New Orleans, Louisiana, pp. 203-214.
- Meyer M L** (1964) On spherical near fields and far fields in elastic and visco-elastic solids, *J. Mech. Phys. Solids*, 12 (2): 77-110.
- MKEK** (2003) <http://www.mkek.gov.tr/tr/Urunler.aspx>, Makine Kimya Enstitüsü Kurumu Ürün Kataloğu.
- Muller B and Hohlfeld Z H** (1997) New possibility of reducing blasting vibrations with an improved prognosis, *Fragblast*, 1 (3): 379–392.
- Murthy V M S R and Dey K** (2003) Predicting overbreak from blast vibration monitoring in lake tap tunnel – a success story, *Fragblast*, 7 (3): 149–166.
- Murthy V M S R, Dey K, Munshi B and Kumar S** (2003) Predicting blast induced rock damage (bird) in burn cuts using acceleration measurements, *Proceedings of the Second National Seminar on Rock Excavation Technique (ROCKEX2003)*, April 7-8, Bhubaneshwar, India, pp. 13-19.
- Nicholls H R, Johnson C F and Duvall W I** (1971) *Blasting Vibrations and Their Effects on Structures*, Bulletin No. 656, Washington, DC: U.S. Bureau of Mines.
- Nie S and Olsson M** (2000) Study of fracture mechanism by measuring pressure history in blastholes and crack lengths in rock, *Proceedings of the 27th Annual Conf. Explosives and Blasting Technique*, Orlando, USA, pp. 291-300.
- NTNU** (1975) *Project Report 2-75 TUNNELLING–Prognosis for Drill and Blast*, NTNU, Department of Civil and Transport Engineering, Trondheim.
- NTNU** (1995) *Project Report 2A-95 TUNNELLING–Blast Design*, NTNU, Department of Civil and Transport Engineering, Trondheim.
- Obert L** (1962) *Effects of Stress Relief and Other Changes in Stress on the Physical Properties of Rocks*, US Bureau of Mines, R.I. 6053, 8 p.
- Obert L and Duvall W I** (1967) *Rock Mechanics and the Design of Structures in Rock*, John Wiley & Sons, New York, 650 p.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Olsson W A** (1991) The compressive strength of Tuff as a function of strain rate from  $10^{-6}$  to  $10^3$  sec, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 28: 115–118.
- Olofsson S O** (1988) *Applied Explosives Technology for Construction and Mining*, Applex, Sweden, 304 p.
- Onargan T, Yayla N, Gönen A, Kaya E ve Germen M** (2003) Açık ocak tasarımı ve planlaması, delik delme patlayıcı maddeler ve kullanımı, *Eğitim Semineri*, Yurt Madencilik Geliştirme Vakfı, İstanbul.
- Onederra I and Esen S** (2004) An alternative approach to determine the holmberg-persson constants for modelling near field peak particle velocity attenuation, *Fragblast*, 8 (2): 61-84.
- Onederra I, Esen S and Jankovic A** (2004) Estimation of fines generated by blasting – applications for the mining and quarrying industries, *T. I. Min. Metall. A*, 113 (4) 237-247.
- Ouchterlony F, Olsson M and Bergqvist I** (2001) Towards new Swedish recommendations for cautious perimeter blasting, *EXPLO 2001 (AusIMM Proceedings)*, October 28-31, Hunter Valley, NSW, pp. 169-181.
- OSMRE** (1983) Rules and Regulations, *Federal Register*, 48 (46): 9788-9811.
- OSMRE** (2004) *Federal Regulations*, Code of Federal Regulations 30 CFR Part 700, <http://www.osmre.gov/regindex.htm>
- Özer Ü** (2008) Environmental impacts of ground vibration induced by blasting at different rock units on the Kadikoy–Kartal metro tunnel, *Eng. Geo.*, 100: 82–90.
- Özözen A A ve Ünver B** (1998) Plastik sulu sıkılama kartuşlarının (PSSK) patlatma verimi ve parça boyut dağılımına etkisi, *Madencilik*, 37 (1): 5-16.
- Paşamehmetoğlu A G ve Bilgin H A** (1990) Nihai rapor 5: Galerilerde optimum patlatma düzeninin saptanması, *TTK Genel Müdürlüğü Asma İşletmesi kömür ve Kayaların Kaya Mekaniği ve Dizayn Parametrelerinin Çıkarılmasının Araştırılması*, Proje No. 88-03-05-01-04, Ankara, 64 s.
- Persson P A** (1996) The relation between strain energy, rock damage, fragmentation and throw in rock blasting, *Proceedings of the Fifth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, ed. B. Mohanty, August 25-29, Montreal, Canada, pp. 113-120.
- Palmström A and Singh R** (2001) The deformation modulus of rock masses - comparisons between in situ tests and indirect estimates, *Tunn. Undergr. Sp. Tech.*, 16 (3): 115-131.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Persson A, Holmberg R and Lee J** (2001) *Rock Blasting and Explosives Engineering*, CRC press, 540 p.
- Price R H, Boyd P J, Noel J S and Martin R J** (1994) Relation between static and dynamic rock properties in welded and nonwelded tuff, *Rock Mechanics*, eds. P. P Nelson and S. E. Laubach, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 505-512.
- Pugh W L** (1988) Strata control and roof bolting in Western Area, *The Mining Engineer*, 147: 584-593.
- Rosenthal F M and Morloc G L** (1987) *Blasting Guidance Manual*, OSMRE, USA.
- Roy P P** (1991) Prediction and Control of Ground Vibrations due to Blasting, *Colliery Gaurdian*, 239 (7): 215-210.
- Rui L C, Jun K L, Xing Q Q, Bing M D, Ming L Q and Gang X** (2009) The numerical analysis of borehole blasting and application in coal mine roof-weaken, *The 6<sup>th</sup> Int. Conference on Mining Science & Tech., Procedia Earth and Planetary Science*, 1: 451-459.
- Saharan M R and Mitri H S** (2008) Numerical procedure for dynamic simulation of discrete fractures due to blasting, *Rock Mech. Rock Eng.*, 41 (5): 641-670.
- Saharan M R, Mitri H S and Jethwa J L** (2006) Rock fracturing by explosive energy: review of state-of-the-art, *Fragblast*, 10: 61-81.
- Sandvik Tamrock Corp.** (1999) *Rock Excavation Handbook*, Section 6. Tunneling, pp. 215-305.
- Sarma K S** (1994) *Models of Explosives*, PhD Thesis, The University of Queensland.
- Schenk V** (1973) Source function of stress waves of a spherical explosive source, *Pageoph*, 109 (8): 1743-1751.
- Schenk V** (1971) Stress wave patterns and the size of the non-elastic zones of an explosive source, *Pageoph*, 88 (6): 111-120.
- Schwer L E** (2009) Strain rate induced strength enhancement in concrete: much ado about nothing?, *Proceedings of the 7<sup>th</sup> European LS-DYNA Conference*, DYNA more GmbH. 15 pp.
- Scott A** (2009) Appendix 16 - Review of the impact of blasting on rock mass permeability, *Bickham Coal WRA & Draft WMP*, 43 p.
- Sharpe J A** (1942) The production of elastic waves by explosion pressures, *Geophysics*, 7: 144-154.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Shin J H, Moon H G and Chea S E** (2011) Effect of blast-induced vibration on existing tunnels in soft rocks, *Tunn. Undergr. Sp. Tech.* 26: 51-61.
- Siddall R G and Gale W** (1992) Strata control - a new science for an old problem, *T. I. Min. Metall. A*, 101: 1-12.
- Simha K R Y** (1996) Effect of open joint on stress wave propagation, *Proceedings of the Fifth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, ed. B. Mohanty, August 25-29, Montreal, Canada, pp. 81-86.
- Singh S P and Lamond R D** (1993) Investigation of blast damage and underground stability, *Proceedings of the 12th Conference on Ground Control in Mining*, West Virginia, USA, pp. 366-372.
- Siskind D E and Fumanti R R** (1974) *Blast-Produced Fractures in Lithuania Granite*, USBM R. I. 7901, pp. 38.
- Siskind D E** (2000) Vibrations from Blasting, *International Society of Explosives Engineers*, New York. 120 p.
- Siskind D E, Stagg M S, Kopp J W and Dowding C H** (1980) *Structure Response and Damage Produced by Ground Vibrations from Surface Mine Blasting*, USBM R. I. 8507, 77 p.
- Siskind D E, Crum S V, Otterness R E and Kopp J W** (1989) *Comparative Study of Blasting Vibrations from Indiana Surface Coal Mine*, USBM R. I. 9226, 41 p.
- Starfield A M and Pugliese J M** (1968) Compression waves generated in rock by cylindrical explosive charges: a comparison between a computer model and field measurements, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 5: 65-77.
- Szuladzinski G** (1993) Response of rock medium to explosive borehole pressure, *Proceedings of the Fourth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, Vienna, Austria, pp. 17-23.
- Tamrock** (1986) *Handbook of Underground Drilling*, Finland, 328 p.
- Tesarik D R and Hustrulid W A** (2009) A hydrodynamics-based approach for predicting the blast damage zone in drifting as demonstrated using concrete block data, *Blasting Fragn.*, 3 (2): 141-166.
- Tezel N** (2003) Kontrollü Patlatma, *Nitro-MAK Sektörel Dergi*, 1: 26-29.
- Thoenen J R and Windes S L** (1942) *Seismic Effects of Quarry Blasting*, Bulletin No. 442, Washington, DC: U.S. Bureau of Mines.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Tripathy G and Gupta I D** (2002) Prediction of ground vibrations due to construction blasts in different types of rock, *Rock Mec. Rock Eng.*, 35 (3): 195–204.
- TTK Ürün Kataloğu** (2013) <http://www.taskomuru.gov.tr>, TTK Ürün Kataloğu.
- US Army Corps of Engineers** (1997) *Engineering and Design - Tunnels and Shafts in Rock*, Section 5.2: Tunnel excavation by drilling and blasting, *Engineering and Design: EM 1110-2-2901*, [http://publications.usace.army.mil/publications/eng-manuals/EM\\_1110-2-2901/c-5.pdf](http://publications.usace.army.mil/publications/eng-manuals/EM_1110-2-2901/c-5.pdf)
- Vanbrabant F, Chacon E P and Quinones L A** (2002) P and S mach waves generated by the detonation of a cylindrical explosives charge-experiments and simulations, *Fragblast*, 6 (1): 21-35.
- Vovk A, Mikhalyuk A and Belinskii I** (1973) Development of fracture zones in rocks during camouflet blasting. *Sov Min Sci*, 9 (4): 383–7.
- Wang Q Z, Li W and Xie H P** (2009) Dynamic split tensile test of flattened brazilian disc of rock with SHPB setup, *Mech. Mater.*, 41: 252–260.
- Wang Z L, Li C Y and Shen R F** (2007) Numerical simulation of tensile damage and blast crater in brittle rock due to underground explosion, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 44: 730–738.
- Wang Z L, Konietzk H and Shen R F** (2009) Coupled finite element and discrete element method for underground blast in faulted rock masses, *Soil Dyn. Earthq. Eng.* 29: 939–945.
- Wilbur L D** (1982) Rock Tunnels, *Tunnel Engineering Handbook*, eds. J. O. Bichel and T. R. Kuesel, Van Nostrand-Reinhold, New York, pp. 123–207.
- WSM** (2013) World Stress Map Project <http://www.world-stress-map.org>
- Worsey P N** (2001) *Blasting Design and Technology Lecture Series [CD-Rom]*, University of Missouri-Rolla, Rolla, USA.
- Whittaker B N and Frith R C** (1990) *Tunnelling Design, Stability and Construction*, Inst. Min. Met., London, 460 pp.
- WV-OEB** (2004) *Report of Seismic Research*, West Virginia, Office of Explosives and Blasting, December 31, 10 p.
- Xu K and Lu Y** (2006) Debris velocity of concrete structures subjected to explosive loading, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 30: 917-926.
- Yağanoğlu A ve Altan A** (1993), Patlatma sonrası oluşan titreşimlerin izlenmesi ve analizi, *I. Delme Patlatma Sempozyumu*, 2-3 Aralık, MMO, Ankara.

