

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**MADEN GALERİLERİNDE PÜSKÜRTME BETONUN YENİLME SONRASI
PERFORMANSININ DEĞERLENDİRİLMESİ**

DOKTORA TEZİ

Erim GÜÇLÜ

Maden Mühendisliği Anabilim Dalı

Maden Mühendisliği Programı

HAZİRAN 2014

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**MADEN GALERİLERİNDE PÜSKÜRTME BETONUN YENİLME SONRASI
PERFORMANSININ DEĞERLENDİRİLMESİ**

DOKTORA TEZİ

**Erim GÜÇLÜ
(505082001)**

Maden Mühendisliği Anabilim Dalı

Maden Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Hakan TUNÇDEMİR

HAZİRAN 2014

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 505082001 numaralı Doktora Öğrencisi **Erim GÜÇLÜ**, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı “**MADEN GALERİLERİNDE PÜSKÜRTME BETONUN YENİLME SONRASI PERFORMANSININ DEĞERLENDİRİLMESİ** ” başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Doç.Dr. Hakan TUNÇDEMİR**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Ataç BAŞÇETİN**
İstanbul Üniversitesi

Yrd.Doç.Dr. C. Atilla ÖZTÜRK
İstanbul Teknik Üniversitesi

Teslim Tarihi : **16 Mayıs 2014**
Savunma Tarihi :

Eşime ve aileme,

ÖNSÖZ

Tez çalışması sırasında bana her konuda yardımcı olan tez danışmanım Sayın Doç.Dr. Hakan Tunçdemir başta olmak üzere, tez izleme komitesinde yer alan Değerli Hocalarım Prof.Dr. Ataç Başçetin ve Yrd.Doç.Dr. C. Atilla Öztürk'e teşekkürü borç bilirim.

Çalışmalara zaman ayırabilmem için sürekli fedakarlıkta bulunan eşime, aileme ve çalışma arkadaşlarıma çok teşekkür ederim.

Laboratuvar çalışması sırasında desteğini esirgemeyen Araş.Gör. Cengiz Şengül'e, Çayeli Bakır İşletmeleri'nde saha çalışmaları sırasında yardımlarından dolayı, Dr. Maden Mühendisi Sabri Altınoluk'a, Maden Mühendisi Bülent Paralı'ya, Maden Mühendisi Mustafa Yazıcı'ya, Maden Mühendisi Özgür Özgen'e ve Maden Mühendisi Ümit Çolak'a teşekkürlerimi ve saygılarımı sunarım.

Haziran 2014

Erim Güçlü
Maden Yüksek Mühendisi

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ.....	vii
İÇİNDEKİLER	ix
KISALTMALAR	xi
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xiii
ŞEKİL LİSTESİ.....	xv
ÖZET.....	xix
SUMMARY	xxi
1. GİRİŞ	1
1.1 Literatür Araştırması	3
1.2 Tezin Amacı	30
1.3 Yöntem	32
2. DENEYSEL ÇALIŞMALAR.....	37
2.1 Püskürtme Beton İçin Yapılan Standart Deneyler	37
2.1.1 Katkı malzemesi standartları.....	39
2.1.2 Püskürtme beton panellerinin test edilmesi ve hazırlanması	39
2.1.3 Püskürtme betondan numune alımı	39
2.1.4 Püskürtme betonun temel bileşenleri ile ilgili standartlar.....	40
2.1.5 Lifle güçlendirilmiş beton ve püskürtme beton uygulama standartları.....	41
2.1.6 Kuru, paketlenmiş ve önceden karıştırılmış kuru ve yaş püskürtme beton için standart	43
2.1.7 Lif içeren püskürtme beton panellerinin enerji yutma kapasitesi ve eğilme tokluğu ile ilgili standartlar	43
2.1.8 Lif içeren püskürtme beton kirişlerinin eğilme performansı ile ilgili standartlar	44
2.1.9 Püskürtme betonun basınç dayanımı ve çekme dayanımı ile ilgili standartlar.....	45
2.1.10 Püskürtme betonun erken basınç dayanımı ile ilgili standartlar	46
2.1.11 Püskürtme betonun lif içeriği ile ilgili standartlar	46
2.1.12 Kaya ve püskürtme beton arasındaki tutunma dayanımı ile ilgili standartlar.....	47
2.1.13 Karayolları Genel Müdürlüğü Teknik Şartnamesi.....	47
2.1.14 Püskürtme beton standart deneyleri ile ilgili literatür	49
2.2 Plaka Deneyi'nin Önerilen Süneklik İndeksi Açısından Değerlendirmesi	52
2.2.1 Metodoloji	54
2.2.2 Hipotez	57
2.2.3 Deneyler	65
2.2.4 Süneklik indeksi sonuçlarının değerlendirilmesi	74
2.2.5 Genel değerlendirme ve yorumlama	80
3. TEORİK ÇALIŞMALAR	83
3.1 Kullanılan Yöntemler	84
3.1.1 Akma hattı teorisi.....	84
3.1.2 Levenberg – Marquardt algoritması.....	87

3.1.3 Kaya tahkimat etkileşimi teorisi.....	91
3.2 Kırılma Sonrası Davranışı İçeren Arazi Tepkime Eğrisinin Elde Edilmesi	98
3.3 Püskürtme Betonun Kırılma Sonrasını İçeren Karakteristik Eğrisinin Genelleştirilmesi.....	102
3.4 Kırılma Sonrası Davranışın Kaya Tahkimat Etkileşimi Teorisinde Kullanımı	108
4. NÜMERİK ÇALIŞMALAR.....	111
4.1 Sahanın Tanıtılması	111
4.2 Sahanın Jeolojisi.....	112
4.2.1 Bölgesel ve yerel jeoloji.....	113
4.2.2 Bölgesel ve yerel jeoloji.....	113
4.2.3 Cevherin özellikleri	114
4.3 Üretim Yöntemi.....	115
4.4 Arazi Tepkime Eğrisinin Elde Edilme Metotları.....	118
4.4.1 Deterministik metotlar.....	119
4.4.1.1 Carranza – Torres ve Fairhurst metodu.....	119
4.4.1.2 Duncan – Fama çözümlemesi	121
4.4.2 Nümerik metotlar	123
4.4.2.1 Boşluk metodu.....	123
4.4.2.2 Elastisite modülünü azaltma yöntemi	124
4.4.2.3 Yük azaltma yöntemi	125
4.4.2.4 Hacim kaybı yöntemi	126
4.4.2.5 Kademeli kazıda elatisite modülü azaltma yöntemi.....	126
4.5 Çalışmada Arazi Tepkime Eğrisinin Elde Edilmesi	126
5. TARTIŞMA	143
6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	163
KAYNAKLAR.....	169
EKLER.....	183
ÖZGEÇMİŞ.....	185

KISALTMALAR

DI	: Süneklik indeksi
m_p	: İzotropik plastik moment kapasitesi
L'	: Akma çizgisinin rotasyon eksenine iz düşümü
ω	: Rotasyon
σ₁	: En büyük asal gerilme
σ₃	: En küçük asal gerilme
σ_c	: Kaya örneğinin tek eksenli basınç dayanımı
m	: Kaya kütle malzemesi katsayısı
s	: Kaya kütle malzemesi katsayısı
E_c	: Beton ve/veya püskürtme betonun elastik modülü
ν_c	: Beton ve/veya püskürtme betonun poisson oranı
r_i	: Galeri yarıçapı
t_c	: Beton ve/veya püskürtme betonun kalınlığı
σ_{c,sat}	: Beton ve/veya püskürtme betonun tek eksenli basınç dayanımını
σ_t	: Çekme gerilmesi
E_m	: Kayanın Young modülü
ν	: Kayanın poisson oranı
Ç.B.İ.	: Çayeli Bakır İşletmeleri
NATM	: Yeni Avusturya tünel açma yöntemi
EFNARC	: Avrupa yapı ve beton sistemleri uzmanları
I	: Tokluk indisi
R	: Residual dayanım faktörü
f_e	: Eğilme dayanımı
f	: Norveç indeksi
f_m	: Residual gerilme faktörü

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1 : Püskürtme beton standart deneyleri	38
Çizelge 2.2 : Katkı malzemeleri için üst sınırlar	40
Çizelge 2.3 : KGM teknik şartnamesinde atıf yapılan standartlar	49
Çizelge 2.4 : Yük ve sehim matrisi.....	58
Çizelge 2.5 : Şekil 2.7 için örnek hesaplamalar.....	63
Çizelge 2.6 : Trapezoidal alanların hesaplanması.	64
Çizelge 2.7 : Deneyleri yapılan püskürtme beton karışımlarının özellikleri.....	65
Çizelge 2.8 : Panel testi verileri, sonuçları ve hipoteze uygun hesaplanan alanlar (I)	68
Çizelge 2.9 : Panel testi verileri, sonuçları ve hipoteze uygun hesaplanan alanlar (II).	69
Çizelge 3.1 : Doğrusal olmayan regresyon için analiz sonuçları.....	106
Çizelge 4.1 : Arazida bulunan formasyonlara ait mekanik, fiziksel özellikler ve kaya kütle özellikleri.	128
Çizelge 4.2 : Analizlerde kullanılan Hoek – Brown yenilme ölçütü parametreleri.	129
Çizelge 4.3 : Galeri derinlikleri.	130
Çizelge 4.4 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi sonuçlar.	137
Çizelge 5.1 : Püskürtme beton örneklerinin lif içerikleri ve slump değerleri.....	145
Çizelge 5.2 : 640XCS galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.	150
Çizelge 5.3 : 640XCS galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.	153
Çizelge 5.4 : 745XCS galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.	155
Çizelge 5.5 : 745XCS Giriş galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.	157
Çizelge 5.6 : 760XCS galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.	159

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1 : Püskürtme beton kaplamasının tasarımılandırılmasında kullanılan mevcut yöntem.....	33
Şekil 1.2 : Püskürtme beton kaplamasının tasarımında kullanılmak üzere önerilen yöntem.....	35
Şekil 2.1 : Önerilen agrega boyut aralığı (EFNARC, 1996).....	41
Şekil 2.2 : Örnek yük – sehim eğrileri (EFNARC 1996).	44
Şekil 2.3 : $P_{0.1}$ değerinin belirlenmesi (EFNARC, 1996).	45
Şekil 2.4 : Tutunma dayanımı test prosedürü (EFNARC, 1996).....	47
Şekil 2.5 : Lifle güçlendirilmiş püskürtme betonda uygulanan panel testindeki yük – sehim davranışının hipotetik sunumu.	56
Şekil 2.6 : Panel testi ve kiriş eğilme testinin yükleme koşulları açısından yapısal farklılıkları.....	57
Şekil 2.7 : Kuramsal yük – sehim doğruları.	57
Şekil 2.8 : 2011’de yapılan çelik fiberli panel testlerinden elde edilen yük- yerdeğiştirme ve enerji yutma kapasite eğrileri.	67
Şekil 2.9 : 2012’de yapılan çelik fiberli panel testlerinden elde edilen yük- yerdeğiştirme ve enerji yutma kapasite eğrileri.	67
Şekil 2.10 : PP11 numunesi için yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri	70
Şekil 2.11 : PP12 numunesi için yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.	70
Şekil 2.12 : PP21 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.....	71
Şekil 2.13 : PP22 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.....	72
Şekil 2.14 : PP23 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.....	72
Şekil 2.15 : PP24 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.....	72
Şekil 2.16 : PP31 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.....	73
Şekil 2.17 : PS numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.....	74
Şekil 2.18 : DI ile 25 mm ve 40 mm’deki enerji yutma kapasitesileri arasındaki ilişki.	77
Şekil 2.19 : Yeniden düzenlenen Barton – Q grafiği.	78
Şekil 2.20 : Tamir ve yeniden takimatlandırma için deplasman – zaman eğrileri	79
Şekil 3.1 : EFNARC panel testinin boyutları (Uotinen, 2011).....	85
Şekil 3.2 : AHT’de kullanıcak kare panelin boyutları ve notasyonlar (Uotinen, 2011).	86
Şekil 3.3 : λ değerinin belirlenmesi için geliştirilen algoritma (Mathworks, 2003)..	91
Şekil 3.4 : Kaya – Tahkimat Etkileşimi Teorisi (Hoek ve Brown, 1980)	92
Şekil 3.5 : Galeri geometrisi ve etrafındaki gerilmeler ve deformasyonların tanımı (Hoek ve Brown, 1980).....	95
Şekil 3.6 : Beton ve/veya püskürtme beton içim önerilen tahkimat sistemi (Hoek ve Brown, 1980).	98
Şekil 3.7 : Arazi tepkime eğrisi ile tahkimat karakteristiği arası ilişki (Hoek ve diğerleri, 1995).....	100
Şekil 3.8 : Arazi tepkime ve püskürtme beton karakteristik eğrileri.	102

Şekil 3.9 : Püskürtme betonun yenilme türleri (Barret ve McCreath, 1995).	103
Şekil 3.10 : Püskürtme beton panellerinde oluşan kırılma mekanizması.	104
Şekil 3.11 : AHT verisi ve regresyon analizi sonucu elde edilen örnek çekme gerilmesi – sehim eğrisi.	105
Şekil 3.12 : 25 mm’deki enerji yutma kapasitesi, kırılma anındaki sehim ve maksimum çekme gerilmesi ile a, b, ve c katsayıları arasındaki ilişki.	107
Şekil 4.1 : Çayeli Bakır İşletmeleri (Erol, 2010).	112
Şekil 4.2 : Çayeli Bakır İşletmeleri’nin Konumu (Erol, 2010).	112
Şekil 4.3 : İşletme Jeolojisi (Erol, 2010).	113
Şekil 4.4 : Katlararası Üretim Şekli (Erol, 2010).	115
Şekil 4.5 : Cevherin ve Ocak Yollarının Görünüşü (Erol, 2010).	116
Şekil 4.6 : Katlarda İlerleme (Erol, 2010) (Erol, 2010).	116
Şekil 4.7 : Katlararası Delik Delinmesi (Erol, 2010).	117
Şekil 4.8 : Kat Göçertme (Erol, 2010).	117
Şekil 4.9 : Dolgu Yapılması (Erol, 2010).	117
Şekil 4.10 : Kaya kütleli içerisinde açılan R yarıçaplı açıklık (Carranza – Torres ve Fairhurst, 2000).	119
Şekil 4.11 : Galerî etrafındaki plastik zon.	122
Şekil 4.12 : Tünel kazılarının modellemesinde kullanılan boşluk metodu.	123
Şekil 4.13 : Elastisite azalma metodu (Mödlhamme, 2010).	124
Şekil 4.14 : Yük azaltma yöntemi a) Kesit Görünüm b) Boylamsal görünüm (Mödlhamme, 2010).	125
Şekil 4.15 : Hacim kaybı yöntemi (Potts ve Zdravkovic, 2011).	126
Şekil 4.16 : Galerilerin açıldığı jeolojik formasyonların kesitleri.	128
Şekil 4.17 : 5 m galerî aralığında 745XCS Giriş galerisi için başlangıç durumu.	131
Şekil 4.18 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için ikinci aşama.	132
Şekil 4.19 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için üçüncü aşama.	132
Şekil 4.20 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için dördüncü aşama.	133
Şekil 4.21 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için beşinci aşama.	134
Şekil 4.22 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için altıncı aşama.	134
Şekil 4.23 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için yedinci aşama.	135
Şekil 4.24 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için sekizinci aşama.	135
Şekil 4.25 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için dokuzuncu aşama.	136
Şekil 4.26 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için onuncu aşama.	136
Şekil 4.27 : 5 m yukarıda galerî açıldığında 745XCS Giriş galerisi için onbirinci aşama.	137
Şekil 4.28 : 745XCS Giriş galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri. ..	138
Şekil 4.29 : 640XCS galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri.	139
Şekil 4.30 : 745FWCN09 galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri. ...	139
Şekil 4.31 : 745XCS galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri.	140
Şekil 4.32 : 760XCS galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri.	140

Şekil 5.1 : Farklı formasyonlarda açılan tek bir galeri için nümerik analizle oluşturulan arazi tepkime eğrileri.....	147
Şekil 5.2 : Maksimum gerilme ile püskürtme işlemi için galeride oluşması gereken yer değiştirme arasındaki ilişki.	151
Şekil 5.3 : 640XCS galerisi için galeriler arası mesafenin 10 m olduğu durumda Δs ile süneklik indeksi arasındaki ilişki.	152
Şekil 5.4 : 745FWCN09 galerisi için galeriler arası mesafenin 5 m olduğu durumda Δs ile süneklik indeksi arasındaki ilişki.	154
Şekil 5.5 : 745XCS galerisi için galeriler arası mesafenin 5 m olduğu durumda Δs ile süneklik indeksi arasındaki ilişki	156

MADEN GALERİLERİNDE PÜSKÜRTME BETONUN YENİLME SONRASI PERFORMANSININ DEĞERLENDİRİLMESİ

ÖZET

Maden galerinde püskürtme beton sağlamlaştırma elemanı olarak sıklıkla kullanılmaktadır. Püskürtme beton kaplaması mekanik olarak bir çok yenilme parametresine bağlı olarak tasarımılandırılmaktadır. Bu yenilme türleri tutunma yenilmesi, eğilme yenilmesi, doğrudan kesme yenilmesi, zımbalama sonucu kesme yenilmesi, basınç yenilmesi ve çekme yenilmesidir. Tez çalışması kapsamında sadece eğilme mekanizması sonucu yenilen püskürtme betonda oluşan çekme gerilmeleri kaplama performansının değerlendirilmesinde kullanılmıştır.

Püskürtme betonun eğilme mekanizması altında kırılma sonrası davranışını incelemek amacıyla farklı lif içerikleri ve karışımlarındaki püskürtme beton örneklerine panel testi uygulanmıştır. Literatürde püskürtme betonun eğilme davranışı panel testi sonucu elde edilen enerji yutma kapasitesi ile belirlenmektedir. Bu yaklaşımda kırılma öncesi ve kırılma sonrasındaki enerji yutma miktarları birlikte değerlendirilmektedir. Ancak bu çalışmada püskürtme betonun kırılma öncesi ve kırılma sonrası davranışı ayrı ayrı değerlendirilmiştir. Kırılma öncesi davranışı rijitlik parametresi temsil ederken, kırılma sonrası davranışı çalışmada önerilen süneklik indeksi temsil etmektedir.

Süneklik indeksi püskürtme betonun kırılma sonrası yuttuğu enerjinin yine kırılma sonrasındaki mükemmel sünek davranışta yutulan enerjiye oranı olarak tanımlanmıştır. Bu tanımlama ile püskürtme betonun kırıldıktan sonra ne kadar daha enerji yutabileceğini kestirmek mümkün olmaktadır. Çalışmada önerilen süneklik indeksi püskürtme betonun performansının değerlendirmesinde bir parametre olarak kullanılmaktadır.