## KAYNAKLAR (devam ediyor)

- Zare S** (2007) *Prediction Model and Simulation Tool for Time and Cost of Drill Blast Tunnelling*, Doctoral Thesis, NTNU, 129 (1): 66.
- Zare S and Bruland A** (2006) Comparison of tunnel blast design models, *Tunn. Undergr. Sp. Tech.*, 21 (5): 533-541.
- Zhao J** (1996) Construction and utilization of rock caverns in Singapore, Part A: the Bukit Timah granite bedrock resource, *Tunn. Undergr. Sp. Tech.*, 11 (1): 65-72.
- Zhao J** (2000) Applicability of Mohr-Coulomb and Hoek-Brown strength criteria to the dynamic strength of brittle rock, *Int. J. Rock Mech. Min.* 37: 1115-1121.
- Zhao J, Zhou Y X, Hefny A M, Cai J G, Chen S G, Li H B, Liu J F, Jain M, Foo S T and Seah C C** (1999a) Rock dynamics research related to cavern development for Ammunition storage, *Tunn. Undergr. Sp. Tech.*, 14 (4): 513-526.
- Zhao H** (2003) Material behavior characterization using SHPB techniques, tests and simulations, *Computers and Structures*, 81: 1301-1310.
- Zheng D, Li Q and Wang L** (2005) A microscopic approach to rate effect on compressive strength of concrete, *Eng. Fract. Mech.*, 72 (15): 2316-2327.
- Zheng D and Li Q** (2005) A microscopic approach to rate effect on concrete strength under combined load, *Proceedings of the 11th International Conference on Fracture*, March 20-25, Turin, Italy, 5 p.
- Zhou X U and Hao H** (2008) Modelling of compressive behaviour of concrete-like materials at high strain rate, *Int. J. Solids Struct.*, 45: 4648-4661.
- Zhu Z, Mohanty B and Xie H** (2007) Numerical investigation of blasting-induced crack initiation and propagation in rocks, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 44: 412-424.
- Zhu W C and Tang C A** (2005) Numerical simulation of Brazilian disk rock failure under static and dynamic loading, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 43: 236-252.
- 27601 Sayılı Resmi Gazete** (2010) Çevresel Gürültünün Değerlendirilmesi ve Yönetimi Yönetmeliği, 4 Haziran 2010.



## BİBLİYOGRAFYA

- Ash R L** (1973) *The Influence of geological Discontinuities on Rock blasting*, Ph. D. Thesis, Univ. Minnesota, 289 p.
- Abrams D A** (1917) Effect of rate of application of load on the compressive strength of concrete, *ASTM J.*, 17: 364–377.
- Atchison T C and Pugliese M** (1964) *Comparative Studies of Explosives in Granite: Second Series of Tests*, USBM RI 6434.
- Bacon L** (1962) A Method of Determining Dynamic Tensile Strength of Rock at Minimum Loading, USBM RI 6067, 22 p.
- Bauer A and Calder P N** (1970) *Open Pit and Blasting Seminar*, Mining Engineering Department, Queens University, Kingston, Ontario *Open Pit and Blasting Seminar*.
- Berg J W and Papageorge G E** (1964) Elastic displacement of primary waves from explosive sources, *Bull. Seism. Soc. Amer.*, 54: 947.
- Bhandari S and Vutukuri V S** (1974) Rock fragmentation with longitudinal charges, *Proceedings of the 3<sup>rd</sup> International Congress on Rock Mechanics*, Denver, US, pp. 1337–1342.
- Birkimer D L** (1968) *Critical Normal Fracture Strain of Portland Cement Concrete*, Ph.D. Thesis, University of Cincinnati, 122 pp.
- Birkimer D L** (1970) A possible fracture criterion for the dynamic tensile strength of rock, *Proceedings of the 12<sup>th</sup> Symposium on Rock Mechanics*, Rolla, Missouri, p. 573–90.
- Birkimer D L** (1971) A possible fracture criterion for the dynamic tensile strength of rock, *Dynamic Rock Mechanics*, ed. G. B. Clark, Balkema, Holland, pp. 573-90.
- Bischoff P H and Perry S H** (1991) Compressive Behavior of Concrete at High Strain Rates, *Mater.Struct.*, 24: 425-450.
- Blake F G** (1952) Spherical wave propagation in solid media, *J. Acoust. Soc. Amer.*, 24: 211.
- Brara A, Camborde F, Klepaczko J R and Mariotti C** (2000) Experimental and numerical study of concrete at high strain rates in tension, *Mech. Mater.*, 33: 33-45.
- Brinkmann J R** (1987) Separating shock wave and gas expansion breakage mechanisms, *Proceedings of the Second International Symposium on Rock fragmentation by Blasting*, Keystone, Colorado, pp. 6–15.

## BİBLİYOGRAFYA (devam ediyor)

- Brinkmann H R, Giltner S G and Gibson P A** (1987) Fundamental studies of blasting in narrowstope gold mines, *Proceedings of the Second International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, Keystone, Colorado, pp. 498–520.
- Chirat R and Pittion-Rossillon G** (1981) A new equation of state for detonation products, *J. Chem. Phys.*, 74 (8): 23-35.
- Clifton R J** (2000) Response of materials under dynamic loading, *Int. J. Solids Struct.*, 37: 105-113.
- Clough R W and Penzien J** (1975) *Dynamics of structures*, McGraw-Hill, New York.
- Cowperthwaite M and Zwisler W H** (1976) The JCZ equation of state for detonation products and their incorporation into the TIGER code, *Proceedings of the 6th International Detonation Symposium*, Washington, USA, pp. 162-221.
- Crandell F J** (1949) Ground Vibration Due to Blasting and Its Effect Upon Structures, *Journal of the Boston Society of Civil Engineers*, 49 (2): 152-168.
- Daehnke A, Rossmannith H P and Knasmillner R E** (1996) Blast-induced dynamic fracture propagation, *Proceedings of the Fifth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, ed. B. Mohanty, August 25-29, Montreal, Canada, pp. 619–626.
- Davies E D H** (1963) The dynamic compression testing of solids by the method of the split Hopkinson pressure bar, *J. Mech. Phys. Solids*, 11:155–79.
- Defourneaux M** (1973) *Sciences of Techniques de L'armement*, 872 p.
- Duvall W I** (1953) Strain-wave shapes in rock near explosions, *Geophysics*, 18: 310.
- Duvall W I and Atchison T C** (1957) *Rock Breakage by Explosives*, Us Bureau of Mines, R. I. 5336, 52 p.
- Duvall W I and Pugliese J M** (1965) *Comparison Between End and Axial Methods of Detonating an Explosive in Granite*, U.S. Bureau of Mines R. I. 6700.
- Edwards A T and Northwood T T** (1959) *Experimental Blasting Studies on Structures*, Ottawa, Canada, National Research Council.
- Fadeev A V** (1968) Formirovanie i rasprostranenie vzryvnykh voln napryazheniy v gornyx porodakh, *Fiz. goreniya i vzryva*, 4: 254.
- Gemant A and Jackson W** (1937) The measurement of internal friction in some solid dielectric materials, *The London, Edinburgh and Dublin Philosophical Magazine J Science*, 22: 960–983.

## BİBLİYOGRAFYA (devam ediyor)

- Ghosh M L** (1969) On the propagation of spherical waves due to large underground explosion, *Pure Appl. Geophys.*, 72: 1-22.
- Grady D E and Kipp M E** (1979) The micro mechanics of impact fracture of rock, *Int. J. Rock Mech. Min., Geomech. Abstr.*, 16: 293-302.
- Grady D E and Lipkin J** (1980) Criteria for impulsive rock fracture, *Geophys Res. Lett.*, 7 (4): 255-8.
- Gurvich I I** (1965) K teorii sphericheskogo izluehatelya seismicheskikh voln, *Izv. AN SSSR-Fiz. Zemli*, 10: 45.
- Gurvich I I** (1966) Funkeiya vozbuzhdeniya vzryvnogo sphericheskogo izluehatelya, *Izv. AN SSSR-Fiz. Zemli*, 4: 15.
- Hagan T N** (1973) Rock Breakage by Explosives, *National Symposium on Rock Fragmentation*, pp. 1-17.
- Hino K** (1956a) Velocity of rock fragmentation and shape of shock wave, *J.Ind. Explos. Soc.*, 17 (4): 236-41.
- Hino K** (1956b) Fragmentation of rock through blasting and shock wave theory of blasting, *Proceedings of the Rock Mechanics Symposium*, Colorado School of Mines, Quart, pp. 191-209.
- Hino K** (1956c) *Fragmentation of Rock through Blasting*, Quart. Colorado School of Mines 5, 189 p.
- Holmberg R and Persson P A** (1978) The Swedish approach to contour blasting, *Proceedings of the 4th Conference on Explosives and Blasting Technique*, SEE, pp 113-127.
- Holmberg R and Persson P A** (1979) Design of tunnel perimeter blasthole patterns to prevent rock damage, *Proceedings of the Tunneling'79*, ed. J. M. Jones, Institution of Mining and Metallurgy, London, UK.
- Holmberg R** (1982) Charge calculations for tunneling. Section 7.5: Blasting, Chapter 1. *Underground Mining Methods Handbook*, ed. W. A. Hustrulid, SME, pp 1580-1589.
- Hustrulid W and Lu W** (2002) Some general design concepts regarding the control of blast-induced damage during rock slope excavation, *Proceedings of the seventh International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, Beijing, China, pp. 595-604.
- Hopkinson B A** (1914) Method of measuring the pressure in the deformation of high explosives by the impact of bullets, *Philos. Trans. R. Soc. A.*, 213: 437-52.