Tahkimat tasarımılandırmasında kullanılan bir çok yöntem mevcut olup, bunlardan en sık kullanılan ve Hoek ve Brown tarafından önerilen kaya tahkimat etkileşimi metodu çalışmada önemli yer tutmaktadır. Kaya tahkimat etkileşimi teorisi arazi tepkime eğrisi ve tahkimat karakteristik eğrisinin birlikte çözümlenmesi ile kaya ve tahkimat arasında basınç dengesinin kurulmasına dayalıdır.

Madencilik faaliyetleri gereği açılan bir galerinin yakınında yeni bir galeri açılması sıkça rastlanan bir durumdur. Böyle bir durumda gerilme ve deformasyon koşulları ağırlaşmaktadır. Kaya tahkimat etkileşimi teorisinde kullanılan tahkimat karakteristik eğrisi kırılma sonrası davranışı içermemektedir. Çalışmada püskürtme beton için kırılma sonrası davranışın kaya tahkimat etkileşimi içerisinde yer aldığı yeni yaklaşım getirilmiştir.

Arazi tepkime eğrilerinin belirlenmesi için deterministik ve nümerik metotlar bulunmaktadır. Deterministik metotlar bazı kabuller içerisinde çözüm sunmaktadır. Bu kabuller yeraltı açıklıklarının dairesel kesitli olması ve hidrostatik basınç koşullarının bulunmasıdır. Ancak çalışma sahasında farklı jeolojik birimlerin olduğu kesitlerde galeriler sürülmektedir. Aynı zamanda galeri kesitleri ise dörtgen şeklindedir. Bu nedenle nümerik modelleme yapılarak çalışma sahalarında arazi tepkime eğrileri belirlenmiştir.

Mevcut yöntemde püskürtme beton malzemesinin basınç dayanımı yenilme kriteri olarak kullanılmaktadır. Bu yöntem püskürtme betondaki basınç yenilmesi mekanizması için uygundur. Ancak dörtgen kesitli açıklıklarda püskürtme betonun eğilme yenilmesinin teorik olarak etkin bir rol oynadığı düşünülmektedir. Bu nedenle çalışmada normal yük altında eğilme mekanizması sonucu oluşan çekme dayanımı yenilme kriteri olarak seçilmiştir. Püskürtme betonun normal yük altında eğilmesini gerçekçi biçimde ortaya koyan panel testleri uygulanmıştır. Panel testi sonucu elde edilen yük – sehim eğrileri akma hattı teorisi kullanılarak çekme gerilmesi – sehim eğrilerine dönüştürülmüştür.

Bu dönüştürme işlemi sonucunda farklı püskürtme beton örnekleri için elde edilen çok sayıda çekme gerilmesi – sehim eğrisi doğrusal olmayan regresyon yöntemi ile modellenmiştir. Regresyon işleminde yakınsama algoritması olan Levenberg – Marquardt yöntemi kullanılmıştır. Model parametreleri ile kırılma anındaki sehim, maksimum çekme gerilmesi ve süneklik indeksi arasında ilişkiler tespit edilmiştir.

Önerilen süneklik indeksi ve model sayesinde püskürtme beton kullanıcıları püskürtme betonu ne zaman püskürtebilecekleri öngörebilmektedirler. Aynı zamanda bir galeri yakınında açılan yeni bir galerinin ağırlaştırdığı gerilme ve deformasyon altında kullandıkları püskürtme betonun kırılma sonrası davranışını, püskürtme betonun kullanılabilirliği açısından değerlendirebilecektir.

AN ASSESMENT INTO POST FAILURE PERFORMANCE OF SHOTCRETE IN MINE GALLERIES

SUMMARY

Shotcrete is widely used as reinforcement material in mine galleries. It is preferable because of its easy application and time saving operation. Failure mechanisms of shotcrete is generally classified as adhesion failure, bending failure, direct shear failure, shear failure under punching, compressive failure and tensile failure. In this thesis study, tensile stress on failed shotcrete panels induced by bending mechanism was used for evaluating performance of shotcrete lining.

There are several methods to design supports in mines. Hoek and Brown were proposed rock and support interaction method in 1980 which is still widely used for this purpose. In this study, evaluations were based on rock support interaction method. The method is based on balancing ground pressure and support pressure by interpretation of ground reaction curves and support characteristic curves together.

Rock – support interaction theory is commonly used to design of support in underground mine openings. Compressive strength of shotcrete lining is used as failure parameter in the theory (Hoek and Brown, 1980). Theory is also based on circular cross – sectional opening and hydrostatic stress conditions. But nonhomogeneous geological formations and rectangular cross – section are existing in study area. In this case, bending behavior of shotcrete linings anchored with rock bolts become more important than other failure types of shotcrete.

Panel tests were performed in order to determine bending behavior of shotcrete lining. Also post failure behavior of shotcrete lining is not included in current rock – support interaction theory. A new gallery can be driven near an existing one during mining operations. Stress and deformations conditions is getting harder in this situation and shotcrete lining starts to fail. Support reaction curve in rock support interaction theory does not include post crack behavior. But secondary stress and deformation conditions may cause shotcrete to fail and post crack behavior is getting more important in this situation. In this study, a new approach was presented which post crack behavior of shotcrete was included in rock support interaction theory.

An important result of panel tests showed that shotcrete was still carrying considerable load if it includes additives such as fiber and steel mesh. So that, post failure energy absorption level of shotcrete panel is much more than energy absorbed at pre failure according to panel tests results.

Panel tests were performed on shotcrete samples having different fiber amounts and different mix compositions in order to investigate post crack failure of shotcrete in bending mechanism. Bending behavior of shotcrete is determined by panel tests in terms of energy absorption capacity. Pre failure energy and post failure energy is evaluated together in literature. In this study, post crack behavior and pre failure behavior of shotcrete was evaluated separately. Stiffness is representing pre failure behavior and proposed ductility index is representing post crack failure of shotcrete.

Ductility index is defined as a ratio, which is calculated by dividing energy absorbed by shotcrete after failure to energy absorbed in perfectly ductile behavior. This definition allows users to estimate how much energy can be absorbed by shotcrete after failure. Proposed ductility index is used to evaluate post crack performance of shotcrete.

It was found out that the change in deflection is more effective on ductility index than the change in load. Ductility index is directly related with energy absorption capacity. So the support design chart of Papworth published in 2002 was revised by adding ductility index axis.

Tensile stress – deflection curves in bending mechanism should be scattered in order to evaluate shotcrete lining in rock – support interaction theory. Energy formed by normal load applied to panel tests generates tensile stress. Yield line theory was used for determining tensile stress through failure patterns on shotcrete panels. Fibers in shotcrete samples assist ductile behavior of shotcrete as cracks propagate. Hence, tensile stress – deflection curves of shotcrete samples were achieved by cumulative energy formed under normal loading conditions in yield line analysis. These curves were named as shotcrete characteristic curves in thesis study.

Shotcrete characteristic curve was modelled by nonlinear regression method using tensile stress – deflection curves of several shotcrete samples including different fiber amounts and having different mixture compositions. Levenberg – Marquardt algorithm was used in nonlinear regression analysis. Relationship between model parameters and deflection at failure of shotcrete, maximum tensile stress of shotcrete and ductility index were examined. So, shotcrete users can specify the model parameters and their magnitudes in order to obtain suitable shotcrete characteristic curve for his/her prior design. The relationship between model parameters and mechanical parameters mentioned above is valid only for lower and upper limits given in this study. Panel tests with different shotcrete compositions should be performed for further prediction beyond these limits.

Deterministic and numerical methods are used for determining ground reaction curves. Deterministic methods are introducing solutions with some assumptions such as circular cross sections of opening and hydrostatic stress conditions. However galleries having rectangular cross-sections were driven in study area and complex geological conditions were existing. For that reason, numerical method were preferred in order to determine ground reaction curves.

In this study, a numerical method called “load reduction method” is used. Load reduction is a stepwise method. Support stress against ground stress is equal to ground stress at first step. For each step, a reduction factor is applied and support stress become zero at last step. Maximum total displacement and mean stress values of each step were used to plot ground reaction curves.

Ground reaction curves and shotcrete characteristic curves were examined together in this study. Effect of distances between galleries on stress and deformation conditions were investigated. It was found out that stress and deformations start to decrease after a certain distance between galleries. Five different gallery was examined in terms of stress and deformation distribution in numerical analysis. Galleries were named as 745XCS Giris, 640XCS, 745XCS, 745FWCN09 and 760XCS. For 745XCS Giris gallery, two galleries were affected between each other if they were closer more than 10 m. This limit is at least 15 m for 640XCS, 745XCS and 745FWNC09 galleries. It is 7.5 m for 640XCS gallery.

The worst stress and deformation conditions were around 640XCS gallery. In numerical analysis, it was found that stress and deformation conditions were getting better 745FWCN09, 745XCS, 745XCS Giris and 760XCS galleries, respectively. Shotcrete characteristic curves of different composition were evaluated with ground reaction curves. Shotcrete samples including steel fiber, PP22 and PP23 (PP refers to shotcrete mixture including polipropylene fiber) were high performance mixtures in terms of ductility index and maximum tensile stress whereas shotcrete sample without fiber were underperformer.

Ground reaction curves for five different galleries driven in different geological cross-sections were gathered by numerical analysis. Effect of distance between two galleries on ground reaction curves were also investigated for different distances. The reason for this investigation was that strength of shotcrete lining was exceeded in different stress and deformation conditions. When strength of shotcrete lining was exceeded, post failure behavior should be taken into consideration.

In this scope, shotcrete characteristic curves and ground reaction curves were examined together considering post failure behavior of shotcrete. There were some important parameters used in analysis. One of them is minimum displacement which should be occurred in gallery in order to apply shotcrete. The other one was stress and deformation values at failure of shotcrete. These two parameters were referred to pre failure behavior. For post failure behavior, there were three main parameters used. One of them was proposed ductility index. Second one is stress and deformation values at intersection points between shotcrete characteristic curves and new ground reaction curves related to different stress and deformation conditions. Third one is critical distance between galleries where shotcrete lining was not out of use.

Minimum displacements, which should be occurred in gallery in order to apply shotcrete, were compared for each gallery. Lower and upper limits of these values varied between 130 mm and 168 mm for 640XCS, 92 mm and 115 mm for 760XCS, 80 mm and 100 mm for 745XCS Giris, 81 mm and 113 mm for 745XCS and 25 mm and 39 mm for 745FWCN09, respectively.

PP22 and PP23 showed the highest performances in all galleries. Post failure and pre failure parameters used in analysis were mentioned above.

Relationships were found out between ductility index and deflection values where shotcrete characteristic curves intersected to new ground reaction curves representing new stress and deformation conditions. As the ductility index increases, shotcrete characteristic curve intersects to ground reaction curve earlier in post failure media.

In conclusion, shotcrete users can predict application time of shotcrete and the conditions which shotcrete continue carrying load by evaluating its performance using rock – support interaction theory and post failure behavior. However the important point is to measure in situ displacements in mine galleries. Without in situ measurements, this methodology may cause unexpected situations. Because real formation data may not be exactly the same with the data in model used. Displacement measurements should confirm the model analyzed. If current displacements are decreasing and shotcrete lining does not lose its load bearing capacity much after failure, solution can be provided by repairing shotcrete lining. If deformations are increasing continuously, shotcrete user should remove the lining and apply a new design for that gallery.

Some of the future works were suggested in order to develop the methodology related to usage of post failure behavior of shotcrete in rock – support interaction theory. The change in mechanical properties of shotcrete with time should be integrated with shotcrete characteristic curve. Investigations for relationship between energy absorption capacities of different shotcrete samples having various thickness were presented literature. The effect of sample thickness should be taken place in proposed methodology. In this study, 60 cm × 60 cm × 10 cm shotcrete panels were tested. Furthermore, post failure behavior of shotcrete lining with rock bolt system should be numerically analyzed in different conditions and geometries. Fiber effect in shotcrete mixture was also investigated in literature. These studies should be evaluated systematically and effect of fibers should be examined in rock – support interaction concept.

1. GİRİŞ

Yeraltı ve yer üstü yapılarında betonun taşıyıcı malzeme olarak kullanılması 19.yy'la kadar dayanmaktadır. Bununla beraber 20.yy'ın başlarında püskürtme yapabilen teçhizatın geliştirilmesiyle püskürtme beton da ilk olarak inşaat sanayinde kullanılmaya başlamıştır. Özellikle metropolitanlarda yaşayan kalabalık insanların nakliyat, içme ve kullanım suyu ihtiyaçlarının artması ve atık suyun bertaraf edilmesi için gerekli olan metro, yol tüneli su isale ve atıksu tünellerine duyulan ihtiyaç da gün geçtikçe artmaya başlamıştır. Bu tünellerin kazısı ya parçalı kazı olarak bilinen geleneksel açık kazı yöntemiyle ya da tam cephe kazı yapabilen ve genellikle kapalı olarak kazı yapan tam cepheli galeri açma makineleri ile yapılmaktadır. Geleneksel kazı yöntemi olarak bilinen Yeni Avusturya Tünel Açma Yöntemi'nde tahkimat ve sağlamlaştırma elamanları olarak çelik bağlar, kaya saplamaları ve püskürtme beton kullanılmaktadır. Her ne kadar taşıyıcı eleman olarak tasarımılandırılmasa da bu tür tünellerde kolay uygulanabilmesi sebebiyle püskürtme beton vazgeçilmez kaplama elamanları olarak kullanılmaya başlamıştır. Madenlerde ise 1950'li yıllarda yaygınlaşmaya başlamıştır (Kovari, 2003). Şu anda maden ocaklarında ve inşaat sektöründe özellikle yeraltı açıklıklarının sağlamlaştırılması için vazgeçilmez malzemelerden biridir. Fakat püskürtme betonun uygulaması sırasında bazı sorunlarla karşılaşmaktadır. Püskürtme betonda oluşan çatlaklar, çatlaklara yakın bölgelerde tahkimatın niteliğini kaybetmesine neden olmaktadır. Bu çatlakların önemli sebeplerinden biri ise, püskürtme beton ile kaya etkileşiminin tahkimat tasarımına tam olarak yansıtılamaması olduğu, bir sonraki bölümde değinilecek olan literatür araştırmalarında da belirtilmektedir. Bu doğrultuda, püskürtme beton karışımındaki uygun malzeme ve içeriklerin seçimi, uygulama şekli ve koşulları ve dahası kaya ile etkileşimi, püskürtme betonun sağlamlığı ve uzun ömürlülüğü açısından çok önemlidir.

Püskürtme beton uygulama kolaylığının yanında uzun tüneller boyunca kullanıldığı düşünüldüğünde maliyetli bir malzemedir. Tahkimat için yapılan harcamaların büyük

bölümünü oluşturmaktadır. Püskürtme betonun kullanımı sırasında dikkat edilmesi gereken hususlar bu açıdan da büyük önem taşımaktadır.

Lifle veya hasırla güçlendirilmiş püskürtme beton kaplamaları, kaplamalarda kırılma gerçekleştikten sonra da yük taşıyabilmektedirler. Hatta yuttukları enerjinin büyük kısmı kırılma sonrası davranışa aittir. Bu nedenle uygulayıcıların kırılma gerçekleştikten hemen sonra bu kaplamayı sökmeleri gerilmelerin yeniden artmasına ve dolayısıyla kaya kütlelerinde deformasyonun tekrar aynı seviyelere erişmesine yol açmaktadır. Bu da püskürtme beton maliyetlerinin artmasına neden olmakla birlikte kaplama altından nakledilen personelde de tedirginlik yaratmakta, güvenlik problemi olduğu kanısı uyandırmaktadır. Bunun yanında madenlerde açılan galeriler bir püskürtme beton kaplaması ile duraylılığı sağlansa da yakınlarda yapılacak yeni galeri sürümleri sonucunda gerilme koşullarının değişmesi ile ilk galeri kaplamalarında fazlaca yükleme sebebiyle kırılmalar da meydana gelebilmektedir. Uygulamacılar yine bu durumda da tedirginlik yarattığından bu tür ortamları hemen sökerek yeni bir kaplama uygulama yoluna gitmekte bu da maliyetleri artırmaktadır.

İşte bu gibi belirsiz durumları tanımlayabilmek, uygulamacılara teknik veri ve bilgi sağlamak amacıyla çalışma alanındaki kaya ortamı ile püskürtme beton arasındaki etkileşimin ortaya konulması gerekmektedir. Bunun için öncelikle çalışma alanında kullanılması düşünülen püskürtme beton malzemesinin taşıyıcılık ve kırılma sonrası enerji yutma kapasitesinin bilinen mevcut yöntemlerle belirlenmesi gerekir.

Bu tez çalışmasında, püskürtme betonun kırılma sonrası davranışının kaya – tahkimat etkileşimindeki yeri incelenmiştir. Aynı zamanda kırılma sonrası davranış karakterize edecek yeni bir süneklik indeksi önerilerek, uygulayıcılara püskürtme beton kaplamalarını kırılma anından sonra tamir etmeleri ya da kaplamayı söküp tahkimatı yeniden tasarlamaları konusunda karar verebilmeleri için bir gösterge sunulmaktadır. Bununla beraber püskürtme beton enerji yutma kapasiteleri bu çalışma kapsamında önerilen bir eşitlikle de belirlenip çalışma alanında karşılaşılan 5 ayrı kaya ortamı ile arasındaki ilişki sayısal çözümleme yazılımlarıyla irdelenmiştir. Bu irdelemeyi daha iyi kavrayabilmek açısından öncelikle araştırmacıların günümüze kadar konu ile ilgili ortaya koyduğu katkıların özetlemesinde fayda vardır.

1.1 Literatür Araştırması

Püskürtme beton ile ilgili literatür araştırıldığında yapılmış yayınların aşağıdaki başlıklar altında toplandığı görülmektedir:

Madenlerdeki atık malzemelerin püskürtme betonun yapımında kullanımı, püskürtme beton tasarımı konusunda sayısal modellemeler, kaya ve püskürtme beton etkileşimi, püskürtme betondaki liflerin paslanması, dökme beton ile püskürtme betonun kıyaslanması, püskürtme betonun reolojisini inceleyen çalışmalar, püskürtme beton için tahkimat tasarımları, yeni ölçüm teknikleri ve metotlar, püskürtme betonun davranışı, katkı maddelerinin püskürtme betonun kalitesine etkisi.