## BİBLİYOGRAFYA (devam ediyor)

- Jung W J, Ogata Y, Wada Y, Seto M, Katsuyama K and Ogawa T** (2001) Effect of water saturation and strain rate on the tensile strength of rocks under dynamic load, *J. Jpn. Soc. Civ. Eng.*, 673: pp.53–4.
- Kolsky H** (1949) An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading, *Proceedings of the Physical Society, Section B*, 62 (11): 676–700.
- Kuhlemeyer R L and Lysmer J** (1973) Finite element method accuracy for wave propagation problems, *J. Soil Mech. Found*, 99 (5): 421-427.
- Kumar A** (1968) The effect of stress rate and temperature on the strength of basalt and granite, *Geophysics*, 33: 501–510.
- Langefors U and Kihlstrom B** (1963) *The Modern Technique of Rock Blasting*, John Wiley & Sons Inc., New York, 405 p.
- Langefors U and Kihlström B** (1979) *The Modern Technique of Rock Blasting*, Third Edition, John Wiley & Sons, New York, 437 p.
- Lankford J** (1981) The role of tensile micro fracture in the strain rate dependence of the compressive strength of fine-grained limestone - analogy with strong ceramics, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 18 (1): 173–175.
- Li H B, Zhao J and Li T J** (1999) Triaxial compression tests of a granite at different strain rates and confining pressures, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 36: 1057-63.
- Li X B** (1994) Shock dynamics of rock, *Changsha*, Central South University Press (in Chinese).
- Linehan P and Wiss J F** (1980) Vibration and Air Blast Noise from Surface Coal Mine Blasting, *Society of Mining Engns.*, AIME Pap. No. 80-336.
- Lundborg N, Holmberg R and Persson P A** (1978) The dependence of ground vibrations on distance and charge size, *Report R11: 78*, Bygghforskning (in Swedish).
- Lysmer J and Kuhlemeyer R L** (1969) Finite dynamic model for infinite media, *J. Eng. Mech.*, 95 (4): 859-877.
- Malvern L E and Ross C A** (1985) Dynamic response of concrete and concrete structures, *Second Annual Technical Report*, AFOSR contract no. F49620-83-K007.
- Martin P A** (2007) *Personal communication*, Department of Mathematical and Computer Sciences. Colorado School of Mines. August.
- McHugh S** (1983) Crack extension caused by internal gas pressure compared with extension caused by tensile stress, *Int. J. Fracture*, 21:139–145.

## BİBLİYOGRAFYA (devam ediyor)

- McKenzie C K, Scherpenisse C R and Jones J P** (1995) Application of computer assisted modelling to final wall blast design, *EXPLO 95-A conference exploring the role of rock breakage in mining and quarrying*, September 4-7, AusIMM, Brisbane, Australia.
- Mellinger F M and Birkimer D L** (1966) Measurement of stress and strain on cylindrical test specimens of rock and concrete under impact loading, *Technical Report 4-46*, U.S. Army Corps of Engineers, Ohio River Division Laboratories, Cincinnati, Ohio, 71 pp.
- Meyer T and Dunn P G** (1995) Fragmentation and rock mass damage assessment sunburst excavator and drill and blast, *Proceedings of North American Rock Mechanics Symposium*, pp. 609–616.
- Mikulinskiy M A, Mironov P S, Sisin A G and Kuznetsov G V** (1965) Analiticheskie issledovaniya parametrov seismovzryvnykh voln v gruntev blizhayshey zone vzryva, *Tr. V. Sessii uchen, sov. po narodn.-khozyaystv, ispol'z, vzryva, AN Kirg. SSR, Ilim, Frunz*, 308 p.
- Nishimura G** (1937) On the elastic waves due to pressure variation on the inner surface of a spherical cavity in an elastic solid, *Bull. Earthq. Res. Inst.*, 15: 614.
- Olsson B and Mosher D** (1996) *Sandia National Laboratories*, Albuquerque, NM. Unpublished notes sent to M. Z Forrestal, November.
- Oriard L L** (1982) Blasting effects and their control, *Underground Mining Methods Handbook*, SME of AIME, Littleton, Colorado, pp 1590-1603.
- Pokrovosky N M** (1980) *Driving Horizontal Workings and Tunnels* (English translation). Mir Publishers, Moscow, 421 p.
- Rinehard J S** (1965) Dynamic fracture strength of rocks, *Proceedings of the Seventh Symposium on Rock Mechanics*, University Park, Pennsylvania, pp. 205–8.
- Rockwell E H** (1927) Vibrations caused by quarry blasting and their effect on structures, *Rock Products*, 20: 58-61.
- Ross C A, Thompson P Y and Tedesco J W** (1989) Split-Hopkinson pressure-bar tests on concrete and mortar in tension and compression, *ACI Mater. J.*, 86: 475–481.
- Ross A, Tedesco J W and Kuennen S T** (1995) Effects of strain rate on concrete strength, *ACI Mater. J.*, 92 (1): 37–47.
- Ross A, Jerome D M, Tedesco J W and Hughes M L** (1996) Moisture and strain rate effects on concrete strength, *ACI Mater. J.*, 93 (3): 293–300.
- Rustan A, Naarttijärvi T and Ludvig B** (1985) Controlled blasting in hard intense jointed rock in tunnels, *CIM Bulletin*, 78 (884): 63–68.

## BİBLİYOGRAFYA (devam ediyor)

- Sabodash P F** (1966) O rasprostraneniye sphericheskikh voln v uprugoplasticheskoy srede, *Izv. AN SSSR-Fiz. Zemli*, 4: 25.
- Sarma K S** (1994) *Models for Assessing the Blasting Performance of Explosives*, PhD Thesis, The University of Queensland.
- Selberg H L** (1952) Transient Compression Waves from Spherical and Cylindrical Cavities, *Arkiv för Fysik*, (5): 97.
- Sezawa M K and Kanai K** (1941) Transmission of arbitrary elastic waves from a spherical source, solved with operational calculus, *Bull. Earthq. Res. Inst.*, 19: 151.
- Sezawa M K and Kanai K** (1942) Transmission of arbitrary elastic waves from a spherical source, solved with operational calculus, *Bull. Earthq. Res. Inst.*, 20: 1.
- Schuler H and Hakan H** (2006) Fracture behavior of high performance concrete (HPC) investigated with a Hopkinson-bar, *J. Phys.*, 134: 1145-1151.
- Scott C** (1997) *The Effect of Blasting on the Stability of Underground Excavations in Bedded Strata*, M. Sc. Thesis, University of Queensland, Australia.
- Sjöberg C** (1979) Cracking zones around slender borehole charges, *Proceedings Annual Discussion Meeting BK-79*, Stockholm, (in Swedish), pp. 53-98.
- Starfield A M** (1966) Strain wave theory in rock blasting, *The Eighth US Symposium on Rock Mechanics*, September 15-17, Minneapolis, MN, 11 p.
- Tedesco J W and Ross C A** (1998) Strain-rate dependent constitutive equations for concrete, *ASMEJ. Press.Vessel Technol.*, 120: 398-405.
- Vanek J** (1953) A contribution to the theory of elastic waves produced by shock, *Czech. J. Phys.* (3): 97.
- Weast R C** (1983) *Handbook of Chemistry and Physics*, Editor-in-chief, 64th Edition, 1983-1984, CRC Press, Inc.
- Wichter L** (1979) On the geotechnical properties of a Jurassic clay shale, *Proceedings of the 4<sup>th</sup> ISRM Symposium*, Montreux, pp. 319-326.
- Winzer S R, Anderson D and Ritter A P** (1983) Rock fragmentation by blasting, *Trans. First Inter. Symp. of Rock Fragmentation by Blasting*, 1: 225-49.
- Xu B Y and Liu X S** (1995) *Applying Plasto Elasticity Mechanical*, Tsinghua University Press.

## BIBLIYOGRAFYA (devam ediyor)

- Zhao J, Li H B and Zhao Y H** (1998) Dynamics strength tests of the Bukit Timah granite, *Geotechnical Research Report NTU/GT/98-2*, Nanyang Technological University, Singapore.
- Zhao J, Li H B, Wu M B and Li T J** (1999b) Dynamic uniaxial compression tests of a granite, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 36: 273-7.
- Zhao J and Li H B** (2000) Experimental determination of dynamic tensile properties of a granite, *Int. J. Rock Mech. Min.*, 37: 861-6.
- Zhao J, Li H B and Cai J G** (2000) Dynamics tests of a cement mortar, *Geotechnical Research Report NTU/GT/00-1*, Nanyang Technological University, Singapore.



**EK AÇIKLAMALAR A**  
**KAYA MEKANİĞİ LABORATUVAR DENEYLERİ**



Patlatma çalışmalarının yapıldığı TTK Üzülmöz Müessesesi'nde belirlenen konumlardaki kayaç biriminin dayanımını karakterize etmek için yapılan kaya mekaniği laboratuvar deneyleri kapsamında, öncelikle bu kaya birimini temsil edecek kaya blokları ocaktan seçilerek laboratuvar ortamına getirilmiştir. Deneyler için kaya blokları şeklinde BEÜ, Maden Mühendisliği Bölümü Uygulamalı Kaya Mekaniği Laboratuvarına getirilen kaya malzemesi örneklerinden karotlar alınarak, standartlara uygun olarak kesme ve yüzey düzgünleştirme işlemleri uygulanmış ve yapılacak testlere göre boyutlandırılarak örnek hazırlama işlemine tabi tutulmuşlardır. Şekil A.1'de farklı deneylere göre boyutlandırılan bazı kayaç örnekleri sunulmaktadır.



Şekil A.1 Değişik deneyler için hazırlanmış karot örneklerinden bir görünüm.

Bu çalışma kapsamında kaya malzemesinin; Tek Eksenli Basınç Dayanımı, Dolaylı Çekme Dayanımı ve Statik Elastik Sabitlerin Belirlenmesi deneylerinin yapılması ön görülmüştür. Bununla birlikte, temel fiziksel özelliklerinden olan yoğunluğun belirlenmesi de çalışmaları da gerçekleştirilmiştir.

### A.1 Tek Eksenli Basınç Dayanımı Deneyi

Bu deneyde amaç, düzgün geometrik biçimli kaya örneklerinin tek eksenli basınç dayanımlarını belirlemektir. Elde edilen dayanım değerleri kaya kütlelerinin tanımlanması ve dayanım sınıflaması için kullanılmaktadır. Deney düzeneği olarak kaya malzemesi örneği üzerine eksenel yük uygulamak için uygun bir yükleme makinası kullanılmaktadır. Bu makina deney için öngörülen yükleme hızını sağlayabilecek kapasite ve duyarlılıkta olmalıdır. Yükleme hızı, 0.5-1.0 MPa/s ya da örneği 5-10 dakika süre içinde kırarak şekilde ayarlanmalıdır. Deney için 2.0-3.0 değerinde yükseklik/çap oranına sahip ve tercihen çapı NX 54 mm standardından küçük olmayan, düzgün silindirik biçimli örnekler kullanılmalıdır. Örneğin alt ve üst yüzeyleri en fazla 0.02 mm'ye kadar bir hata ile düzgün olmalı ve örnek eksenine diklik hassasiyeti 0.001 radyan ya da 50 mm'de 0.05 mm sapmadan küçük olmalıdır. Deney yapılacak örnek sayısı amaca yönelik olarak belirlenir, fakat en az 5 adet tercih edilmelidir. Örneğin tek eksenli basınç dayanımı, Eşitlik A.1'de verildiği gibi kırılmadan önceki basınç yükünün, örneğin ilk alanına bölünmesiyle elde edilmektedir.

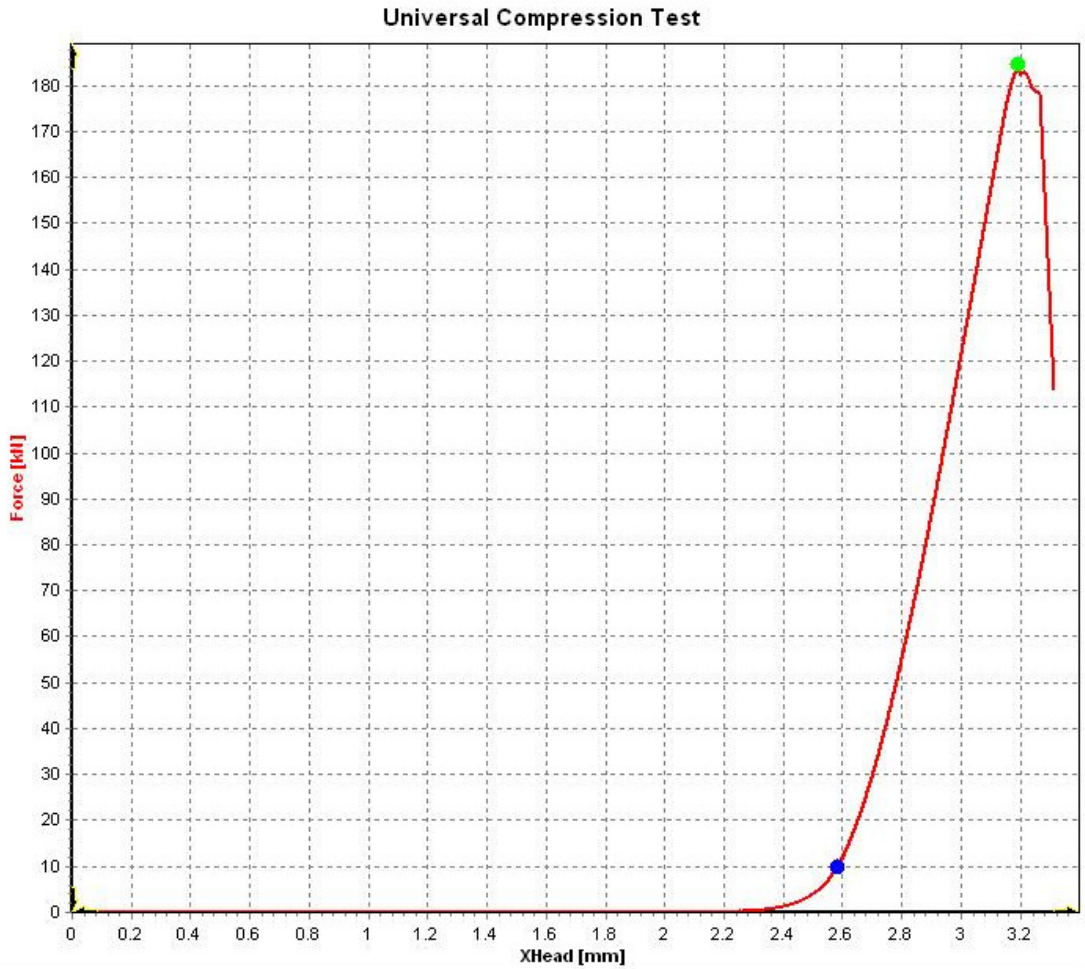
$$\sigma_{ci} = F/A_c \quad (A.1)$$

Burada,  $\sigma_{ci}$  kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı (MPa), F örneğin kırılma yükü (N) ve  $A_c$  örneğin kesit alanıdır ( $\text{mm}^2$ ). Tek eksenli basınç dayanımı değerleri için ISRM (1981) tarafından bir sınıflandırma önerilmiştir. Kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı için önerilen sınıflandırma Çizelge A.1'de sunulmuştur.