Atıkların püskürtme betona katkı maddesi olarak kullanılması konusunda bazı çalışmalar yapılmıştır. Wasayo'nun 2003'te yaptığı çalışmanın amacı, püskürtme beton yapımında maden atıklarının değerlendirilmesinin uygunluğunu araştırmak olmuştur. Ayrıca püskürtme beton yapımında HiFa adı verilen özel bir bağlayıcının kullanılması sonucu püskürtme beton dayanımını değerlendirmek de aynı çalışmanın çalışma konularından biri olmuştur. Bunun için bir seri laboratuvar deneyi yapılmıştır. Bağlayıcı ve maden atıklarından yapılan beton harcı çeşitli koşullarda test edilmiştir. Basınç dayanımı ve eğilme dayanımının arttırılabilmesi için kum ve fiber malzeme de harca eklenmiştir. Çalışmanın öneriler kısmında maden atıklarının püskürtme beton amaçlı değerlendirilmesinin uygunluğu vurgulanmıştır. Silika ve kül gibi katkıları eklenerek püskürtme beton için endüstriyel gereksinimlerin sağlanması yoluna gidilebileceği önerilmiştir (Wasayo, 2003). Diğer bir çalışmada, maden atıklarının püskürtme beton olarak kullanımı ile ilgili araştırmanın sonuçları verilmiştir. Mekanik özelliklerin belirlenmesi için laboratuvar testleri yapılmıştır. Atık ve bağlayıcı karışımından oluşan harçlar çeşitli koşullarda test edilmiştir. Dayanıklılık özelliğinin araştırılması için kum ve lif eklemeleri yapılmıştır. Değişik test koşullarındaki basınç dayanımı değerleri tatmin edici düzeylere ulaşmıştır. Polimer liflerin çelik liflere kıyasla, malzemenin dayanımını arttırması açısından daha efektif olduğu tespit edilmiştir (Zhou ve Sahito, 2004).

Bunların yanında püskürtme beton tasarımı konusunda sayısal modellemeleri içeren çalışmalara da yer verilmiştir. Yapılan bir çalışmada, madencilik ve inşaat mühendisliğinde kullanım alanı hızla gelişen püskürtme beton teknolojisine, kaya saplamaları ve çelik hasır desteğinde TTK ocak galerilerinde alternatif tahkimat

modeli olarak uygulanabilirliğinin araştırılması amaçlanmıştır. Phase2 programı kullanılarak duraylılık ölçümleri yapılmıştır. Üç ayrı durum modellenmiştir: tahkimatsız, yalnızca kaya saplamalı tahkimatlı ve püskürtme beton + kaya saplamalı tahkimatlı. Püskürtme beton + kaya saplamalı tahkimatlı durumun en uygun seçenek olduğu anlaşılmıştır (Yurdakul, 2001). Başka bir çalışmanın amacı (Banton, 2005), püskürtme betonun davranışının daha iyi anlaşılmasını sağlamak olmuştur. Ayrıca çalışma yeni geliştirilen büyük ölçekli yerinde çekme testi adı verilen yeni bir test metodunun kullanılarak püskürtme beton yenilme davranışını da incelemiştir. Tez üç ana parçaya ayrılabilir. Bunlar; saha çalışmasıyla veri toplanması, iki boyutlu sayısal modellemeler yapılarak laboratuvar testlerinden elde edilen bilgilerin transferinin kolaylaştırılması, püskürtme betonun davranışını hangi parametrelerin etkilediğini anlamak için üç boyutlu sayısal model geliştirilmesi ve büyük ölçekli yerinde çekme testinin sonuçlarının değerlendirilmesine yardımcı olunmasıdır. Üç boyutlu modelleme püskürtme beton davranışına etkiyen parametrelerin, karışım tasarımı, kaya ve püskürtme beton arasındaki tutunma dayanımı ve eğilme dayanımı olduğunu ortaya koymuştur.

Yapılan başka bir çalışmanın amacı (Zhou, 2007), ASTM C-1550 test yönergesi içerisinde fiber ile sağlamlaştırılmış püskürtme betonun davranışının sayısal modellenmesidir. Bu amaçla ayırık elemanlar metodu kullanan PFC3D yazılımı kullanılmıştır. Kullanılan parametreler deformasyon, maksimum yük, residual yük ve tokluk olmuştur. Tez ayrıca sayısal model ile fiziksel gerçeği ilişkilendiren bir metodoloji oluşturmuştur. Malzemenin mikro özelliklerinin makro davranışı üzerinde çok önemli etkilerinin olduğu bulunmuştur. Sayısal modelin fiziksel gerçeğe yaklaşık sonuçlar verebilmesi için mikro ve makro özellikler arasındaki ilişkilerin kılavuz niteliği taşıdığı fark edilmiştir. Çalışmanın öneriler kısmında, mikro özellikler ile makro özellikler arasındaki ilişkilerin ortaya çıkarılması için daha detaylı çalışmaların yapılması gerekliliği ortaya konmuştur. Bu amaçla tokluğu, tanecik çapı, tanecik sürtünmesi, tanecikler arası bağ, normal deformasyona karşı direnç ve kesme deformasyonuna karşı direnç gibi parametrelerin fonksiyonu olarak yazmanın çok önemli bir çalışma olabileceği vurgulanmıştır.

Başka bir çalışmada (Puri ve diğerleri, 2002) taze püskürtme beton iki fazlı bir malzeme olarak düşünülmüş ve bu doğrultuda ayırık elemanlar metodu kullanılarak modelleme yapılmıştır. Beton harcıyla ilgili olan ve ayırık elemanlar modelinde

kullanılacak olan parametrelerin belirlenmesinin güçlüğü nedeniyle çalışma nitel (kalitatif) simülasyonla sınırlandırılmıştır. Bu araştırmada beton harcıyla ilgili parametreler reolojik parametreler arasından seçilmiştir. Taze betonun kayma davranışı simule edilmiştir. Püskürtme betondaki bütün işlem aşamaları sayısal olarak modellenmiş ve püskürtme beton simülasyonu yapılmıştır. Simülasyonla elde edilen sonuçlar deneylerdekine yakın çıkmıştır.

Diğer bir çalışmada (Tran ve diğerleri, 2005), fiberle sağlamlaştırılmış püskürtme betondan hazırlanmış ASTM C-1550 panellerinin eğilme performansının modellemesinin, numunelerin performansı ile fiberle sağlamlaştırılmış püskürtme betonun yerindeki davranışı arasındaki ilişkiyi açıklayabilmesi açısından kullanışlı olduğu vurgulanmıştır. C-1550 panelleriyle benzer kompozisyon ve kalınlıktaki kirişlerin eğilme kapasitesi parametresi kullanılarak akma hattı teorisi yardımıyla yük sehim davranışını belirlemek için bir seri analiz yapılmıştır. Malzeme özelliklerinin stokastik doğasını hesaplayabilmek için analizler Monte Carlo simülasyonu ile birleştirilmiştir. Başka bir çalışmanın amacı (Hisatake, 2003), çelik lifle güçlendirilmiş yüksek dayanımlı püskürtme beton uygulamasının kaya ortamında sıkışma gerçekleşmesi durumunda tünele etkilerini sayısal olarak açıklamaktır. Çelik lifle güçlendirilmiş yüksek dayanımlı püskürtme betonun gerilme deformasyon ilişkisini ve zaman faktörünü dikkate alan bir doğrusal olmayan sayısal analiz gerçekleştirilmiştir. Öncelikle deneysel sonuçlara bağlı temel denklemler kullanılarak çelik lifle güçlendirilmiş yüksek dayanımlı püskürtme betonun doğrusal olmayan gerilme deformasyon ilişkisi tanımlanmıştır. Daha sonra sonlu farklar yöntemi için bir analitik yöntem geliştirilmiştir. Bu yöntem gerçek bir çalışma sahasına uygulanmıştır. Çelik lifle güçlendirilmiş yüksek dayanımlı püskürtme betonun sıkışma olan tünele etkileri, parametrik bir çalışma ve arazi ölçümleri ile analitik çalışmaların sonuçlarıyla ortaya konmuştur.

Diğer bir çalışmada (Hellmich ve diğerleri, 2000), NATM (Yeni Avusturya Tünel Açma Metodu) metoduna göre açılmış tünellerde tünel kazısının iki boyutlu simülasyonuna yer verilmiştir. NATM tünellerinin inşa prosesi süresince, üç boyutlu, yer değiştirme ölçümleri ile malzeme yasa (sonlu elemanlar metodunun yapısı altında) birleştiren melez bir yöntem ortaya konmuştur. Bu metod tünellerin güvenliğinin sürekli değerlendirmesini sağladığı ve tünellerin uzaktan çevrimiçi gözlemlenmesine katkıda bulunduğu vurgulanmıştır. Yapılan bir çalışmada, daha önce

yapılan sayısal modellemelerde araştırmacıların püskürtme betonu bir kiriş eleman olarak ele aldığı vurgulanmıştır. Ancak bu türden sayısal modellemelerden elde edilen güvenlik faktörlerinin beklenenden düşük çıktığının görüldüğü belirtilmiştir. Bu araştırmada ise püskürtme beton hem kiriş eleman hem de sürekli olarak düşünülerek modellenmiştir. Elde edilen sonuçlar, püskürtme betonun kiriş eleman olarak düşünüldüğü eski yöntemlerden elde edilenlerle kıyaslanmıştır. Burada güvenlik faktörü müsaade edilebilir çalışma gerilme tasarımı ile kontrol edilerek tahmin edilmiştir. Tünel tahkimatının güvenlik faktörünü etkileyen kaya kütle sınıflaması, yanal basınç, püskürtme betonun kalınlığı ve kazı metodu gibi parametreler analiz edilmiştir. Tünel tahkimatının güvenlik faktörünün belirlenmesinde püskürtme betonun nasıl modellenmesi gerektiğinin önemi vurgulanmıştır. Zayıf kaya ortamında ve yanal yeryüzü basıncını katsayısının 2'den fazla olduğu durumlarda kiriş eleman tabanlı modellerin doğru sonuç vermediği gözlemlenmiştir. Sürekli eleman tabanlı modellerde ise bu şartlar altında daha doğru güvenlik faktörü tahmini yapıldığı belirtilmiştir (You ve Park, 2006).

Diğer bir çalışmanın amacı, zamana bağlı elastisite, çatlak oluşumu ve kayma gibi karmaşık malzeme modelleri için bir hata kestiricisi geliştirmek olmuştur. Tünel püskürtme beton kaplamalarında, bu modellemeler için günümüzde sonlu elemanlar yönteminin kullanıldığı belirtilmiştir. Bu modellerle, kazı yapıldıkça tünel kaplamasının üzerine gelen yüklerin, formasyondaki deformasyon ve püskürtme betonun hidrasyonu dikkate alınarak belirlenebildiği vurgulanmıştır. Önerilen hata kestiricisi gerilme iyileştirici olarak tasarlanmıştır. Sahadan elde edilen veriler ve sonlu elemanlar modeli sonucu elde edilen veriler arasındaki fark kullanılarak, elastik, plastik ve viskoz malzeme davranışlarıyla ilgili hatalar için bir kestirici önerilmiştir. Bu hata kestiricisinin tasarlanması için Avusturya'da açılan bir tünel pilot olarak seçilmiştir (Lackner ve Mang, 2003).

Başka bir çalışmada, püskürtme betonda çatlak oluşumunu simüle etmek için bir model sunulmuştur. Çatlak oluşumu, gözenekli ortamın kimyasal reaktifliğinin termodinamik sistemi içerisinde çok yüzeyli bir kimyasal-plastisite model ile tarif edilmiştir. Model çatlak oluşumunu sağlayan enerji kavramı ile kalibre edilmiştir. Modelin uygulanabilirliği numerik yöntemlerle Sieberg Tüneli'nde gösterilmiştir. Bu amaç ile hibrid bir metod önerilmiştir. Bu metotta arazi deformasyonları ile daha önce belirtilen püskürtme beton için malzeme modeli birleştirilmiştir (Lackner ve Mang

2003). Başka bir çalışmada, enjeksiyonlu kaya saplaması ve püskürtme beton kaplaması ile güçlendirilmiş kırıklı kaya ortamı için oluşturulan bir model ve bunun sonlu elemanlar yöntemine uygulanışı sunulmuştur. Bu model kaya kütlelerinin elasto-viskoplastik davranışını dikkate aldığı gibi kaya saplaması ve püskürtme beton kaplamasının desteği ve kaya kütlelerinin katılığı ve kesme dayanımını da dikkate almaktadır. Önerilen model ve aynı işi yapan yazılım konvensiyonel numerik metotları kullanılarak sağlamlaştırma elemanlarının tekil destekleri için çalıştırılmış ve sonuçları karşılaştırılmıştır (Chen ve diğerleri, 2009).

Diğer bir çalışmada, tünellerdeki püskürtme beton kaplamalarına gelen yüklerin belirlenmesi için, püskürtme betonun termo-kimyasal-mekanik malzeme modeli ile üç boyutlu yer değiştirme ölçümleri lineer olmayan sonlu elemanlar metodu içerisinde birleştirilerek hibrit bir model oluşturulmuştur. Püskürtme betonun tekil malzeme karakteristiklerinin önemi ve yapısal davranışın üçüncü boyutu araştırılmıştır (Hellmich ve diğerleri, 2001). Başka bir çalışmada, püskürtme betonun sertleşmesindeki ilerlemenin arazi hareketlerine göre tahkimatın tepkisini etkilediği vurgulanmıştır. Bu bağlamda çalışmada betonun sertleşmesini dikkate alan tahkim edilmiş tünelin daralma-sıkışma eğrisini veren yeni bir model oluşturulmuştur. Model Kielder deneysel tüneline uygulanmıştır. Modelden elde edilen sonuçlar, FLAC yazılımı kullanılarak çalıştırılan nümerik modelden elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmış ve sonuçlarda uyum gözlenmiştir (Oreste ve Peila, 1997). Diğer bir çalışmada, lifle güçlendirilmiş püskürtme beton ile kaya saplaması arasında dokanağın ayrık elemanlar metodu ile nümerik olarak modellenemediği belirtilmektedir. Süreksizlik için yazılmış bir kod olan UDEC'in, kazının stabilitesini araştırılması, gerilme ve deformasyonların tahmin edilmesi ve optimum kazı sırasının araştırılması için kullanıldığı vurgulanmıştır. Lifle güçlendirilmiş püskürtme beton ve kaya saplaması ikilisinin kullanımının, sadece kaya saplamasının kullanılmasına kıyasla tahkimata gelen yükün karşılanması açısından iki kat daha etkili olduğunu yapılan çalışmanın sonuçları ortaya koymuştur (Chrysanthakis ve diğerleri, 1997).

Başka bir çalışmada (Jeon ve diğerleri, 2006), zayıf kayaç ortamlarında yüksek dayanımlı püskürtme betonun (toz türü hızlandırıcı yaşı püskürtme beton) mekanik performansı incelenmiştir. Sonlu farklar yöntemi kullanılmıştır. Eğilme dayanımının püskürtme beton kaplamasının güvenlik katsayısıyla olan ilişkisi belirlenmiştir. Yer değiştirme ve zamana bağlı daralmaların belirlenmesi için arazi tepkime eğrisi

analizleri gerçekleştirilmiştir. Yüksek dayanımlı püskürtme beton kullanılarak tünel tavanında ve yan duvarlarda daralmada %10 azalma gözlemlenmiştir. Radyal yer değiştirmenin kazının hemen ardından püskürtme beton kullanımıyla azaltılabileceği vurgulanmıştır. Diğer bir çalışmada (Lee, 2010), düzgün olmayan yüzeylerde püskürtme beton kaplamasının çevresini simüle edebilmek için amplitütünün ortalama shotcrete kalınlığı ile normalize edildiği sinüsoidal bir eğri kullanılmıştır. Farklı kaplama düzensizlikleri, farklı elastisite modüllerine sahip kaya ortamları ve farklı arazi gerilimleri kullanılarak çok sayıda sayısal analiz yapılmıştır. Düzgün kaplama yüzeyleri için sayısal analizler teorik çözümlerle karşılaştırılmıştır. Sonuçlar düzensiz kaplamadaki eksenel gerilimin düzgün kaplamanınkinden türetildiğini ortaya koymuştur. Ayrıca püskürtme beton ve kaya arayüzünde etkili olan kesme gerilmesi, düzensiz püskürtme beton kaplamasının sinüsoidal eğrisinin dalgaboyu dikkate alınarak analiz edilmiştir. Sonuçlar kesme gerimesi ile düzensizlik eğrisinin dalga boyu arasında anlamlı bir ilişki olduğunu göstermiştir.

Başka bir çalışmada araştırmacılar (Swoboda ve Moussa, 1994), NATM Metodu kullanılan bir tünelde ilerleyen parçalı kazıya bağlı olarak püskürtme beton kaplamaları üzerinde oluşan aşırı yükleri dikkate alan nümerik modellemeler yapmışlardır. Modelde, doğrusal olmayan davranışları, çatlak oluşumu, plastik deformasyon prensipleri ve zamana bağlı olarak püskürtme betonun dayanımında artışı göz önünde bulundurulmuştur. İkiz bir tünel projesinde modelin uygulamaya konularak tanıtılmıştır. Sonlu elemanlar ve sınır elemanlar yöntemleri kullanılmıştır. Püskürtme beton ve nihai kaplama için altı düğüm noktalı kiriş elemanlarlar modelde kullanılmıştır. Dehngnan ve diğerleri tarafından 2012 yılında yapılan bir çalışmanın esas amacı, geri analiz kullanarak konverjans verisi ve uygun tahkimat sistemi üzerinden jeoteknik parametreleri belirlemektir. Tünelin tavanındaki oturma, uygun tahkimat elemanları kullanılarak istenilen seviyede azaltılmıştır. Geri analizler -Plaxis 3D Tunnel- yazılımı kullanılarak alternatif tek değişkenli yöntemle birleştirilmiştir. Araştırma, konverjans ölçümleri ve geri çözümlemeler üzerinden gerçekleştirilen analizlerin, zemin mekaniği testleri üzerinden yapılan tasarımlara kıyasla daha ekonomik ve zaman kazandırıcı olabileceğini göstermiştir (Dehngnan ve diğerleri, 2012). Başka bir çalışmada lifle güçlendirilmiş betonun eğilme ve tek eksenli yükleme altındaki davranışını simüle etmek için üç boyutlu kafes modeller kullanılmıştır. Çözüm bölgesinin ayırıştırma işleminde lifler ve güçlendirici çubuklar tarif

edilmiştir. Her lif bir ya da daha fazla ayrık eleman ile modellenmiştir. Zayıf kısımlar (düşük katılıktaki elemanlar) tanımlanmış, mikro fiber ve makro fiberlerin çatlak ilerlemesini önleyici etkisi bu zayıf kısımlar kullanılarak değerlendirilmiştir. Aşırı yüksek performanslı lifle güçlendirilmiş beton numuneleri, düşük mertebeden kafes modelleri kullanılarak kısa lifli ve çelik takviyeli durumları ve bunlar içermeyen durumları ile modellenmiştir. Çelik çubukların deformasyona karşı direnç etkisini ve fiber dağılımının kırılma sonrası ve çatlak oluşumu üzerindeki etkilerini incelemek için, aşırı yüksek performanslı lifle güçlendirilmiş beton numuneleri üzerinde çekme testi simülasyonları yapılmıştır (Joshi, 2008).