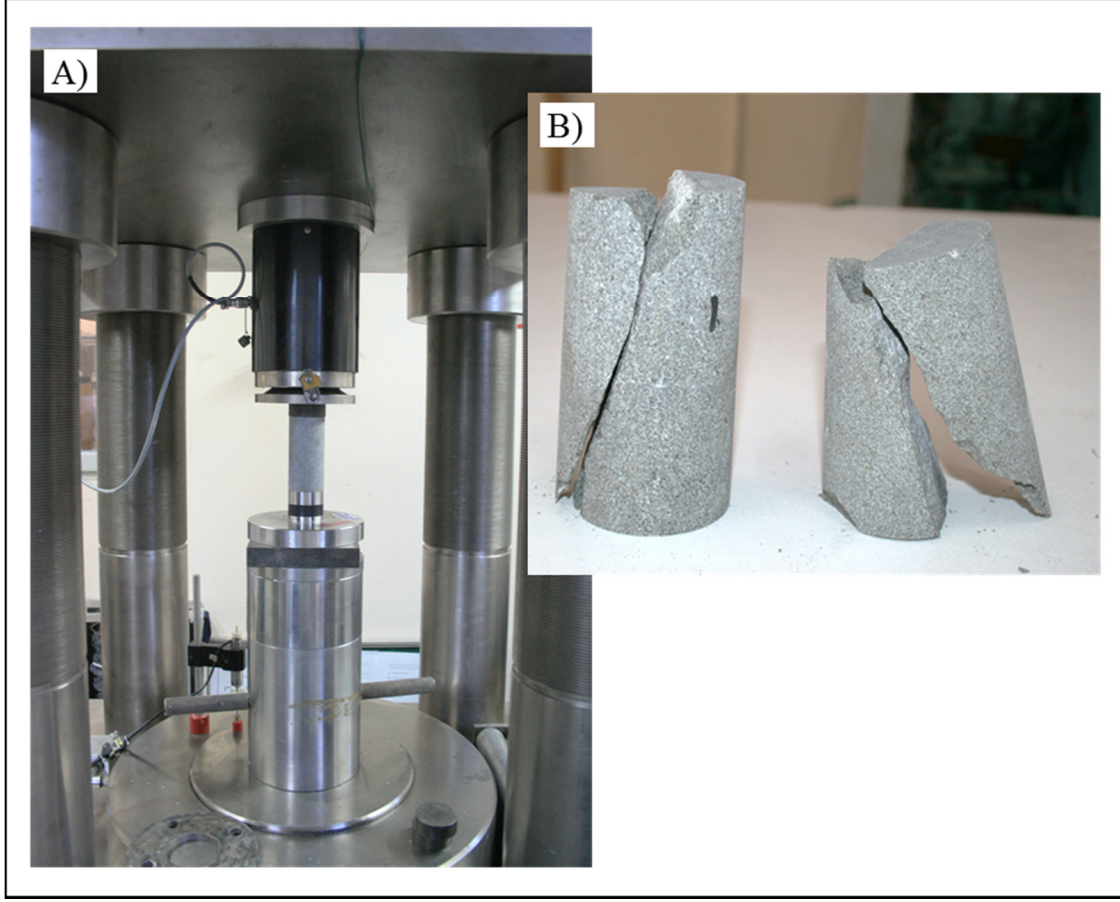
Çizelge A.1 Kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı için önerilen sınıflandırma (ISRM 1981).

$\sigma_c$ (MPa)	Dayanım sınıfı
< 6	Çok düşük
6-20	Düşük
20-60	Orta
60-200	Yüksek
> 200	Çok yüksek

Çalışma kapsamında, elektro hidrolik ve servo-kontrollü katı yükleme makinesinde yük kontrollü olarak gerçekleştirilen tek eksenli basınç dayanımına ait örnek bir yük-deformasyon eğrisi, deneyde kullanılan bilgisayar programının bir çıktısı olarak Şekil A.2’de gösterilmektedir. Kullanılan deney düzeneği ve deney sonrasında oluşan yenilmiş kaya örneklerinden bir görünüm ise Şekil A.3’de verilmektedir.



Şekil A.2 Tek eksenli basınç dayanımı yük-deformasyon eğrisi.



Şekil A.3 Tek eksenli basınç dayanımının belirlenmesinde kullanılan deney düzeneği (A) ve deney sonrasında oluşan yenilmiş kaya örnekleri (B).

## A.2 Dolaylı Çekme Dayanımı (Brazilian) Deneyi

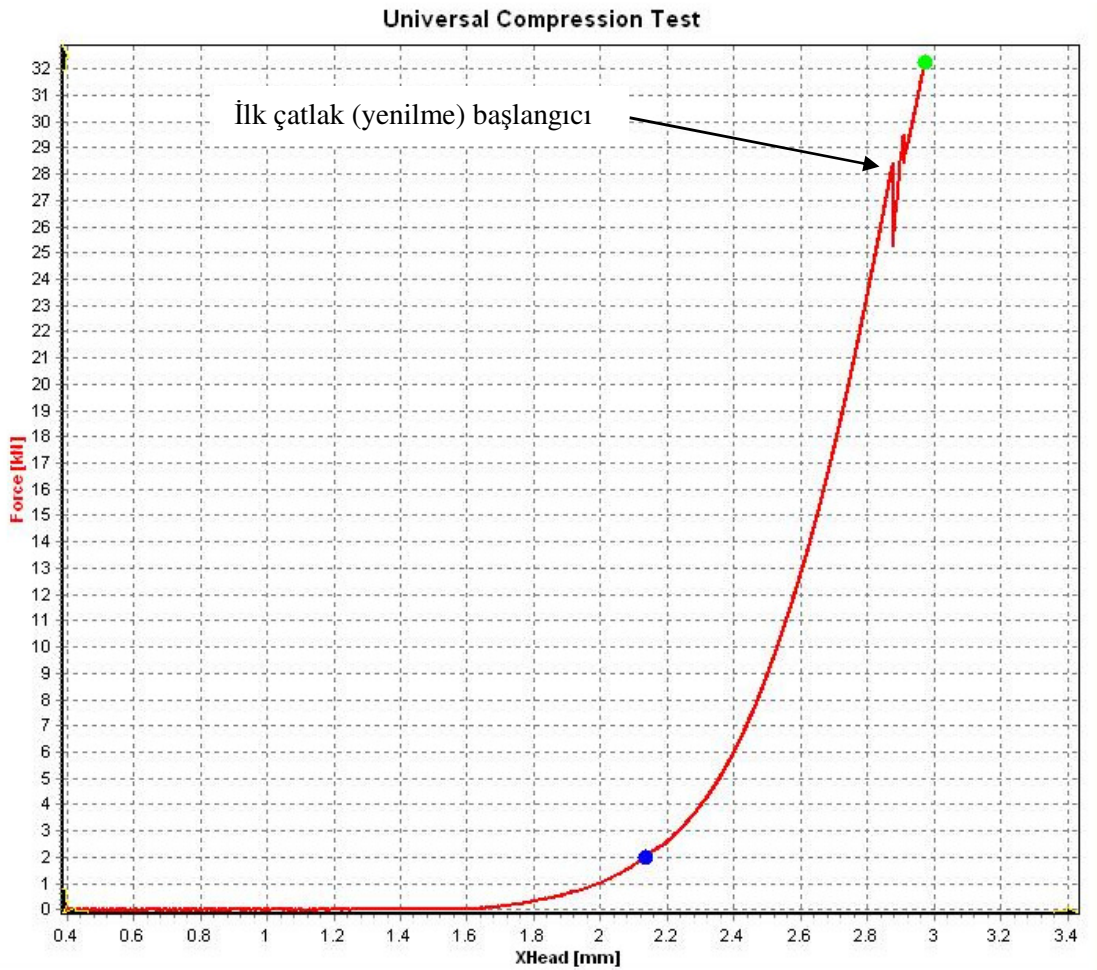
Bu deney yönteminde amaç, uygun boyutlarda hazırlanmış kalın disk şeklindeki örnekler kullanılarak, kayaçların dolaylı çekme dayanımlarının belirlenmesidir. Deney, çapsal olarak örneğin alt ve üst yüzeylerine uygulanan yük sonucu, örnek merkezi civarında yüklemeye eksenine dik olarak oluşan çekme gerilmesi ile örneğin yenilmesi esasına dayanmaktadır. Yükleme çeneleri, disk şeklindeki örneğin yanal yüzeyine karşılıklı olarak alt ve üstten yaklaşık  $10^\circ$ ’lik bir yay boyunca yük uygulamaya uygun olmalıdır. Bu deneyde kullanılacak yüklemeye makinası deney için öngörülen yüklemeye hızını sağlayabilecek kapasite ve duyarlılıkta olmalıdır. Örnek çapı NX (54 mm) karot boyutundan küçük olmamalı ve boyu yaklaşık olarak yarıçapa eşit olmalıdır. Yükleme, en zayıf kayacın 15-30 saniye içerisinde kırılmasını sağlayacak şekilde sürekli ve sabit bir hızla yapılmalıdır. Önerilen yüklemeye hızı 200 N/s olmalıdır. Her kaya birimi için önerilen deney sayısı 10 olmakla birlikte bu sayı deney sonuçlarına ve eldeki olanaklara bağlı olarak değiştirilebilir.

Deney örneğinin dolaylı çekme dayanımı aşağıdaki bağıntı yardımı ile hesaplanmaktadır.

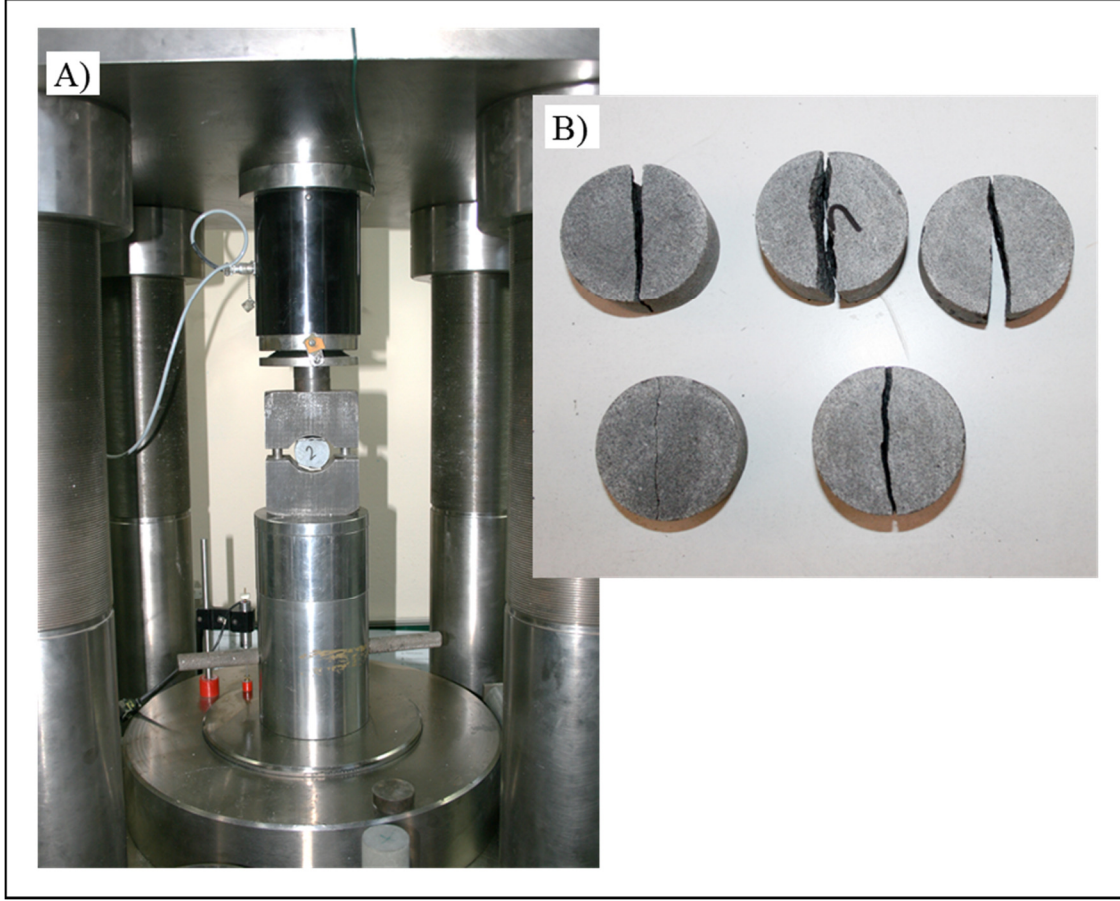
$$\sigma_{tB} = \frac{2.F}{\pi.\phi.t} \quad (A.2)$$

Burada,  $\sigma_{tB}$  kaya malzemesinin dolaylı çekme dayanımı (MPa),  $F$  örneğin kırılma yükü (N),  $\phi$  Örneğin çapı (mm) ve  $t$  örneğin kalınlığıdır (mm).

Çalışma kapsamında, elektro hidrolik ve servo-kontrollü katı yükleme makinesinde yük kontrollü olarak gerçekleştirilen dolaylı çekme dayanımı ait örnek bir yük-deformasyon eğrisi, deneyde kullanılan bilgisayar programının bir çıktısı olarak Şekil A.4’de gösterilmektedir. Kullanılan deney düzeneği ve deney sonrasında oluşan yenilmiş kaya örneklerinden bir görünüm ise Şekil A.5’de verilmektedir.



Şekil A.4 Dolaylı çekme dayanımı yük-deformasyon eğrisi.



Şekil A.5 Dolaylı çekme dayanımının belirlenmesinde kullanılan deney düzeneği (A) ve deney sonrasında oluşan yenilmiş kaya örnekleri (B).

Şekil A.4'den de görülebileceği gibi, dolaylı çekme dayanımı deneyleri sırasında örneğin yüklenmesiyle oluşan yük-deformasyon eğrisi dikkatli bir şekilde incelenerek örneğin ilk çatladığı basınç kuvveti belirlenmeye çalışılmıştır.

### A.3 Statik Elastik Sabitler Deneyi

Statik Deformasyon (Young) Modülü ve statik Poisson oranı özelliklerin belirlenmesi için yapılan deneylere “kaya malzemesinin tek eksenli basınç altındaki deformabilite deneyleri” denilmektedir. Bu deneyin amacı, kaya örneklerinin eksenel yük altındaki gerilme-deformasyon özelliklerinin belirlenmesidir. Deformabilite deneyinde kullanılacak standart örnekler ve yükleme makinası ‘kayaçların tek eksenli basınç dayanımlarının belirlenmesi’ konusunda belirtilen özelliklere sahip olması gerekmektedir. Silindirik kaya örneği üzerinde uygulanan yük, örnek üzerinde sabit bir gerilme artışı sağlayacak şekilde olmalıdır. Yükleme

hızı 0.5-1.0 MPa/s seviyesinde olmalıdır. Yük, eksenel ve çapsal deformasyonlar deney süresince önceden belirlenmiş yükleme aralıklarında kaydedilmelidir.