Kaya ve püskürtme beton etkileşimi konusunda çeşitli araştırmalar yapılmıştır. Yapılan bir çalışmanın amacı, püskürtme beton ile kaya arasındaki etkileşimi yönlendiren önemli parametrelerin belirlenmesi ve gerekirse bu parametrelere ait önemli büyüklüklerin araştırılmasıdır. Ayrıca kaya ve püskürtme beton arasındaki etkileşimin anlaşılabilmesi de tezin hedeflerinden biridir. Çalışmanın sonucunda püskürtme beton kaplaması ve kaya arasındaki yenilmelerin gerçekleşmesinde yüzey pürüzlülüğünün önemli yer tuttuğu ortaya konulmuştur. Ayrıca kaya ve püskürtme beton arasındaki tutunma dayanımının püskürtme beton kaplamasındaki yenilmeler üzerinde etkisi olduğu tespit edilmiştir. Kazı sırasındaki hasar gören zonun genişlemesinin püskürtme beton kaplaması üzerinde fazla etkin olmadığı ortaya konulmuştur (Malmgren, 2005). Başka bir çalışmada erken yaşta püskürtme betonla kaya arasındaki tutunma dayanımının belirlenmesi için laboratuvar ölçekli bir metot geliştirilmiştir (Bryne ve diğerleri, 2014). Diğer bir çalışmanın hedefi, madencilik ortamındaki püskürtme betonun tipik yenilmesini açıklamak, zamana bağlı olarak püskürtme betonun tutunma dayanımının artışı ölçmek, yüzey davranışının püskürtme betonun tutunma dayanımı üzerindeki etkisini araştırmak ve püskürtme betondaki büzülme çatlaklarının oluşumuyla püskürtme beton ile kaya arasındaki yenilmeleri incelemektir. Bu amaçla, madende geniş bir püskürtme beton kırılma haritası oluşturulmuştur. Zamanın fonksiyonu olarak basınç dayanımı ve tutunma dayanımını araştırmak amacıyla madende arazi ölçümleri yapılmış, su jeti uygulanmış yüzeylerde püskürtme betonun tutunma dayanımı ile normal yüzeylerdeki tutunma dayanımı karşılaştırılmış ve püskürtme betonda büzölmeye bağılı kırıkların haritasını oluşturmak üzere ölçümler yapılmıştır. Sonuç olarak su jeti uygulanan yüzeylerde

püskürtme beton ve kaya arasındaki tutunma dayanımı, su jeti uygulanmayan yüzeylere kıyasla yüksek olmuştur (Malmgren ve diğerleri, 2005).

Başka bir çalışmanın amacı, yeraltı suyundaki sülfat ve asidin püskürtme betonun mühendislik özelliklerini zamana bağlı olarak nasıl etkilediğini araştırmaktır. Bunun için, tünel sahasında basınç dayanımı ve tutunma dayanımı testleri için püskürtme beton numuneleri hazırlanmıştır. Hazırlanan numuneler %1, %2 ve %3 sülfat içeren ve pH'ı 1, 2 ve 3 olan doğal sulara batırılmıştır. Basınç dayanımı testleri ve direkt çekme dayanımı testleri 0, 2, 4, 8, 16 ve 35 hafta sonra sulardan çıkarılan numunelere uygulanmıştır. Püskürtme betonun basınç dayanımı ve tutunma dayanımı, asit solüsyonunun azalan pH'ı ile azalmıştır. Aynı dayanımlar artan sülfat konsantrasyonu ile azalmıştır. Bu dayanımlar asit ve sülfata maruz bırakılma zamanı arttıkça azalmışlardır (Kim ve diğerleri, 2006). Başka bir çalışmada gaz deposu için fiberle sağlamlaştırılmış püskürtme betondan inşa edilen basınç bariyeri hakkındaki incelemelere yer verilmiştir. Fiberle sağlamlaştırılmış püskürtme betonun bu amaç için uygun olup olmadığını belirlemek üzere bariyer üzerinde çok sayıda test yapılmıştır. Gerilme ve sıcaklık ölçümlerinin sonuçları inşaat süresince elde edilmiştir. Aynı zamanda bu ölçümler bariyere verilen 0'dan 13 MPa'lık basınca kadar olan bir su basıncı uygulanırken de yapılmıştır. Ölçüm programı sayesinde, hidratasyon ve sağlama süresince bariyer içerisindeki gerilim ve sıcaklık gelişimi bilgileri elde edilmiştir. Ayrıca hidratasyon sonunda, kaya kütlesi ve bariyer arasında bulunan arayüzdeki çekme gerilmeleri de ölçülmüştür (Pacovsky, 1999).

Diğer bir çalışmanın amacı, direkt kesme deneyleri ve tünel cidarından alınan püskürtme beton/kaya karotlarıyla yapılan basınç dayanım testleriyle elde edilen kohezyon, çekme gerilmesi, sürtünme açısı, kesme deformasyonuna karşı direnci, normal deformasyona karşı direnç, katılık gibi parametreleri içeren kaya ve püskürtme beton arasındaki arayüz özelliklerini tanımlamaktır. Basınç dayanımı ve elastik modül gibi mekanik özellikler de arayüz özelliklerinin zamana bağlı değişimleriyle kıyaslamak üzere ölçülmüştür. Deneyler sonucunda, mekanik özellikler ile kaya ve püskürtme beton arasındaki arayüz özelliklerinin zamana bağlı değişimi arasında yine zamana bağlı logaritmik ve üstel fonksiyonlar kullanılarak yüksek dereceli ilişkiler elde edilmiştir (Bae ve diğerleri, 2004). Başka bir çalışmada, tünelin ilerlemesi ve yerinde jeolojik ve jeoteknik koşulların değişimin püskürtme beton kaplamasının deformasyonu ve yüklenmesi üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Püskürtme beton ve yer

için gerçekçi malzeme model tabanlı ve tünel kazısının üç boyutlu doğasını dikkate alan eksensimetrik analizler yapılmıştır. Analizler sonucunda iki parametreyi bağlı olarak püskürtme beton ve kaya arasındaki etkileşimi ortaya koyan bir model oluşturulmuştur. Bu paramatereler kaya ortamındaki deformasyon ve püskürtme betondaki hidratasyon süresi arasındaki ilişkiyi gösteren pramatre ile püskürtme betonun uygulanması ile kazı arasındaki geçiş süresi olmuştur. (Boldini ve diğerleri, 2005).

Diğer bir çalışmada, arazi koşullarını mümkün olduğu kadar doğru simüle ederken kaya ve püskürtme beton arasındaki arayüzün dayanımı ve katılığını araştırmak üzere çimentolu püskürtme beton ve kayanın kesiştiği bölgeden alınan numunelerle çok sayıda laboratuvar testi yapılmıştır. Direkt kesme testi çalışmanın çekirdeğini oluşturmuştur. Çekme ve basınç testleri de çalışma kapsamında tamamlayıcı niteliktedir. Yükleme koşullarını simüle etmek için, direkt kesme testi düşük ve düzgün normal gerilme altında yapılmıştır. Arayüzün kesme ve normal deformasyona karşı direnç ayrıca belirlenmiştir. Çalışmada ilginç gözlemlerden biride şu olmuştur: Arayüzdeki karmaşık etkileşim ve mekanizma, maksimum kesme dayanımı kontrol etmektedir ve bu da yüzey pürüzlülüğüne ve normal yük mevcudiyetine bağlı olmaktadır (Saiang ve diğerleri, 2005).

Başka bir çalışma Colorado School of Mines'da yüksek basınçlı suyun yeraltı madenlerindeki açıklıklarda zayıf kayaların düşürülmesi için kullanımına bağlı olarak başlamıştır. Bu kullanım madencilik faaliyetlerindeki güvenliği arttırmasının yanı sıra basınçlı su ile temas eden yüzeylere uygulanan püskürtme betonun kayaca tutunma dayanımını da arttırmıştır. 21 MPa'lık basınçlı su ile temizlenmiş yüzeye uygulanan püskürtme betonun tutunma dayanımının, 0.7 MPa'lık basınçlı su kullanılan yüzeydeki tutunma dayanımının dört katı olduğu tespit edilmiştir (Kuchta, 2002). Yapılan diğer bir çalışmada, aynanın üst kısmında üçgen bir kama içeren bir kayma modeli, püskürtme betonun kalınlığı- arayüz dayanımı ilişkisini değerlendirmek üzere kullanılmıştır. Sayısal simülasyon UDEC ile gerçekleştirilmiştir. Kaya kamasını destekleyen püskürtme beton kalınlığının, azalan arayüz (püskürtme beton kaya arası) dayanımı ile hızla artması gerektiği görülmüştür. Düşük arayüz dayanımı sorununun ancak kalın püskürtme betonlarla çözülebildiği modelden anlaşılmaktadır. Bunun ise ekonomik olmadığı belirtilmiştir. Bu sebeple arayüz dayanımını arttırmak için zayıf kaya parçacıkları, toz kir ve yağ gibi malzemeleri yüzeyden uzaklaştıracak temizleme

işlemine ihtiyaç duyulacağı vurgulanmıştır. Test sonuçları su jeti ile yüzey temizliğinin geleneksel yüzey temizliğine göre üstün olduğunu ortaya koymuştur (Kuchta ve diğerleri, 2003).

Başka bir çalışmada, püskürtme beton ve kaya arasındaki etkileşimde önemli rol oynayan parametreler numerik analiz ile incelenmiştir. Bu parametreler açıklığın yüzey pürüzlülüğü, kaya dayanımı, young modülü, süreksizlikler, kazılmış ve bozunmaya uğramış bölgenin özellikleri, kayaç ve püskürtme beton dokanağının mekanik özellikleri, püskürtme beton kaplamasının kalınlığı ve kaya saplamalarının özellikleri olmuştur. Sonuçlar kaya dayanımının ve yüzey pürüzlülüğünün kaya ve püskürtme beton dokanağı ile püskürtme beton kaplamasının yenilmesi üzerinde etkili olduğunu ortaya koymuştur. Püskürtme beton kaplamasının kalınlığının artmasının yapışma dayanımını düşürme ihtimali yüzünden faydalı olup olmayacağı konusunda şüpheli olunması gerekliliği vurgulanmıştır (Malmgren ve Nordlund, 2006). Diğer bir çalışmada, püskürtme beton yenilme haritası oluşturularak ve mevcut yapışma dayanımı sonuçlarına bakılarak daha çok parametrenin incelenmesi gerektiği tespit edilmiştir. Yapışma dayanımı ile ilgili olarak hızlandırıcı konsantrasyonu, zaman gibi parametreler de göz önünde bulundurularak geniş bir test programı oluşturulmuştur. Yüzeye su jeti uygulaması yapılırsa ve yeterli püskürtme beton kalınlığı seçilirse güçlendirilmemiş püskürtme betonun destek amaçlı uygun olabileceği belirtilmiştir. Çalışma sahasındaki madenden elde edilen yapışma dayanımı testlerinin sonuçları yapışma dayanımının çok değişken olduğunu göstermiştir (Malmgren ve Svensson, 1999). Diğer bir çalışmada (Ozturk H., 2005), püskürtme beton kaplaması ile kaya ve beton arasındaki yapışma dayanımının belirlenmesi için yeni bir test metodu geliştirilmiştir. Alt katman tipi, pürüzlülük, toz, yağ ve su gibi yüzey kirletici malzemeler ve kür zamanının yapışma üzerindeki etkisi incelenmiştir. Alt katman ve kaplama arasındaki yapışma dayanımının hesaplanması için yeni bir metodoloji geliştirilmiştir. Yapışmanın kaplama kalınlığının karekökü ile ters orantılı olduğu tespit edilmiştir. Bu tespit laboratuvar testleri ile doğrulanmıştır.

Püskürtme betondaki liflerin korozyonunun püskürtme beton dayanımına etkisini araştıran çalışmalar da mevcuttur. Yapılan tez çalışmalarından birinin amacı, çatlamış püskürtme beton için korozyonun başlaması ve ilerlemesi mekanizmasını araştırmak olmuştur. Bu amaçla çatlaklardaki çelik fiberlerin korozyonunu incelemek için iki farklı yaklaşım test edilmiştir. Çelik fiber ile sağlamlaştırılmış püskürtme betonun

çatlamış kırıları sahanın üç ayrı bölgesinde açığa çıkarılmıştır. Çatlak kalınlığı, fiber uzunluğu, karışım oranları, hızlandırıcılar ve püskürtme teknikleri test edilen parametreler olmuştur (Nordström 2005). Aynı araştırmacının diğet tez çalışmasının amacı korozyonun başlangıcı ve ilerlemesi mekanizmasını araştırmak ve çelik fiberlerin çatlamış betondaki korozyona karşı yüksek dirençlerini açıklamaktır. Bu amaçla çatlaklardaki çelik fiberlerin korozyonunu incelemek için iki farklı yaklaşım test edilmiştir. Çatlak kalınlığı, fiber uzunluğu, karışım oranları, hızlandırıcılar ve püskürtme teknikleri test edilen parametreler olmuştur. Hızlı açığa çıkarma testleri yapılmıştır. Bunun amacı, arazidekine göre parametreleri daha iyi bir yönde izole edebilecek ve açığa çıkarma testlerini daha kontrol edilebilir bir ortamda yapabilecek bir tekniğı geliştirmek olmuştur (Nordström 2000).

Dökme beton ile püskürtme betonun kıyaslanmasını konu alan çalışmalar yapılmıştır. Bu çalışmalardan birinde, silika ve çelik fiberle sağlamlaştırılmış karışımlar dikkate alınarak tipik karışım tasarımları ve püskürtme betonun mühendislik özellikleri hakkında gözden geçirme yapılmıştır. Başarılı bir püskürtme beton uygulaması için gerekli ekipmanlara değinilmiş ve ekonomik faktörlere vurgu yapılmıştır. Tasarım metodolojileri ve kurulum prosedürleri tartışılmıştır. Maden mühendisliğı ve inşaat mühendisliğı alanlarında püskürtme beton ile beton arasındaki farklara değinilmiştir. Püskürtme betonun tahkimat ve topuk iyileştiricisi olarak kullanıldığı Mines Gaspe, Quebec'te yapılan bir saha araştırmasına yer verilmiş ve uygulamanın faydaları açıklanmıştır (Bourchier, 1990). Başka bir çalışmada, basınç dayanımı, eğilme davranışı, permeabilite ve büzülme davranışını içeren lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun çeşitli özelliklerinin, benzer karışımda lifle güçlendirilmiş betonun aynı özellikleriyle karşılaştırılmasına yer verilmiştir. Beş adet farklı karışım hazırlanmıştır. Sonuçlar incelendiğinde fabrikasyon prosesinin, basınç dayanımı ve permeabiliteyi çok miktarda etkilediğı, fakat büzülme davranışında çok az etkisi olduğu görülmüştür. Lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun eğilme dayanımının lifle güçlendirilmiş betonunkinden çok az fazla olduğu, ancak lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun kırılma sonrası residual yükü taşıma kapasitesinin lifle güçlendirilmiş betona göre çok fazla olduğu tespit edilmiştir. Lifle güçlendirilmiş beton ve püskürtme betonun özellikleri arasındaki farklardan yararlanılarak malzeme tasarımı hakkında fikirler öne sürülmüştür (Leung ve diğetleri, 2005).

Diğer bir çalışmada, aynı karışıma sahip dökme beton ile püskürtme beton arasındaki benzerlik ve farklılıklara değinilmiştir. Püskürtme beton ile dökme beton arasındaki kıyaslama, basınç dayanımı, eğilme dayanımı ve tokluk özellikleri kullanılarak yapılmıştır. Çalışmada püskürtme betonun davranışının tahmininin benzer karışımdaki dökme betonun performansının kullanılarak yapılabileceğine değinilmiş ve bu konuda çalışma yapılmasını önemi vurgulanmıştır (Banthia ve diğerleri, 1994). Diğer bir çalışmada, daha önce yapılan çalışmaların genellikle püskürtme betonun kısa dönemdeki davranışı incelediğini belirtmektedir. Uzun dönemli davranışına ait çalışmaların ise dökme betonla ilgili olduğunu ve bu çalışmaların sonucunun püskürtme beton için kullanılamayacağı belirtilmektedir. Genellikle kısa dönemli davranış için donma çözünme etkisine bakıldığı belirtilmektedir. Çalışmada genel olarak uzun dönemli püskürtme beton davranışını incelemek için hızlı karbonlaşma ve hızlandırılmış klorit penetrasyon testi yapılmıştır. Bu testler yardımıyla yüksek performanslı püskürtme beton ile klasik püskürtme beton kıyaslanmıştır. Sonuç olarak yüksek performanslı püskürtme betonun klasik püskürtme betona kıyasla daha dayanıklı ve devamlı olduğu tespit edilmiştir (Lee ve diğerleri, 2006).

Püskürtme betonun reolojisini inceleyen çalışmalar da yapılmıştır. Yapılan bir çalışmanın esas amacı, yüksek performanslı püskürtme beton geliştirmek ve püskürtme beton prosesinin temelini anlayabilmektir. Bu amaçla laboratuvarında kullanılmak üzere çeşitli karışımlardaki püskürtme betonu püskürtecek bir pompa geliştirilmiştir. Ayrıca taze püskürtme betonun reolojik özelliklerinin belirlenmesi için reometre tasarlanmış ve üretilmiştir. Reolojik özellikler tabanlı bir model geliştirilerek pompalanabilirlik ve püskürtülebilirlik özellikleri tahmin edilmiştir. Akış direnci ve tork viskozitesi birlikte kullanılarak taze püskürtme betonun reolojik davranışı incelenmiştir. Reolojik özellikler ile pompa basıncı, et kalınlığı ve püskürtme betonun sıkıştırılabilirliği arasında önemli ilişkiler bulunmuştur. Pompalanabilirliği ve püskürtülebilirliği tahmin için taze betonun yaşlanma hızı adı verilen yeni bir parametre kullanılmıştır. Bu parametre zamana bağlı olarak akış direncinin değişimi olarak ifade edilmiştir. Bu parametre ayrıca karışım kompozisyonu ve çimento türü ve süper plastisizerlerin dozu ve türü ile bağlantılıdır (Beaupre, 1994). Başka bir çalışmada, püskürtme beton uygulamasında taze betonun reolojik özelliklerinin etkisini araştırma amacıyla çok sayıda deney yapılmıştır. Deneysel çalışma iki alana ayrılmıştır: taze çimento macununun ve betonun reolojik özelliklerinin araştırılması,

sağlamlaştırılmış püskürtme beton için beton ve sağlamlaştırıcı çelik arasındaki bağ dayanımının araştırılması, sonuç olarak bu iki çalışma alanı birleştirilmiş ve teknolojik uygulamalar tartışılmıştır. Taze çimento macununun reolojisi karışım oranlarının ve katkı maddelerinin seçimi için araştırılmıştır. Dört adet katkı maddesi ve bunların kombinasyonları püskürtme beton prosesine uygulanabilirliği açısından incelenmiştir. Kullanılan katkı maddeleri süper plastisizerler, kül, silika ve polisakkarit sakız olmuştur. Bu maddeleri içeren karışımların reolojik özellikleri karakterize edilmiştir. Bunlardan bazıları reolojik gereksinimleri sağladıklarından püskürtme beton prosesi için seçilmiştir (Ghio, 1993).