Kaya malzemesinin deformasyon modülü ( $E_i$ ); tek eksenli gerilme durumunda, gerilmenin ( $\sigma_x$ ) aynı doğrultuda oluşan normal birim deformasyona ( $\epsilon_x$ ) oranı olarak ifade edilmekte olup  $E_i$  ile gösterilmektedir.

$$E_i = \frac{\sigma_x}{\epsilon_x} \quad (A.3)$$

Literatürde çeşitli deformasyon modülleri tanımlanmış olup bu çalışmada teğetsel (tanjant) deformasyon modülü ( $E_t$ ) tercih edilmiştir. Bu değer, eksenel gerilme-eksenel birim deformasyon eğrisinin belirli bir gerilme seviyesindeki eğimidir. Bu gerilme seviyesi genellikle tek eksenli basınç dayanımının yaklaşık %50'sidir.

Poisson oranı ise tek eksenli gerilme durumunda, gerilmeye dik doğrultuda oluşan çapsal birim deformasyonun ( $\epsilon_y, \epsilon_z$ ), gerilme doğrultusunda oluşan eksenel birim deformasyona ( $\epsilon_x$ ) oranının ters işaretlisidir ve  $\nu$  sembolü ile gösterilmektedir.

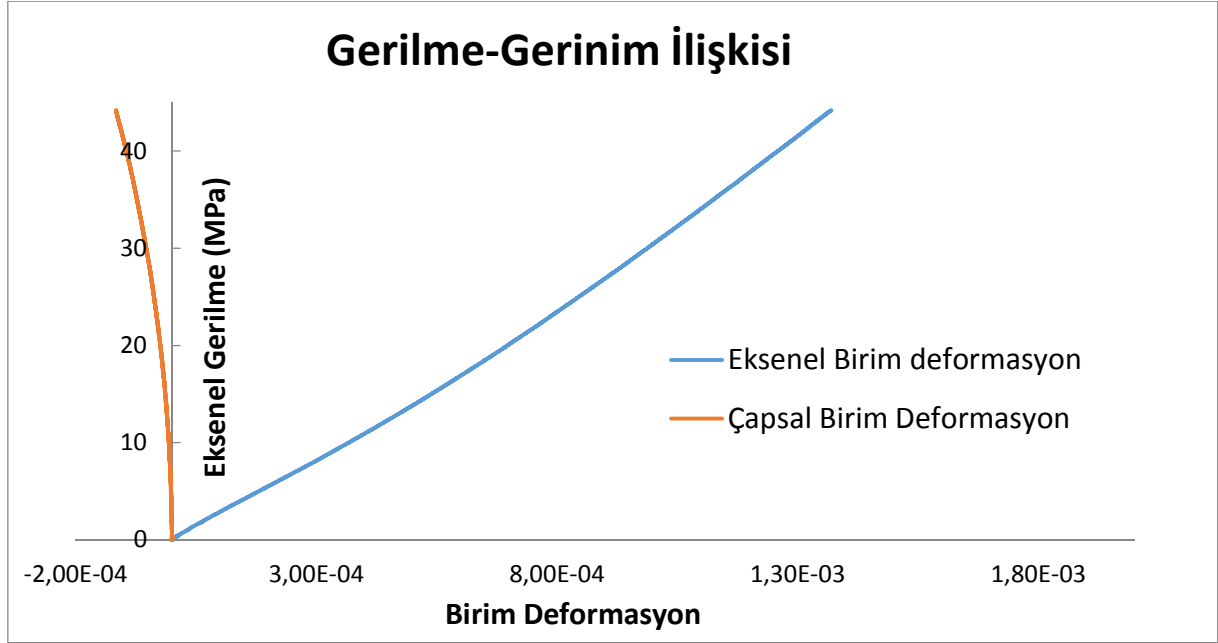
$$\nu = -\frac{\text{Çapsal birim deformasyon}}{\text{Eksenel birim deformasyon}} = -\frac{\epsilon_y}{\epsilon_x} = -\frac{\epsilon_z}{\epsilon_x} \quad (A.4)$$

Literatürde yine çeşitli Poisson oranları tanımlanmış olup bu çalışmada teğetsel (tanjant) Poisson oranı ( $\nu_t$ ) tercih edilmiştir. Şekil A.6'da statik elastik sabitlerin belirlenmesinde kullanılan deney düzeneği gösterilmektedir.



Şekil A.6 Statik elastik sabitlerin belirlenmesinde kullanılan deney düzeneği.

Şekil A.7’de ise deneylerin yapıldığı bilgisayar programından alınan verilerle çizilen tipik bir aksenal gerilme-aksenal ve çapsal birim deformasyon eğrisi sunulmaktadır.



Şekil A.7 Eksenel gerilme-eksenel ve çapsal birim deformasyon eğrisi.

#### A.4 Yoğunluk Tayini

Bu deneyde temel amaç kayaçların temel fiziksel özelliklerinden olan yoğunluğun belirlenmesidir. Yoğunluk, bir maddenin birim hacminin kütlesidir. Laboratuvarda kaya malzemesinin yoğunluğu normal arazi yoğunluğu (doğal yoğunluk) olarak belirlenmiştir.

#### A. 5 Sonuçlar

Bu tez çalışması kapsamında gerçekleştirilen kaya mekaniği deney sonuçları Çizelge A.2’de özetlenmiştir. Elde edilen sonuçlar değerlendirildiğinde ilgili formasyon, yüksek dayanımlı kaya olarak nitelendirilebilir.

Çizelge A.2 Arazi çalışmalarının yapıldığı kaya biriminin mekanik ve fiziksel özellikleri.

Sağlam kaya malzemesi özellikleri	Değer ± Std . Sapma (adet)
Tek eksenli basınç dayanımı ( $\sigma_{ci}$ ) (MPa)	65.2 ± 17.2 (7)
Dolaylı çekme dayanımı ( $\sigma_{tB}$ ) (MPa)	8.46 ± 0.28 (6)
Teğetsel young (deformasyon) modülü ( $E_i$ ) (GPa)	34.9 ± 3.12 (5)
Teğetsel poisson oranı ( $\nu$ )	0.17 ± 0.06 (5)
Görünür yoğunluk ( $\rho_r$ ) (kg/cm <sup>3</sup> )	2630 ± 20 (7)



## ÖZGEÇMİŞ

Özgür YILMAZ 1981’de İstanbul’da doğdu; ilk ve orta öğrenimini aynı şehirde tamamladı. Zeytinburnu Endüstri Meslek Lisesi Makine Ressamlığı Bölümü’nden mezun olduktan sonra 1999 yılında Zonguldak Karaelmas Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü’ne girdi. 2003 yılında iyi derece ile mezun oldu; aynı yıl Zonguldak Karaelmas Üniversitesi (ZKÜ) Maden Mühendisliği Anabilim Dalı’nda başladığı yüksek lisans programını, 2006 yılında tamamlayarak Yüksek Mühendis unvanını kazandı. 2007 yılında aynı anabilim dalında doktora eğitimine başladı; bu sırada, Nisan-Haziran 2008 ayları arasında Erasmus Öğrenci Değişim Programı kapsamında Almanya’da Aachen Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Enstitüsü’nde bulundu. Özgür YILMAZ, 2006 yılından bu yana BEÜ Maden Mühendisliği Bölümü’nde araştırma görevlisi olarak çalışmaktadır; kaya mekaniği, tabaka kontrolü ve delme-patlatma konularıyla ilgili, 5’i uluslararası ve 5’i de ulusal bilimsel toplantılarda sunulmuş toplam 10 adet bildirisi ve SCI kapsamında bulunan dergilerde yayınlanmış 4 adet makalesi bulunmaktadır.

### **ADRES BİLGİLERİ**

Adres : Bülent Ecevit Üniversitesi  
Mühendislik Fakültesi  
Maden Mühendisliği Bölümü  
67100 / ZONGULDAK

Tel : (372) 257 4010  
Faks : (372) 257 4023  
E-posta : ozgyilmaz9@hotmail.com