Püskürtme beton için tahkimat tasarımları geliştirilmiş ve bu konuda araştırmalar yapılmıştır. Yapılan bir çalışma püskürtme beton uygulamasında karışım tasarımı, sağlamlaştırma, performans spesifikasyonları ve ekipman seçimi konularını irdelemiştir. RMR ve Q sınıflandırma sistemleri tarafından yapılan önerilerin iyileştirilmesini sağlamak amacıyla tasarımlar için analitik metotlar araştırılmıştır. Daha sonra yapılması istenen çalışmalar için şu önerilerde bulunulmuştur: 1) Püskürtme beton yeni uygulandığındaki tutunma dayanımı ve eğilme dayanımı verilerinin toplanması gerekliliği vurgulanmıştır. 2) Malzemenin yenilme kriterinin tespiti için üç eksenli dayanım testlerinin yapılması zorunluluğu belirtilmiştir. 3) Gerilmenin kontrol edildiği yenilme ortamlarında püskürtme beton performansı için tasarım çizelgesi oluşturulması amacıyla Phase yazılımında çok sayıda analiz yapılması gerekliliğinden bahsedilmiştir. Analizlerin et kalınlığı, kazı geometrisi, yenilme kriteri, yenilme sonrası davranış, asal gerilme oranı, asal gerilme doğrultusu, gerilme düzey, kayaç dayanımı ve kurulumdaki gecikmeler gibi parametrelerin kullanılarak püskürtme beton performansı konusunda yapılması gerekliliği vurgulanmıştır (Barret, 1993).

Diğer bir çalışmada, püskürtme betonun kayaya tutunma dayanımı, püskürtme betonun tek eksenli basınç dayanımı, çelik hasır ile püskürtme betonun entegrasyonu ve devamlılığı, püskürtme betonun arkasında kaya kütle kalitesi, hasırın korozyondan korunması ve taşıyıcı elemanlara (tavan civataları vb) bağlantısı, püskürtme beton ve hasır sisteminin tokluğu ve deformasyona karşı direnci, püskürtme beton ve hasır sisteminin sünekliği parametreleri incelenmiştir. Bu parametrelerinin püskürtme betonun kayayı taşıma ve sağlamlaştırma işlevleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Çalışma yazarın püskürtme betonun performansını bu parametreler kapsamında

yaptığı gözlemleri derlemesi sonucu ortaya çıkmıştır. Bu gözlemler, yüksek gerilme, düşük gerilme, statik yükleme, dinamik yükleme cıvatasız püskürtme beton, kohezyonsuz ortama uygulanan püskürtme beton gibi çeşitli madencilik koşullarında ve ortamlarında yapılmıştır (Langille, 1999).

Diğer bir çalışmada tünel mühendisliğinde püskürtme betonun tasarımına yönelik mekanik büyüklüklerden basınç ve eğilme dayanımlarının tasarım ve karışım bileşenlerine göre değişimi yapılan deneysel çalışmalarda işlenmemiş verilerin ışığında irdelenmiştir. Bu irdeleme sırasında çelik liflerin ve hızlandırıcıların mekanik büyüklükler üzerindeki etkisi ele alınmıştır. Ayrıca kuru-yaş püskürtme beton teknolojilerinin karşılaştırılması, teorik ve uygulamadan gelen açılımlarla karot değerlendirmesi ve uygulamada çalışan mühendise yol göstermesi amacı ile kalite kontrol ilkeleri de belirli bir ayrıntı içinde irdelenmiştir (Girgin ve diğerleri, 1998). Başka bir çalışmada, tünelcilikte şişme yapan killi formasyonlarda yaşanan güçlüklerden bahsedilmiş ve bu tür formasyonlarda püskürtme beton içeren tahkimat tasarımlarının arazi gözlemi ve numerik metotlar ile analizine yer verilmiştir. Yapılan analizlerin sonucunda çoğu kez güvenli olduğu halde bu tür formasyonlarda aşırı önlemin alındığı sonucu elde edilmiştir. Uygun tasarım için, mümkünse kazı aynasına yakın bölgelerde kilin davranışını tespit edecek ölçümlerin yapılması gerekliliği vurgulanmıştır (Mao ve diğerleri, 2011). Diğer bir çalışmada, tek ve yan yana açılan ikiz tünellerdeki üç boyutlu analizler, püskürtme beton katılığının zamana bağlı lineer olmayan değişimini dikkate alarak gösterilmiştir. Gerilme ve deformasyonlardaki göreceli değişimler sabit püskürtme beton katılığı durumuna göre kıyaslanarak diyagramlar halinde verilmiştir (Solimau ve diğerleri, 1994).

Başka bir çalışmada, kaya saplaması ve püskürtme beton ikilisinin zayıf kaya ortamında ilerlerken kalıcı tahkimat olarak hangi durumlarda beton kaplamanın yerini alabileceği tartışılmıştır. Örnek olarak Froya tünelineki zayıf kayadan çok zayıf kayaya geçen formasyonlar ele alınmıştır. Püskürtme beton ve dökme betonu numerik modellerle kıyaslayan raporlara yer verilmiştir (Holmoy ve Aagaard, 2002).

Diğer bir çalışmada, püskürtme beton kaplama mekanizmalarını analiz eden üç adet model tanıtılmıştır. İlk modelde püskürtme beton tabakası silindirik bir kaplama olarak kazı yüzeyine yapışmıştır. Kazı prosesine göre kazıyı çevreleyen kayanın kırık ve çatlakları mevcuttur. İkinci modelde, kaplama malzemesi çatlaklara nüfuz etmiştir ve tamamen ayrılmasına sebep olmuştur. Üçüncü modelde, püskürtme beton çatlaklarda

belli bir derinliğe kadar nüfuz etmiştir ve nüfuz ettiği derinlikte çatlak tamamen açılmış, çatlağın geri kalan kısmı sonsuz uzaklığa kadar açılma meylindeydir. Kesme gerilmesi sonsuzda uniform olarak kabul edilmiştir. Modelde iç ve dış olmak üzere iç içe geçmiş iki silindirik bölge düşünülmüştür ve bu bölgelerin sonsuza uzadığı varsayılmıştır. Elastisitenin düzlem deformasyon teorisine bağlı olarak her iki bölgedeki gerilme ve yer değiştirmeler hesaplanmıştır. İlk modelde gerilmenin kayadan kaplamaya geçişi araştırılmış ve kaplamaya göre kayadaki gerilme konsantrasyon faktöründeki azalma hesaplanmıştır. İkinci ve üçüncü modelde ise yer değiştirme, rotasyon ve gerilmedeki değişiklikler ile püskürtme betonun çatlaklara nüfuzu arasındaki ilişki araştırılmıştır. Kazı yüzeyindeki gerilme ve yer değiştirmeler üç model kullanılarak temsili verilerle tahmin edilmiş ve sonuçlar ortaya konmuştur (Mason ve Stacey, 2008). Diğer bir çalışmanın amacı, lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun filiş aralanmalı zayıf kaya kütlesi ortamında, birincil tahkimat malzemesi olarak kullanılabilirliğini araştırmak olmuştur. Kaya ve püskürtme beton arasında 60 m'lik bir dokanak aratırma amaçlı kullanılmış ve değerlendirmeler yapılmıştır. Yeni çelik karışımları, polipiroplen fiberler ve püskürtme betonun gelişiminden bahsedilmiştir. Laboratuvarda dayanım, katılık ve kırılma sonrası dayanım testleri yapılmış ve sonuçları verilmiştir. Lifle güçlendirilmiş püskürtme beton 410 m'lik tünel boyunca öncelikli kaplama olarak başarıyla kullanılabilmiştir (Jovicic ve diğerleri, 2009). Başka bir çalışmada püskürtme betonun yeni bir tahkimat tasarımı içerisinde kullanımı ve kullanılan metotun tanıtımına yer verilmiştir. Püskürtme betonun tek eksenli basınç dayanımı ve endirekt çekme dayanımı testleri gerçekleştirilmiştir. İki farklı püskürtme beton karışımının önerilen tasarım içerisindeki performansı, uygulama zamanı ve geri sekme miktarları kıyaslanmıştır. Çalışmanın sonucunda lif içeren püskürtme betonun lif içermeyen püskürtme betona göre daha çok geri sektiği vurgulanmıştır. Fakat lif içeren püskürtme betonun basınç dayanımının lif içermeyene kıyasla daha fazla olduğu belirtilmiştir. Aynı zamanda önerilen yeni tahkimat tasarımının 90 dakika gibi kısa bir zamanda uygulanabildiği iş zaman etütleri ile tespit edilmiştir (Tunçdemir ve diğerleri, 2011).

Yeni ölçüm teknikleri ve metotlar geliştirilmesine yönelik araştırmalar yapılmıştır. Yapılan bir çalışmada, çelik elemanların ağırlığı ve sınırlamaların efektifliği arasındaki uyumu sağlamak için eleman boyutunun belirlenmesi amacıyla sonlu elemanlar uygulaması yapılmıştır. Yeni konfigürasyon kullanılarak fiberle

sağlamlaştırılmış püskürtme betonlara büzülmeyi engelleyici testler yapılmıştır. Sonuçlar incelendiğinde önerilen yeni kurulumun pratik ve püskürtme beton ve fiberle sağlaştırılmış püskürtme betonun büzülme çatlağı davranışını araştırılması için geçerli bir yaklaşım olduğu görülmüştür (Leung, 2006).

Başka bir çalışmada, British Columbia Ünivesitesi'nde geliştirilen yeni bir fiberden bahsedilmektedir. Geri sekmenin azaltıldığı ve yüksek malzeme tokluğunun sağlanmasında geliştirilen bu fiber malzeme ile başarı sağlanmıştır. Yeni fiber malzeme iki dayanak noktası prensibi üzerine kurulmuştur ve sağlamlaştırılmış püskürtme betonda yüksek tokluk ve düşük geri sekme özelliğini optimize etmektedir (Banthia ve Armelin, 2002). Diğer bir çalışmada yeni geliştirilen ve McGill Üniversitesi tarafından patenti alınan minyatür sismik yansıma teknolojisini tanıtmaktadır. Bu teknoloji heterojen kaplamaların kalınlığını ölçmektedir. Ayrıca püskürtme betonun elastik modülü ve poisson oranının tespitinde de kullanılmaktadır. Çalışma Ontario, Kanada'daki bir yeraltı ocağında yapılmıştır. Ayrıca çalışmada, lifle güçlendirilmiş ve lifle güçlendirilmemiş püskürtme beton panelleri üzerinde, bu iki malzemedeki p dalgası hızlarının değerlendirilmesi için deneyler yapılmıştır. Bu testlerin sonuçları ikinci bir saha araştırması için kullanılmıştır (Momayez ve diğerleri, 2002). Yapılan diğer bir çalışmada kalınlık yerine püskürtme beton kaplama boyutları için daha düzgün bir tanım içeren "püskürtme beton kaplama tekniği" adı verilen yeni kavramdan bahsedilmektedir. Bu kavram, püskürtme beton için bir seri yeni yapısal tasarım prosedürlerinin temelini oluşturmaktadır. Burada bunlardan sadece birine değinilmiştir. Çalışmada düz ve lifle güçlendirilmiş püskürtme beton için farklı kaplama tekniği türlerinin yapısal sonuçları ortaya konmuştur. Daha kolay anlaşılabilmesi için kaya yüzeyi profilleri kavramı, püskürtme beton kaplama teknikleri ve kaplama boyutları yeniden gözden geçirilmiştir (Windsor ve Thompson, 1999). Başka bir çalışmanın amacı ultra ses ölçümlerinin, püskürtme betonun bağlayıcılığını ve sağlamlaşmasını gözlemlemek amacıyla kullanılabilirliğini araştırmaktır. Hızlandırıcı türünde ve dozunda ve değişik çimento türlerinde, hızlandırıcının etkisindeki değişimlerin hassaslığı değerlendirilmiştir (Belle ve diğerleri, 2005).

Diğer bir çalışmada, püskürtme betonun basınç dayanımının tahmini için bir cihaz geliştirilmiştir. Cihaz basınçlı hava ile çalışmaktadır. Basınçlı hava bir iğneyi beton kaplamasına fırlatmaktadır. İğnenin penetrasyon derinliği ile püskürtme betonun

basınç dayanımı arasında ilişki ortaya konmuştur. Bu sayede püskürtme beton kaplamasının yerinde basınç dayanımı tespiti yapılabilir hale gelmiştir (Iwaki ve diğerleri, 2001). Başka bir çalışmada, püskürtme beton ile kaya arasındaki tutunma dayanımını test etmek amacıyla geliştirilen bir ölçüm aleti tanıtılmıştır. Çok sayıda ölçüm gerçekleştirilmiş ve tutunma dayanımının püskürtme betonun kürlenme zamanına bağlı olarak arttığı tespit edilmiştir. Bu değer bir günlük püskürtme beton için 0,44 MPa iken 90 günlük püskürtme beton için 1,58 MPa olmuştur (Seymour ve diğerleri, 2011).

Genel olarak püskürtme beton davranışını inceleyen çok sayıda çalışma yapılmıştır. Yapılan bir çalışmada, püskürtme beton kaplamasının mekanik davranışı, daralma-sıkışma yaklaşımı kullanılarak analiz edilmiştir. Ayna ilerleme hızı ve püskürtme beton katılığı ve dayanımının zamana bağlı değişimi dikkate alınarak artan katılığa bağlı kaplamanın reaksiyon eğrisini veren bir hesaplama prosedürü geliştirilmiştir. Bu kapsamda püskürtme betonun elastik modülünün ve tek eksenli basınç dayanımının zamana bağlı olarak artışı ve kazı aynasındaki ilerleme dikkate alınarak yeni hesaplama prosedürü geliştirilmiştir (Oreste, 2003). Başka bir çalışma iki parça olarak yapılmıştır. Birinci aşamada yeni püskürtülmüş betonun yenilme türleri açıklanmaya çalışılmıştır. Bu püskürtme betonun tahkimat olarak kullanıldığı Avustralya madenlerinde sahadaki gözlemler ve laboratuvar çalışmaları birleştirilerek yapılmıştır. Baskın olan yenilme türü belirlendikten sonra ikinci aşamaya geçilmiştir. İkinci aşamada lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun performansını belirleyebilmek için sahada veriler toplanmıştır. Bu çalışmada yeni püskürtülmüş betondaki yük davranışları incelenmemiştir. Bunun yerine yüke karşı dirence yoğunlaşmıştır (Bernard, 2007). Diğer bir çalışmanın amacı, lifle güçlendirilmiş püskürtme beton kırışlarının ve plakaların darbe yüklemesi altındaki davranışını belirlemektir. Bunun için ağırlık düşüren makineler kullanılmıştır. Darbe etkisi altındaki davranışı ile statik tepkileri kıyaslanmıştır. Çalışmada esas hedeflenen, kaya patlamalarının sıklıkla rastlandığı madenlerde ve tüneller için yüksek toklukta ve uzun ömürlü püskürtme beton malzemesi ve destek sistemi geliştirmektir (Gutta ve diğerleri, 2000).

Başka bir çalışmada, yeni dökülmüş betondaki termik, kimyasal ve mekanik temasların temel modellemesinin dayanak noktası betonun sürünerek ve viskoz akışı açısından yeniden ele alınmıştır. Kapalı reaktif gözenekli bir ortamda sürünerek akış, makro gözeneklerdeki suyun gerilim sebebiyle hareketi ve çimento jelinin mikro

gözeneklerindeki gevşeme mekanizması göz önünde bulundurularak modellenmiştir. Modelde aynı zamanda sürünerek akış ve viskoz akış zamana bağlı olarak değerlendirilmiştir. Çalışmada öncelikle termodinamik formülasyonların ayrıntısı verilmiştir. Daha sonra sürünme için malzeme parametreleri belirlenmiştir. Yapısal analizde uygulanabilirliğini göstermek için model sonradan NATM metoduna göre açılan tünellerdeki püskürtme betonun davranışının tarifinde kullanılmıştır. Bu modelde sadece püskürtme betonun sürünerek akışı için tanımlanmış parametreler kullanılmıştır (Secombe ve diğerleri, 2000). Başka bir çalışma, sahada uygulanan çelik lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun çeşitliliği için indislerin performansının değerlendirilmesini amaçlamıştır. Özellikle çelik lif içeriği püskürtme öncesi karışımında değiştirilmiş ve bu çelik lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun tokluğunu değiştirmiştir. Test edilen kırıların çatlak yüzündeki çelik lifler sayılmıştır. Bu deneysel çalışmaların değerlendirilmesinde yardımcı olmuştur. Değerlendirilen indisler: tokluk indeksi (I), Residual dayanım faktörü (R), eşdeğer eğilme dayanım (fe), Norveç indeksi (f) ve residual gerilme faktörü (fm) olmuştur. Deneysel çalışmaların sonuçları, çelik lif içeriği, çimento içeriği, silika içeriği ve çelik fiberlerin en-boy oranındaki artışın çelik lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun tokluğunu arttırdığını ortaya çıkarmıştır (Jeng ve diğerleri, 2002).

Diğer bir çalışma, aynaya yakın bölümde püskürtme betonun tahkimat içerisinde kullanılmasını incelemek amacıyla yapılmıştır. Yükleme prosesi ile püskürtme betonun devam eden sağlaşmasının etkileşim problemi zamana bağımlı hale getirmektedir. Üç boyutlu eksensimetrik modellere dayalı gelişmiş parametrik bir çalışmanın sonuçları, tahkimat yüklerinin ve konverjansların önsel değerlendirilmesinde kılavuz olacak boyutsuz tasarım çizelgeleri olarak sunulmuştur (Graziani, 2005). Başka bir çalışmada püskürtme betonun enerji yutma kapasitesi için kullanılan yuvarlak panel testinde panel kalınlığının ve çapının bu kapasite üzerine etkisi incelenmiştir. Farklı geometrilerdeki numuneler kullanılarak geometrik parametrelerle enerji yutma kapasitesi arasındaki ilişki formüle edilmiştir (Bernard, 2001). Diğer bir çalışma, püskürtme betonun performansının artırılması ve maliyetinin azaltılması olmak üzere iki konu üzerine yoğunlaşmıştır. Bu amaçla farklı lifler ve farklı miktarlarda püskürtme betona eklenerek yuvarlak panel testleri gerçekleştirilmiştir. Test sonuçları incelenerek performans ve maliyet analizi yapılmış ve önerilerde bulunulmuştur (Denney ve Hagan, 2004). Başka bir çalışmada,

madenlerin daha derine inmesi ve açıklıkların artması sonucu ani yükleme testlerinin öneminin arttığını ve bu bağlamda test sonuçlarının değerlendirilmesinde ve sağlamlaştırma elemanlarının performansının belirlenmesinde kullanılmak üzere geliştirilen yazılımdan bahsetmektedir. Püskürtme betonun davranışını belirlemek için kullanılan teori “Yield Line Theory” olmuştur. Simülasyon püskürtme beton ve diğer sağlamlaştırma elemanları için lineer olmayan davranışları kullanmıştır. Püskürtme betonda ve diğer sağlamlaştırma elemanlarında yenilme olup olmayacağını tahmin etmek için kullanılmıştır. Yüksek enerji yutma kapasitesine sahip sağlamlaştırma elemanlarında yenilmenin daha zor olduğu gösterilmiştir. Bu davranışın püskürtme beton, kaya saplaması ve çelik hasır kullanan madenlerde aynı olduğu vurgulanmıştır (Thompson, 2006).

Başka bir çalışmada, yumuşak ve plastik su kanallarının kısa ve uzun kısımları için püskürtme betonda oluşan büzülme çatlaklarının haritası çıkarılmış ve püskürtme beton kalınlığı ve çatlak genişliğindeki değişkenlik incelenmiştir. Teorik analizler iki tabakalı püskürtme betonda büzülme sonucu oluşan gerilmelere yoğunlaşmıştır. Kullanılan model püskürtme beton kalınlığındaki değişimler, püskürtme işlemi arasındaki bekleme zamanını ve püskürtme betonun sulu veya susuz uygulanmasını dikkate almaktadır. Sulama işlemi büzülmeyi geciktirmiş, ancak dayanımın gelişmesinde etkide bulunmamıştır. Uzun süre sulamadan bekleme sonucu ikinci püskürtme beton tabakasının atılması püskürtme betondaki çekme gerilmelerini arttırmıştır (Ansell, 2010). Başka bir tez çalışmasında, üç adet değişik madene ait çelik lifle güçlendirilmiş püskürtme beton ve güçlendirilmemiş püskürtme betonlarla sağlamlaştırılan tünellerde ve topuklarda incelemeler yapılmıştır. Yeraltında yapılan gözlemlerle topuklardaki ve tünellerdeki gerilme değişimine bağlı olarak püskürtme betonun davranışı araştırılmıştır. Püskürtme betonun muhtemel yenilme türleri ortaya konmaya çalışılmıştır. Kaya ve püskürtme beton arasındaki yapışma dayanımının belirlenmesi için testler yapılmıştır. Yeraltındaki gözlemlerde, deformasyonlar ve yer değiştirmeler titreşim telli deformasyon ölçerler, çok noktalı kuyu ekstansometreleri ve tek noktalı kuyu ekstansometrelerle ve lazerle ölçülmüştür. Püskürtme betonun arkasında kaya kütlelerinin tanımlanması için gözlem sondajları açılmış ve sondaj deliklerinde kamera çekimleri yapılmıştır. Yenilme türlerine ait fotoğraflar elde edilmiştir. EFNARCC ve ASTM standartlarına uygun panel testleri ve kiriş eğilme testleri yapılmıştır (Dube, 2009).

Başka bir çalışmada (Çakıroğlu, 2007), hasar görmüş betorname yapıların güçlendirilmesi için püskürtme beton kullanımı araştırılmıştır. Kiriş elemanlara püskürtme beton uygulanması ile ortaya çıkan davranışlar hakkında bilgi toplanması ve bu konuya yönelik deneysel çalışmalarla uygulamanın ilişkilendirilmesi hedeflenmiştir. Kiriş elemanların deneylerinden elde edilen verilerle yük taşıma kapasiteleri, yük-yer değiştirme eğrileri, moment-eğrilik ve enerji yutma kapasiteleri gibi değişkenler incelenmiştir. Kiriş elemanların mantolama ve püskürtme betonla güçlendirilmesi ile elde edilen dayanım ve davranışları karşılaştırılmıştır. Başka bir çalışmada, lifle güçlendirilmiş betonda çok sayıda eğilme dayanımı testi yapılmıştır. Çalışmalar yeterli lif miktarının kullanımıyla kiriş numunesinde, betonun parçalanmasından çok çeliğin kopması gibi bir davranışın sergilendiğini ortaya koymuştur. Bazı koşullarda sünekliğin azaldığı görülmüştür. Bütün durumlar fiber katkısının, betonu daha katı hale getirdiğini ve kırılma sonrası davranışında da daha fazla yük kaldırabilir özelliğe haiz kıldığını göstermiştir (Meda ve diğerleri, 2012). Diğer bir çalışmanın amacı, lifle güçlendirilmiş betondaki fiber doğrultuları ile bu şekilde hazırlanmış betonun özellikleri arasındaki ilişkiyi ortaya koymaktır. Kullanılan metodoloji iki perspektif açığı sağıptir: bunlardan biri fiberlerin üç boyutlu yönelimi ve diğeri izotropik koşullarda fiberlerin çevre yapıya etkileri. Çalışmanın son kısmında metodolojinin bu iki perspektifi detaylı analiz edilerek yapılan deneylerle doğrulanmıştır. Oluşturulan model lif yönelimini çok doğru bir şekilde tahmin edebilmektedir ve çalışma uygulamada fiber yönelimini belirlemek için bir araç olarak kullanılabilir nitelik kazanmıştır (Laranjeira ve diğerleri, 2012). Diğer bir çalışma donma – çözülme döngülerinin, su çimento oranının ve lif kombinasyonunun eğilme özellikleri ve çatlak oluşumu üzerindeki etkisini incelemeyi amaçlamıştır. Sonuçlar 300 donma – çözülme döngüsünün sünek lifle güçlendirilmiş çimento kompozitlerinin kopma modüllerini çok fazla etkilemediğini, ancak prizmatik numunelerde eğilme yükleri altında kırılma davranışı ve deformasyon kapasitesini olumsuz etkilediğini göstermiştir (Yun ve Rokugo, 2012). Başka bir çalışmada, 9 mm'lik ağızdan püskürtülen ve mimari amaçlı kullanılacak olan yüksek performanslı fiber ile güçlendirilmiş betonun sağlamlaşma sonrasındaki özellikleri incelenmiştir. Beton tabakalar halinde yazı yazmak için kullanılacaktır. Tabakalandırma sürecinin yoğunluğa, basınç dayanımına, eğilme dayanımına, yapışma dayanımına ve kuruma çatlağı oluşumuna etkisi incelenmiştir (Le ve diğerleri, 2012).

Diğer bir çalışmada, tekerleklerden yeniden kazanılan çelik fiberlerle güçlendirilmiş betonun kırılma sonrası davranışı incelenmiştir. Bu amaçla, eğilme ve plaka numenlerinde çeşitli testler gerçekleştirilmiştir. Deneysel çalışmada sanayide üretilen fiberle güçlendirilmiş beton ile yeniden kazanılan çelik lifle güçlendirilmiş beton karşılaştırılmıştır. Betonun taze ve sağlamlaşma sonrası tüm özellikleri için deneyler yapılmıştır. Yeniden kazanılan çelik lifle güçlendirilmiş betonun kırılma sonrası davranışında enerji yutma kapasitesinin yeterli olduğu görülmüştür (Centonze ve diğerleri, 2012). Başka bir çalışmada, büyük ölçekli lifle güçlendirilmiş beton kirişlerin eğilme davranışı incelenmiştir. Çalışmada altı adet önceden gerilme altında bulunan lifli ve lifsiz büyük ölçekli kirişler test edilmiştir. Lif hacminde az miktarda artış, önceden gerilmiş ve çelik lifle güçlendirilmiş betonun süneklik ve kesme dayanımını arttırmakla kalmamış, beton ve çelikteki deformasyonu arttırarak kırılma paternini değiştirmiştir. Malzeme değerlendirme prosedürünü geliştirmek amacıyla, Chen tarafından 1970 yılında sunulan DPT (Double Punch Test) Testi çelik lifle güçlendirilmiş beton için basit, hızlı ve güvenilir test metodu geliştirebilme açısından değerlendirilmiştir. Pik ve arta kalan dayanımı, malzeme katılığını, deformasyondaki direnci ve bu dirençteki azalmayı, malzeme tokluğunu ve diğer kırılma sonrası özellikleri değerlendirmek için çok sayıda deney yapılmıştır. Yapılan testler DPT metodunun güvenilir, kolay ve ekonomik olduğunu göstermiştir (Karki, 2011). Diğer bir çalışmanın amacı, farklı koşullarda test edilen ince püskürtme beton kaplamalarında beklenen yük deformasyon davranışı, kırılma türü ve kırılmadaki maksimum yükü ile ilgili deneysel verileri sağlamak ve değerlendirmektir. Sonuçlar ince püskürtme beton kaplamalarının tasarımı için yapılan analitik modellerin geliştirilmesine yardımcı olacak ve mevcut bilgileri hayata geçirecektir (Delgado ve Guillermo, 1977).

Başka bir çalışmada malzemenin pekleşme ve yumuşama tepkisi kullanılarak farklı türde lifle güçlendirilmiş betonların davranışları incelenmiş ve deneysel eğilme davranışı simüle edilmiştir. ASTM C-1550 standardına göre hazırlanmış yuvarlak ve lifle güçlendirilmiş püskürtme beton panellerin yük-sehim davranışını sonlu elemanlar yöntemi ile modellenmiştir. Deneylerin ardından hesaplanan malzeme özellikleri bu modellerde kullanılmıştır. Erken yaştaki numunelerin artık (residual) dayanımlarını kıyaslayabilmek için sonlu eleman modelleri oluşturulmuştur. Yeni oluşan çatlak

yüzeyleri ile normalize edilmiş tokluk arasındaki ilişki kullanılarak, yuvarlak panel testi ile kiriş eğilme testi arasında korelasyon elde edilmiştir (Barsby, 2011).

Diğer bir çalışmanın amacı yüksek performanslı lifle güçlendirilmiş betonların yüksek deformasyon hızındaki tepkilerinin daha iyi anlaşılmasını sağlamaktır. Araştırma dört bölümde gerçekleştirilmiştir. Birinci bölümde, kayma pekleşmesi özelliği bulunan lif ve yüksek dayanımlı harç kullanılarak yüksek çekme dayanımına (>10 MPa) ve sünekliğe (>0.5) sahip yüksek performanslı lifle güçlendirilmiş beton hazırlanmıştır. Burgulu ve kancalı iki tip lifin %1 ve %2 arasında değişen hacimlerde kullanılmıştır. Yüksek kayma pekleşmesine sahip olan burgulu lifler çekme işlemi sırasında kırılma için yüksek adhezyon enerjisinin harcanmasına ve dolayısıyla yüksek yapışma dayanımının elde edilmesine yol açmıştır. İkinci bölümde, deformasyon hızının liflerin çekilmesi ve kompozit tepkisi üzerindeki etkisini aratırmak için deneyler yapılmıştır. Üçüncü bölümde, yeni geliştirilen darbe test sistemi kullanılarak büyük boyutlu beton numuneleri üzerinde aniden açığa çıkarılan deformasyon enerjisi uygulanmıştır. Son bölümde, yüksek hızda sıkıştırma yükleri altındaki beton malzemelerinin dayanımının arttırılmasına yönelik simülasyonlar gerçekleştirilmiştir (Kim, 2009).

Başka bir çalışma, kuru püskürtme betonda agrega ve liflerin geri sekmesinin temel mekanizması araştırılmış ve mekanizmayı etkileyen parametreler incelenmiştir. Püskürtme ve agrega geri sekmesi işinin incelenmesi için yüksek kayıt hızlı kamera kullanılmıştır. Karışım parametreleri geri sekmeye sebep olan püskürtme tekniklerini araştırmak amacıyla geniş bir deney programına yer verilmiştir. Plastisite teorisi yaklaşımı kullanılarak agrega geri sekmesine ilişkin model oluşturulmuştur. Püskürtme beton testleri, karışımın düzgün ayarlanması ve uygun püskürtme teknikleri ile agrega sekmesinin en aza indirildiğini göstermiştir. Lif geri sekmesi deneysel yöntemlerle araştırılmıştır. Bu deneylerde farklı karışımlar ve lif geometrileri kullanılmıştır. Çelik liflerin geri sekmesinin liflerin boyunun çapının karesine oranıyla doğru orantılı olduğunu göstermiştir (Armelin, 1997).

Diğer bir çalışmada, püskürtme betonun enerji yutma kapasitesinin belirlenmesi için kullanılan yuvarlak panel testleri daha küçük boyutlarda hazırlanmış paneller üzerinde uygulanmıştır. Bu sayede büyük panellerde oluşan güvenlik sorunu en aza indirilmeye çalışılmıştır. Küçük çaplı numuneler ile malzemenin kırılma enerjisini kestirilmeye çalışılmıştır. Bulgular nümerik modellerden elde edilen sonuçlarla doğrulanmıştır (Ciancio ve diğerleri, 2014).

Diğer bir çalışmada, püskürtme betonun elastisite modülünün kestirimi için yeni eşitlikler önerilmektedir. Bu amaçla malzemenin mekanik özelliklerinin tespiti için çok sayıda test yapılmıştır. Bunun yanında düz betonun elastisite modülünün belirlenmesi için kullanılan eşitlikler değerlendirilmiştir. Önerilen eşitlikler püskürtme betonuna ait spesifikasyonları içerecek şekilde hali hazırda beton için kullanılan eşitliklere uyarlanarak değerlendirilmiştir. Son olarak, deneysel ve yarı analitik eşitlikler önerilmiş ve gerçek tünel verisi ile bu eşitlikler doğrulanmıştır (Galobardes ve diğerleri, 2014).

Başka bir çalışmada literatürdeki veriler kullanılarak akışkanlaştırıcı/su, akışkanlaştırıcı/çimento, su/çimento ve ince agregae/iri agrega oranlarının püskürtme betonun basınç dayanımı üzerindeki etkisi incelenmiştir. Sahada yapılacak deneysel çalışmaların düzgün bir şekilde gerçekleştirilmesi için bir algoritma önerilmiştir. Püskürtme betonun basınç dayanımı üzerinde slump değerinin ve karışımda kullanılan parça boyut dağılımının etkili olduğu ortaya konmuştur (Güçlü ve diğerleri, 2013). Diğer bir çalışmada literatür taraması yapılarak, püskürtme betonun basınç dayanımının kestirilmesi için eğilme dayanımı ve lif hacmi girdi parametrelerinin kullanıldığı doğrusal çoklu regresyon analizi gerçekleştirilmiştir. Benzer şekilde literatür verisi kullanılarak normal gerilme ile püskürtme betonun kesme katılığı ve kesme dayanımı arasındaki ilişki ortaya konmuştur (Güçlü ve Tunçdemir, 2012). Başka bir çalışmada ise, literatür verileri kullanılarak püskürtme betonun zamana bağlı basınç dayanımındaki değişim, lif içeriği ile eğilme dayanımı basınç dayanımı ve eğilme tokluğu arasındaki ilişki ortaya konmuştur. Püskürtme beton ve düz beton permeabilite ve eğilme dayanımı açısından kıyaslanmıştır. Bazı reolojik parametreler ile basınç dayanımı arasındaki ilişki gösterilmiştir (Güçlü ve Tunçdemir, 2011).

Katkı maddelerinin püskürtme betonun özelliklerine etkisinin incelendiği pek çok araştırma bulunmaktadır. Bu çalışmalardan birinin amacı, püskürtme beton hızlandırıcılarının ana türlerini tanıtmak, Portland çimento ile yaptıkları kimyasal etkileşimi açıklamak ve erken ve geç zamandaki performanslarını göstermektir. Ayrıca geleneksel hızlandırıcıların kullanılmasından kaynaklanan temel problemlerin üzerinden gelinebilmesi için bulunan girişimlere ait yeni gelişmeleri tanıtmak çalışmanın amacı olmuştur (Luiz, 1998).

Başka bir çalışmada, tokluk, eğilme süneklik, enerji Emilimi, ve yük kapasitesi gibi performans karakteristiğini belirleyen parametrelerin değerlendirilmesi için çelik

hasır, elik fiber ve yüksek performanslı polipropilin fiber ile sağlamlaştırılmış püskürtme beton panelleri üzerinde deneyler gerçekleştirilmiştir. Çalışma sonucunda elik hasır, elik fiber ve yüksek performanslı polipropilin fiber ile sağlamlaştırılmış ve yeterli fiber içeriğine sahip püskürtme betonun eğilme süneklik, tokluk ve yüksek yük taşıma kapasitesini arttırdığını ve elik fiber ile sağlamlaştırılmış püskürtme betonun tünel uygulamalarında kullanılabileceği ortaya konmuştur (Cengiz ve Turanlı, 2004).

Diğer bir çalışma, selüloz liflerin püskürtme betonda kullanılarak köprü tamiri yapılmasıyla ilgili araştırmanın sonuçlarını vermektedir. Bu yöntem yeni püskürtülen betona ıslak selülozun püskürtülmesiyle yapılmaktadır. Islak selülozun püskürtme betona tutunması sonucu ıslak selüloz püskürtme betona kıyasla daha nemli bir ortam sağlamakta ve imento malzemesinin hidratasyonu gerçekleşmektedir (Shehata ve diğerleri, 2006).

Başka bir çalışmada püskürtme beton teknolojisinde, yüksek performanslı alkali-serbest katkı maddelerinin yerine alkalice zengin hızlandırıcıların performansı arttırıcı ve güvenlik sağlayıcılığı açısından tercih edildiği vurgulanmaktadır. Dolayısıyla bu iki tür katkı maddesi içinde sülfata karşı direnç miktarlarının araştırılması çalışmanın konusu olmuştur (Paglia, 2003). Diğer bir çalışmada, elik lifle güçlendirilmiş püskürtme beton kaplamasının tasarım esasları belirli bir ayrıntı içinde incelenmiştir. elik lifli püskürtme beton kaplamasının lifsiz ve tek adet elik hasır içeren püskürtme beton kaplamalarına karşı geometrisi yönünden sağladığı yararlar açık biçimde gösterilmiştir. Ayrıca kaya patlaması ve düşmesi olaylarına maruz kalacak tünellerde elik lifli püskürtme beton kaplama kalınlığının hesabı ayrıntılı bir sayısal örnekle gösterilmiştir (Arıoğlu ve diğerleri, 1998).

Diğer bir çalışmada, parça boyut dağılımı ve parça şeklinin püskürtme betonun geri sekmesi ve püskürtme betonun mekanik özelliklerini üzerindeki etkisinin iyi anlaşılmadığı vurgulanmıştır. Dökme betonda önemli role sahip yüksek reaktifliği olan metakaolinin püskürtme betonda kullanımının araştırılmadığı belirtilmiştir. Çalışma iki parçaya ayrılmıştır. İlk parçada uçucu kül, silika fme, metakaolin ve karbonun değişik parça boyut dağılımı ve şekillerde püskürtme betonun geri sekme üzerine etkisi incelenmiştir. İkinci bölümde fiber içeren püskürtme betonda metakaolin ve silika fûmenin eğilme tokluğuna etkisi incelenmiştir. Katkı maddelerinin parça boyut dağılımının parça şekline kıyasla geri sekmenin azalmasında

daha önemli olduğu tespit edilmiştir. Silika fûmenin ince taneli yapısından dolayı metakaoline göre geri sekmeyi azaltma açısından daha üstün olduğu ancak silika fûme ve metakaolinin beraber kullanılmasının tüm özellikler göz önünde bulundurulduğunda daha iyi sonuç verdiği vurgulanmıştır (Bindiganavile ve Banthia, 2001).

Diğer bir çalışmada, püskürtme beton karışıma C12A7 bazlı hızlandırıcı katıldığındaki uzun dönemli devamlılık ve dayanıklılığının belirlenmesi için analizler yapılmıştır. Yüksek alkali içeren hızlandırıcıların uzun dönemde dayanımı düşürmesi ve zehirli olduğu için insan sağlığını tehdit etmesinden dolayı, C12A7 bazlı hızlandırıcı kullanıldığı püskürtme betonun priz süresinin belirlenmesi, basınç dayanımı su geçirimsizliği ve donma çözünme testleri yapılmıştır. C12A7 bazlı hızlandırıcıların etrijinit içeriğine bağlı olarak çok kısa zamanda ağ şeklinde yapılanıp priz almayı hızlandırdığı belirtilmiştir (Park ve diğerleri, 2008). Diğer bir çalışmada, destek elemanları tamir için kullanılan malzemeler, teknikler, tipik karışımlar ve bazı geçmiş uygulamalarla ilgili literatüre yer vermiştir. Daha sonra geri sekmenin sebepleri ve nasıl minimize edilebileceği araştırılmıştır. Silika fûmenin çimento olarak kullanılmasının etkisinde dahil olduğu çelik lif kaybına ait analizler yapılmıştır (Austin ve diğerleri, 1997).

Başka bir çalışmada, püskürtme betonun yerleştirilmesini kolaylaştırmak ve dayanımını arttırmak için uçucu kül yerleştirilmiştir. Uçucu kül içeren sertleşmiş püskürtme betonun kalitesinin belirlenmesi için akustik emisyon metodu kullanılmıştır. Uçucu kül içeren sınıf 1 püskürtme betonun basınç dayanımının portland çimentosu kullanılabilecek aynı sınıf püskürtme betonunkine göre daha yüksek olduğu gözlemlenmiştir (Watanabe ve diğerleri, 2010).

Diğer bir çalışmada, püskürtme beton prosesinin ve beton teknolojisinin geri sekme miktarını etkilediği vurgulanmıştır. Uygulanan püskürtme betonu etkileyen en önemli faktörlerden birinin, parça boyut dağılımı ve çimento macununun akıcılığından etkilenen kıvamlılık olduğu belirtilmiştir. Su-çimento oranı, su azaltma faktörü, koyulaştırıcı ve kohezyon arttırıcı katkı malzemelerinin harc karışımının akıcılığı üzerinde etkisi araştırılmıştır. Reolojik veriler harç üzerinden viskozimetre kullanılarak toplanmıştır. Sonuçlar farklı katkı maddelerinin, geri sekme değerlerinin laboratuvar ortamında yapılan çalışmalar dikkate alındığında farklı miktarda azalttığını koymuştur (Pfeuffer ve Kusterle, 2001).

Başka bir çalışmanın amacı, kuru püskürtme betonun temel karakteristik özelliklerini araştırmaktır. Farklı kuru püskürtme beton karışımları hazırlanarak püskürtülmüş ve geri sekmeler ölçülmüştür. Aynı zamanda her bir karışım için maksimum yapışma kalınlığı belirlenmiştir. Her karışım farklı kıvamlarda püskürtülmüş ve karışımın kıvamı penetrasyon testi ile ölçülmüştür. Taze karışımın penetrasyon direnci ve çekme gerilmesi (yapışkanlığı arasında) ilişki bulunmuştur. Penetrasyon testinin taze kuru püskürtme betonun karakteristiğini belirlemekte yeterli olmadığı anlaşılmıştır. Silika füme gibi katkı maddelerinin daha kaliteli püskürtme yapılmasına sebep olduğu anlaşılrsa da bu katkı maddelerinin taze püskürtme betonun çekme dayanımını düşürdüğü ortaya konmuştur (Jolin ve diğerleri, 1999).

Diğer bir çalışmada (Zhang, 1997), daha önce CANMET tarafından yapılarda püskürtme beton uygulamaları için polipropilen lifle güçlendirilmiş yüksek uçucu kül içeren beton kullanımına ait araştırmalardan bahsedilmiştir. Benzer konuda yapılan bu çalışmada da sonuçlar CANMET'in çalışmalarıyla benzerlik göstermiş ve polipropilen lifle güçlendirilmiş betonun darbelere, klor penetrasyonuna ve donma çözünmeye karşı dayanıklı olduğu ortaya konmuştur. Diğer bir çalışmada, yuvarlak ve düşük kalitedeki agregaların dayanım azaltıcı etkisini düşürmek amacıyla uçucu kül kullanımının etkisi araştırılmıştır. Yuvarlatılmış agreganın olumsuz etkisini azaltmak için %25-35 arasında uçucu kül kullanımının etkin bir çözüm olduğu sonucuna varılmıştır (Kou ve Poon, 2012).

Başka bir çalışmada, kesme kuvvetlerine direnç gösterecek bağlantıları olmayan yerinde sandviç panellerin deneysel çalışmalarının ikinci aşamasına yer verilmiştir. Birçok panel numunesi üzerinde çeşitli narinlik katsayılarında dört nokta eğilme dayanımı testi gerçekleştirilmiştir. Yük sehim eğrilerinin en dikkat çekici olanları gösterilmiş ve yenilme türlerinden bahsedilmiştir. Panellerin, polisitren tabaka ve kenarlardaki güçlendirilmiş kirişlerden kaynaklanan yarı kompozit davranışı incelenmiştir. Lineer olmayan sonlu elemanlar metodu kullanılarak sayısal modelleme yapılmış ve bazı faydalı tasarım göstergeleri sunulmuştur (Gara ve diğerleri, 2012).

Diğer bir çalışmada, hibrit polivinil alkol içeren düz beton ve polietilen lifle güçlendirilmiş pekleşme sağlayan çimento kompoziti içeren düz beton tabakasının donma – çözülme öncesi ve sonrası eğilme ve çatlak oluşumu davranışı incelenmiştir. Pekleşme sağlayan çimento kompozitinin tabaka kalınlığı, türü ve donma – çözülme döngülerinin eğilme performansına etkisi incelenmiştir. Eğilme dayanımındaki ve

süneklikteki artışın pekleşme sağlayan çimento kompozitinin çekme dayanımı ve tabaka kalınlığı ile arttığı ortaya konmuştur. Donma – çözülme işlemi, pekleşme sağlayan çimento kompozitinin eğilmedeki sehimini azaltmıştır, 300 adet donma – çözülme döngüsünden sonra eğilme dayanımı %15 arttırmıştır (Yun, 2012). Yapılan bir çalışmanın amacı, selülozun püskürtme betonun priz almasına yardımcı olmak için alternatif bir yöntem olup olamayacağını araştırmaktır. Genel olarak kullanılan endüstriyel metotlarla püskürtme beton panelleri oluşturulmuştur. Panellerden karot numuneleri alınmış ve dayanıklılık testleri gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar, püskürtme betona priz aldırma açısından, selülozun diğer bileşiklere kıyasla daha etkili olduğunu göstermiştir (Staggo-Navarro, 2005).

Diğer bir çalışmada, lastik eklenmiş ve çelik lifle güçlendirilmiş betonun ilk kırılma yüküne kadarki eğilme yük-sehim davranışı incelenmiştir. Normal Portland çimentolu betonun, lastik eklenmiş betonun, çelik lifle güçlendirilmiş betonun ve çelik lifle güçlendirilmiş lastik içeren betonun anlık yük-deformasyon davranışını ortaya çıkarılmıştır. Ayrıca taze karışımı ve harcın malzeme özelliklerini karakterize eden testler yapılmıştır. Farklı miktarlarda çelik fiber ve lastik eklenmiş karışımların ilk-net sehim, her yüke ait net sehim ve ilk kırılma yüklerini tahmin etmek için regresyon modelleri geliştirilmiştir. Sonuçlar göstermiştir ki betona lastik eklenmesi elastikiyeti arttırmıştır ve bu özelliğin değişiminde çelik fiber dayanımı arttırarak etkin rol üstlenmiştir (Hussein, 2011).

Arıoğlu ve diğerleri, 2008 yılında püskürtme beton uygulama yöntemleri, bileşenleri ve özellikleri içerisinde kullanılan liflerin temel mühendislik büyüklükleri, lif içere beton kesitlerinin nihai eğilme momentleri, çelik lifli püskürtme betonun tokluk indisi büyüklüklerinin değerlendirildiği bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Aynı zamanda bu çalışmada panel eğilme deneylerinde yük – sehim ve enerji sehim karakteristik eğrilerinin çıkarılması, tünel kaplamasında sıkışma ve esneklik oranlarının belirlenmesi, püskürtme beton kaplamalarının yenilme türleri ve püskürtme beton karışım tasarımının temel ilkeleri konularında kapsamlı bilgi verilmektedir. Buna ek olarak, püskürtme beton ile ilgili saha uygulamalarında yaşanan bazı problemleri çözümlenmişlerdir. Bu problemlerde değerlendirilen temel parametreler püskürtme betonun nihai eğilme momenti, enerji yutma özelliği, geri sıçrama miktarı, erken kür sürelerinde basınç dayanımı ve elastisite modülü olmuştur (Arıoğlu ve diğerleri, 2008).

1.2 Tezin Amacı

Daha önce yapılan çalışmalarla ilgili literatür araştırması yapıldığında, kullanılacak püskürtme betonun sağlamlaştırılması konusunda fiziksel ve mekanik özellikleri, karışım miktarları, bağlayıcı türleri, katkı maddeleri, reolojik özellikler, kullanılan lif türleri ve özellikleri gibi parametreler ele alınarak bunların arasındaki ilişkiler incelenmiş ve bu ilişkilerden faydalanarak püskürtme betonun sağlamlığını arttıracak yaklaşımlarda bulunulmuştur. Bazı çalışmalar ise püskürtme betonun dayanımını koruması sürecinde sülfat ve asidin etkisini araştırma yönünde ilerlemiştir. Parametreler arasında ilişkiler araştırılırken büyük ölçüde bir parametre ile diğeri arasındaki değişim incelenmiştir.

Püskürtme betonun performansını ve kalitesini belirleyen önemli parametrelerden biri olan eğilme davranışının tespiti tasarımcılar tarafından yaygınca kullanılmaktadır. Ancak bu davranışı belirlerken gerek literatürde gerekse standart deneylerde kırılma öncesi ve kırılma sonrası davranış birlikte değerlendirilmektedir. Ancak bilindiği üzere tahkimat ve kaya etkileşimini ortaya koyan çalışmalarda kırılma öncesi rijitlik ve sonrası ise süneklik davranışı olarak ifade edilmektedir. Hoek ve diğerlerinin 1980 yılında öne sürdükleri ve tasarımcılar tarafından sıklıkla kullanılan arazi tepkime eğrisi ve tahkimat karakteristik eğrisinin birlikte çözümlendiği metotta sadece tahkimatta yenilme olmadığı koşullar altında çözümlemeler yapılmıştır. Ayrıca bu teori dairesel kesitli açıklıklar, homojen kaya ortamı için önerilmiştir. Ancak bu koşullarla madencilik faaliyetlerinde karşılaşmak hemen hemen imkânsızdır. Kesitler genelde dikdörtgen şeklinde olmakta, karmaşık jeolojik kesitlerde çalışılmaktadır. Bütün bunlarla birlikte madencilik faaliyetleri gereği birbirine çok yakın bir ya da birkaç açıklık birlikte faaliyet göstermektedir. İkincil ve üçüncül gerilme koşullarıyla sıklıkla karşılaşmaktadır. Bu durumda püskürtme beton kaplamasında oluşan ikincil gerilmeler durumunda kırılmalar yaşanmaktadır.

Tez çalışmasının amacı bu ikincil gerilme durumunda püskürtme beton kaplamasının tamir edilerek kullanılmasına mı yoksa kaplamanın sökülüp bu açıklık için yeniden tasarım yapılmasına mı ihtiyaç var sorusuna cevap aramak olmaktadır.

Bu sorunun cevabını aramak için püskürtme betonun eğilme etkisi altındaki davranışını incelemek amacıyla panel testleri gerçekleştirilmiş ve panel testlerinden elde edilen sonuçlar yardımıyla püskürtme betonun kırılma sonrası davranışı

incelenmiştir. Bu davranışın karakteristiğini belirlemek yani kırılma sonrasında püskürtme betonun ne kadar enerji yutma özelliğinin bulunduğunu süneklik kavramıyla birlikte değerlendirebilmek amacıyla yeni bir süneklik indeksi önerilmesine ihtiyaç duyulmuştur. Ancak püskürtme betonun eğilme davranışı sırasında etkin olan gerilmeler çekme gerilmeleri iken deneyler sırasında okunan yük değeri panellere dik uygulanan yük değerleri olmaktadır. Bir diğer deyişle gerçekte kaya saplamaları arasında kalan panel şekilli püskürtme beton kaplamasına kaya tarafından panele dik yüzeyde gerilme uygulanırken püskürtme betonun kaplamasının saplamalar arasında kalan bu bölgesinde kendi içinde çekme gerilmeleri etkin olmaktadır.

Panel testlerinden elde edilen yük – sehim eğrilerinin bu davranışa uygun olarak çekme gerilmesi – sehim eğrisine dönüştürülmesi gerekmektedir. Çünkü arazi tepkime eğrisinde eksenlerden biri gerilme iken diğeri yer değiştirmedir. Gerek panel deneylerinde gerekse arazi tepkime eğrisinde yükleme yönü aynıdır. Sehim içinde bu durum söz konusudur. Fakat püskürtme betonun kırılmasına neden olan gerilmeler önceden de belirtildiği gibi kendi içinde oluşan çekme gerilmeleridir. Arazi tepkime eğrisi ve püskürtme beton karakteristik eğrisini bir arada çözümleyebilmek için püskürtme beton panellerinden elde edilen davranışın akma hattı teorisi kullanılarak püskürtme beton karakteristik eğrisine dönüştürülmesi amaçlanmıştır. Burada akma hattı teorisinin tercih sebebi olması kırılma yüzeylerindeki çekme gerilmelerinin dikkatte alınmasından dolayıdır.

Arazi tepkime eğrisinin elde edilmesi için önceden sayılan ve madenlerde genelde karşılaşılmayan kabuller bulunmaktadır. Bu nedenle bu kabullere göre arazi tepkime eğrilerini elde etmek gerçekçi olmayacaktır. Bu amaçla dikdörtgen kesitle açılan ve karmaşık jeolojik kesit içinde bulunan beş farklı galerinin sonlu elemanlar yöntemiyle arazi tepkime eğrilerini elde edilmesi yolu tercih edilmiştir. Çalışma sahası olan Çayeli Bakır İşletmeleri’nden sonlu elemanlar için gerekli olan kaya ortamı ile ilgili girdi parametreleri elde edilerek arazi tepkime eğrilerinin elde edilmesi amaçlanmıştır.

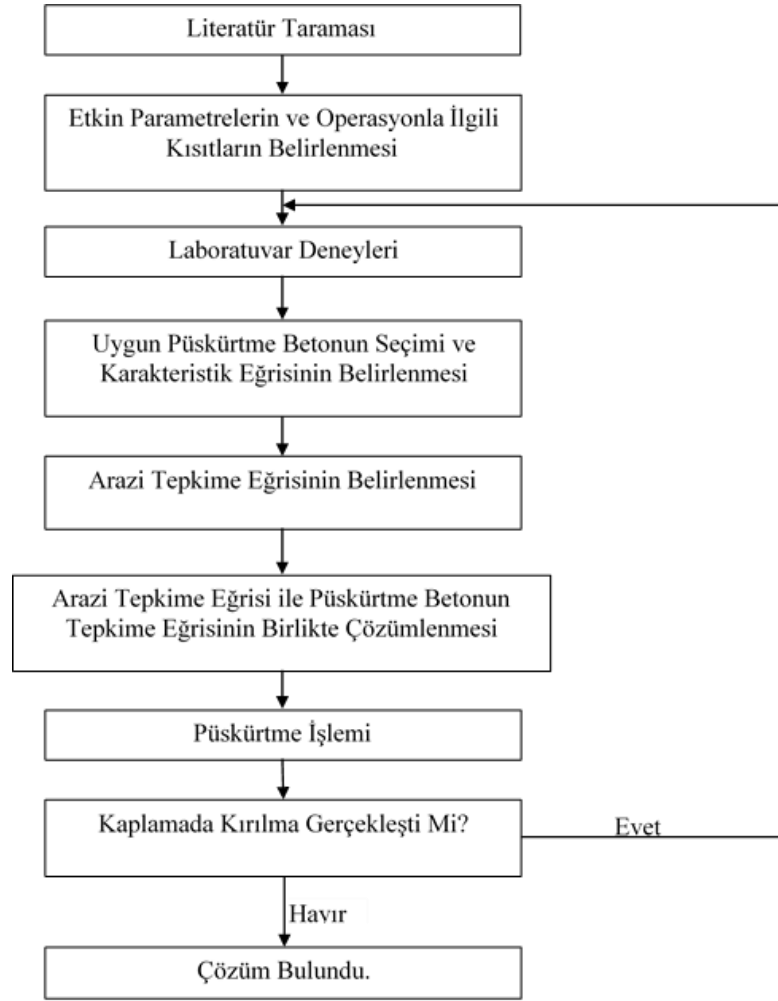
Tezin bir diğer amacı da püskürtme betonun karakteristik eğrisinin formülize edilmesi olmuştur. Bu amaçla deneysel ve teorik çalışmadan elde edilen eğrilerin karakteristiğine uygun doğrusal olmayan regresyon yöntemiyle bir model oluşturulmuş ve deneysel çalışmalardaki etkin parametreler ve önerilen yeni süneklik

indeksi ile model katsayıları arasındaki ilişkiler ortaya konmaya çalışılmıştır. Bu sayede püskürtme beton karakteristik eğrisi genelleştirilebilir hale gelmiştir.

Özet olarak bu tezin amacı, püskürtme betonun kırılma sonrası davranışını kaya tahkimat etkileşimi içerisinde karakterize etmek ve ikincil gerilme koşulları altında kırılan püskürtme beton için uygulayıcığının tamir veya yeniden tahkimatlandırma gibi kararlarda kendisine kolaylık sağlayacak bir öneri sunmak olmuştur.

1.3 Yöntem

Bu bölümde tahkimat tasarımılandırılmasında mevcut olarak kullanılan ve kırılma sonrası davranışı içermeyen ve tek eksenli basınç dayanımının dayanım parametresi olarak seçildiği arazi tepkime eğrisi ile tahkimat karakteristik eğrisinin birlikte çözümlenmesi yönteminden bahsedilmiştir. Tez çalışmasında önerilen ve kırılma sonrası davranışı da içeren tahkimat karakteristik eğrisi ve bu eğrinin hali hazırda tahkimat tasarımılandırılmasında kullanılan metotda uyarlanması sonucu oluşan değişiklikler açıklanmaya çalışılmıştır. Farklılığın kolayca anlaşılabilmesi için mevcut ve önerilen sistem akım şemalarıyla anlatılmıştır. Mevcut yönleme ait akım şeması Şekil 1.1’de verilmiştir.



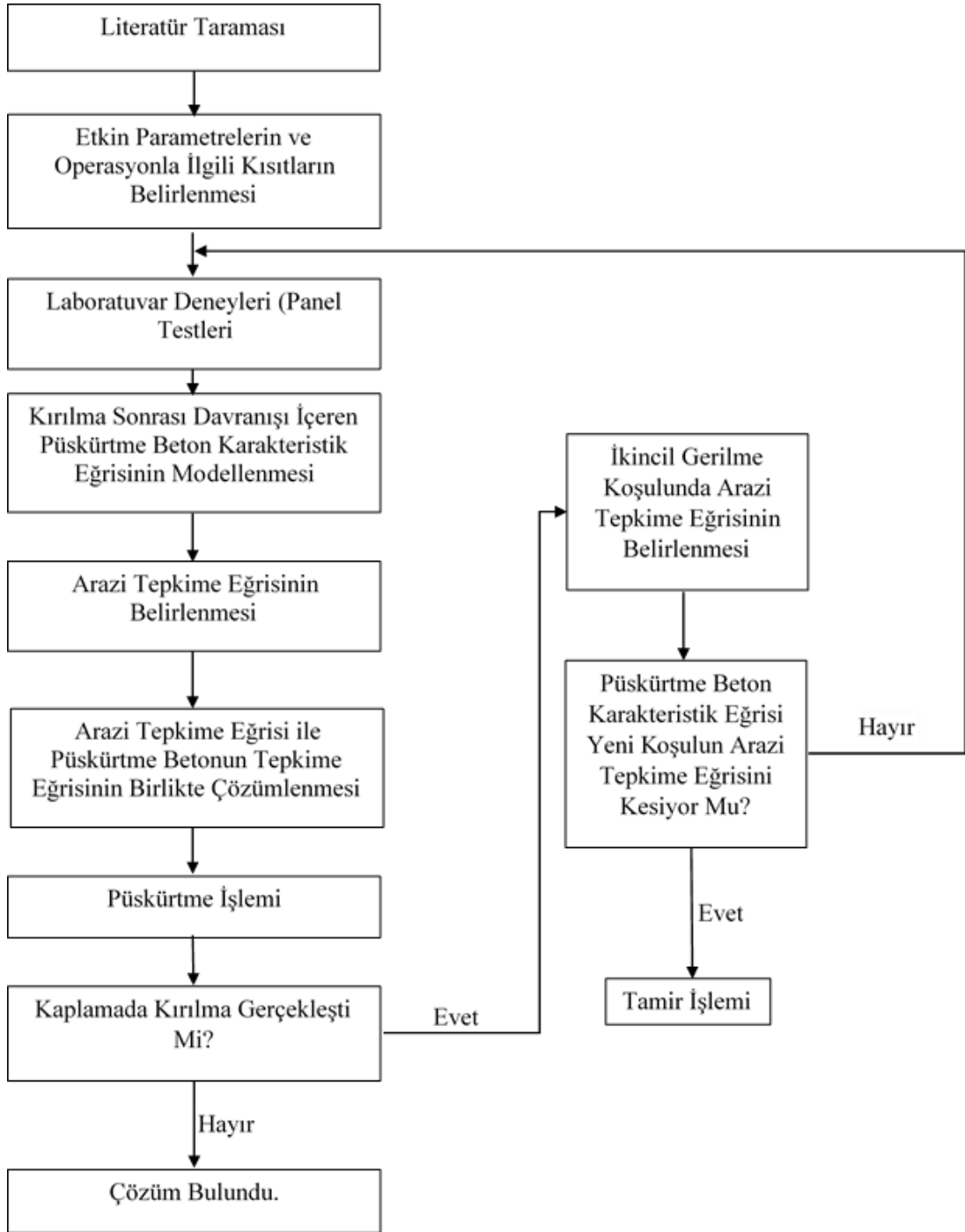
Şekil 1.1 : Püskürtme beton kaplamasının tasarımılandırılmasında kullanılan mevcut yöntem.

Mevcut yöntemde literatür çalışması sonucu püskürtme beton malzemesinin mekanik özellikleri üzerinde etkin olan parametreleri araştırılır. İşletmede kullanılan makine ekipmandan kaynaklı operasyoneal kısıtlar belirlenir. Püskürtme beton için laboratuvar da tek eksenli basınç dayanımı gerçekleştirilir. Elde edilen laboratuvar sonuçları ile püskürtme betona ait karakteristik eğriler elde edilir. Arazide yapılan çalışmalar sonucunda arazi karakteristik eğrisi oluşturulur. Arazi karakteristik eğrisi ile püskürtme betonun karakteristik eğrisi birlikte çözümlenerek püskürtme betonun uygulanacağı zaman belirlenir ve püskürtme beton uygulanır. Püskürtme işleminden sonra yapılan gözlemlerde püskürtme beton kaplamasında kırılmalar gerçekleşmiyorsa çözüme ulaşılmış olur. Fakat kaplamada kırılma gerçekleşiyorsa püskürtme betonun dayanımının arttırılmasına yönelik çalışmalara yeniden başlanmak üzere laboratuvar deneyleri aşamasına tekrar dönülür.

Ancak mevcut bu sistem kırılma sonrası davranışı içermemekte olup ve belli bir emniyet katsayısı parametresi ile istenilen dayanımda püskürtme beton uygulanması amacını taşır. Daha öncede belirtildiği gibi madencilik faaliyetleri için açılan galerilerin etrafında farklı amaçla açılan yeni galeriler nedeniyle arazi tepkime eğrisi daha yüksek basınç ve yer değiştirme koşullarının bulunduğu bölgelere taşınır. Bu esnada ise mevcut durum için tasarlanmış püskürtme betonda emniyet katsayısı kullanılmasına rağmen kırılır ve kırılma sonrası davranışı göstermeye başlar. Bu davranış püskürtme betonun içerdiği lif veya çelik hasır gibi güçlendirici elemanların özelliklerine göre farklılık gösterir.

Mevcut yöntem aynı zamanda bazı kabulleri içermektedir. Bunlar galerinin daire kesitli olması, hidrostatik basıncın etkin olması ve galeri etrafında homojen bir formasyonun bulunmasıdır. Bu koşulların bir arada bulunması nerede ise imkansızdır. Çalışma sahasında dikdörtgen kesitli galeriler kullanılmakta ve karmaşık formasyon içinde galeriler sürülmektedir. Ayrıca gerilme koşulları da üretim yapıldıkça değişime uğramaktadır. Dikdörtgen kesitli tünellerde daha çok eğilme dayanımının etkin olduğu görülmektedir (Barrett ve McCreath, 1995; Hahn ve Holmgren, 1979). Bu nedenle basınç dayanımının yerine eğilme karakteristiğini veren panel testlerinin kullanılması daha gerçekçi olmaktadır. Dolayısıyla önerilen yeni çalışmada tek eksenli basınç dayanımı yerine panel testleri kullanılmıştır.

Püskürtme betonun kırılma sonrası davranışını içeren karakteristik eğrisinin kullanımıyla Şekil 1’de verilen akım şemasında bazı değişiklikler olmuş ve öneriler getirilmiştir. Tahkimat tasarımılandırılmasında bu yeni önerileri de içeren yönteme ait akım şeması Şekil 1.2’de sunulmuştur.



Şekil 1.2 : Püskürtme beton kaplamasının tasarımında kullanılmak üzere önerilen yöntem.

Kırılma sonrası davranışın püskürtme beton karakteristik eğrisine eklenmesiyle ikincil gerilmeler sonrasında oluşan yeni arazi tepkime eğrisini kesip kesmediğini yani ortamın yeniden denge konumuna ulaşp ulaşmadığı tespit edilebilecektir. Eğer denge durumu sağlanıyorsa püskürtme beton kaplamasında tamir işlemi yapılabilir. Ancak kırılma sonrasında püskürtme beton karakteristik eğrisi yeni arazi tepkime eğrisini

kesmediyse bir diğerk deyişle denge sağlanmadıysa yeniden tasarımılandırma safhasına geçmek üzere laboratuvar çalışmalarına başlanmalıdır.

Püskürtme beton madencilik faaliyetlerindeki tahkimat işlerinde maliyeti en fazla olan kalemlerden biridir. Bu nedenle püskürtme betonda oluşacak kırılmaların sistemin stabilitesini ne kadar etkilediğini belirlemek çok önem arz etmektedir. Püskürtme beton kaplamasının sökülmesi aynı zamanda serbest alan ve deforme olmuş kaya kütlelerinin harekete geçişini hızlandırmaktadır. Lifle veya çelik hasırla güçlendirilmiş püskürtme betonda panel testi sonuçları ırelendiğinde kırılma öncesinde çok az bir enerjinin absorbe olduğu görülürken kırılma sonrasında çok daha fazla enerjinin absorbe olabildiği görölmektedir. Bu püskürtme betonun kırılma sonrasında da taşıyıcılığını büyük ölçüde devam ettirdiğini göstermesi açısından önemlidir. Kırılma sonrası davranışın yukarıda belirtilen metodolojide kullanılması bu açıdan ayrıca önem taşımaktadır. Ancak burada dikkat edilmesi gereken ve olmazsa olmaz koşul kırılmış püskürtme beton ve kayacın birlikte davranışının yerinde yer değıştirme ölçümleri ile takip edilmesidir. Bu sayede kırılma sonrasında püskürtme betonun performansı yerinde belirlenmiş olacak, bu ise Şekil 1.2’de önerilen metodolojinin kullanımının test edilmesinde önemli yer tutacaktır.

Sonuç olarak mevcut tahkimat tasarımılandırma yöntemi püskürtme beton malzemesinin davranışı incelenerek daha gerçekçi hale getirilmeye çalışılmıştır. Ayrıca kırılma sonrası performansın niceliğinin belirlenmesiyle maliyetin düşürülebilmesi için bu tez çalışması büyük önem taşımaktadır.

Tüm bu anlatılanları sistematik bir yapıda ele alabilmek için tez çalışması deneysel çalışmalar, teorik ırdelemeler, sayısal çözümler adı altında bölümlere ayrılmış en sonunda da bu bölümlerin birlikte ele alındığı tartışma ve çıkarımlar bölümü oluşturulmuştur. Elde edilen sonuçlar listelenmiş ve konu sonunda daha sonra yapılması gereken çalışma önerileri de sözelleştirilmiştir.

2. DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Bu bölümde püskürtme beton malzeme kalitesinin belirlenmesi için kullanılan standart deneyler tanıtılmıştır. Standart deneylerden biri olan EFNARC'ın 1996 yılında yayınladığı şartnamede önerdiği panel testinin sonuçlarına yer verilmiştir. Püskürtme betonun kırılma sonrası davranışının daha iyi anlaşılabilmesi için panel testi sonuçları ayrıntılı olarak incelenmiştir. Test sonuçlarından elde edilen yük – sehim eğrileri malzemenin davranışının sistematik olarak çözümlenebilmesi için literatürde de yer verilen kısımlarla sınıflanmış ve her sınıf kendi içinde değerlendirilmiştir. Püskürtme betonun yük altındaki eğilme davranışı uygulanan standart deneylerde kırılma öncesi ve kırılma sonrası davranış birlikte değerlendirilmektedir. Ancak tahkimat tasarımı yapılırken bu kırılma öncesi davranışa rijitlik, kırılma sonrası davranışa ise süneklik adı verilmektedir. Dolayısıyla bu iki farklı davranışın farklı yerlerde irdelenmesi zorunluluğu karşımıza çıkmaktadır. Bu nedenle deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçlar bu kapsamda değerlendirilmiş ve kırılma sonrası için bu davranışı karakterize eden yeni bir süneklik indeksi önerilmiştir. Önerilen bu indeksin daha önceki değerlendirme metotlarıyla ile ilişkisi ortaya konmuş ve kullanılabilirliği irdelenmiştir.

2.1 Püskürtme Beton İçin Yapılan Standart Deneyler

Püskürtme beton çoğu tünelcilik ve madencilik faaliyetinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Çok kısa zamanda uygulanabildiğinden, kullanılması özellikle zamanla kısıtlanmış çalışmalarda büyük önem arz etmektedir. Kısa zaman içerisinde yeraltı açıklığı çevresinde bir destek basıncı oluşturabilmekte ve tahkimatın güçlendirilmesini sağlayabilmektedir. Bu sayede kayacın kendi kendini taşıyabilmesi süreci başlayabilmektedir. Bu sebeplerle birçok araştırmacı tarafından mekanik ve fiziksel özellikleri artırılmış ve pek çok sayıda standart deney önerilmiştir. Püskürtme betonun kalitesi büyük önem taşımaktadır. Çünkü işçilerin güvenli çalışma ortamının oluşturulması, birçok pahalı ekipmanın daha az riskli ortamda kullanılması ve yer değiştirmesi püskürtme beton malzemesinin bu bölgelerde yüksek kaliteli olarak kullanılmasıyla mümkün olabilmektedir. Bu nedenle püskürtme beton için önerilen ve

zaman zaman güncellenen standart deneylerin dikkatlice yapılması ve sonuçlarının değerlendirilmesi uygulayıcılar için zorunlu olmaktadır.

Bu bölümde püskürtme beton için önerilen standart deneyler kısaca tanıtılmış ve sıkça kullanılan deneylerin uygulama yöntemlerine yer verilmiştir. Püskürtme beton kaplamasının performansının tespiti için birçok deney mevcuttur. Bu standart deneyler amaçlarına göre Çizelge 2.1’de sınıflandırılmış ve deneylere ait kodlar listelenmiştir.

Çizelge 2.1 : Püskürtme beton standart deneyleri

Deneyin Amacı	Deneyin Kodu
Katkı malzemesi standartları	ASTM C1141/C1141M BS EN 934-5:2007
Püskürtme beton panellerinin hazırlanması ve test edilmesiyle ilgili standart	ASTM C1140/C1140M
Püskürtme betondan numune alınması	ASTM C1385/1385M
Püskürtme betonun temel bileşenleri ile ilgili standartlar	ASTM C1436 EFNARC 1996
Lif içeren püskürtme beton için standartlar ve püskürtme betonun uygulama standartları	ASTM C1116/C1116M BS EN 14487-2:2006 TS EN 14487-2 : 2007-03 EFNARC 1996
Kuru, paketlenmiş ve önceden karıştırılmış kuru ve yaş püskürtme beton için standart	ASTM C1480/C1480M
Lif içerenpüskürtme beton panellerinin enerji yutma kapasitesi ve eğilme tokluğu ile ilgili standartlar	ASTM C1550 BS EN 14488-5:2006 TS EN 14488-5 : 2006-10 EFNARC 1996
Lif içeren püskürtme beton kirişlerinin eğilme performansı ile ilgili standartlar	ASTM C1609/C1609M BS EN 14488-3:2006 TS EN 14488-3 : 2006-10 EFNARC 1996
Püskürtme betonun basınç dayanımı ve çekme dayanımı ile ilgili standartlar	ASTM 1604/1604M BS EN 14488-6:2006 TS EN 14488-6 EFNARC 1996
Püskürtme betonun erken basınç dayanımı ile ilgili standartlar	BS EN 14488-2:2006 TS EN 14488-2 : 2006-12
Lif içeriğinin belirlenmesi ile ilgili standartlar	BS EN 14488-7:2006 TS EN 14488-7 : 2006-10 EFNARC 1996
Kaya ve püskürtme beton arasındaki tutunma dayanımı ile ilgili standartlar	BS EN 14488-4:2005+A1:2008 TS EN 14488-4+A1

2.1.1 Katkı malzemesi standartları

Katkı malzemelerinin püskürtme beton performansında önemli etkileri bulunmaktadır. Katkı malzemeleri olarak genellikle hızlandırıcı, geciktirici, yapışma arttırıcı ve kıvam kontrolü sağlayan malzemeler kullanılmaktadır. Bu malzemeler ile ilgili standartlar ASTM C1141/C1141 ve BS EN 934-5:2007’ de verilmiştir. Bu standartlarda katkı malzemelerinin belirlenmesi gereken özellikleri homojenite, renk, etken bileşen, göreceli yoğunluk, kuru malzeme içeriği, pH değeri, toplam klorin içeriği, suda çözünebilir klorin içeriği, alkali içeriği ve korozyon davranışı olarak verilmiştir.

2.1.2 Püskürtme beton panellerinin test edilmesi ve hazırlanması

Püskürtme beton panellerinin hazırlanması ve test edilmesiyle ilgili prosedürler ASTM C1140 standardında verilmiştir. Bu standarta göre numuneler C171 standardına uygun olarak kürlenmeli ve ASTM’nin C42 standardına uygun olarak panellerden karotlarla alınmalıdır. Numuneler panellerin kenarlarından 25,4 mm içeriden alınmalıdır. Eğer 610 × 610 mm’lik bir panel numunesi varsa bu panelin ancak 381 × 381 mm’lik kısmı numune alabilmek için kullanılabilir durumdadır. Panel yüzeyleri her yönden birbirine paralel olmalıdır. Lifle güçlendirilmiş püskürtme beton için kiriş numunesi alınırken ASTM’nin C78 test metodu veya C1018 test metodu kullanılmalıdır. Yoğunluk absorpsiyon ve boşluk oranı ASTM’nin C642 test metodu kullanılarak belirlenmelidir. C42/C42M test metoduna göre gerçekleştirilen basınç dayanımı testi için boy/çap oranında düzeltme faktörü olarak 0,85 değeri kullanılmalıdır.

2.1.3 Püskürtme betondan numune alımı

Püskürtme betonun uygulaması sırasında numune alınması gerekirse ASTM 1385/1385M standardının kullanımı önerilmektedir. Numunelerin miktarı düz püskürtme betonda her bir numune için 12 kg iken kompozit olan püskürtme beton için her biri için 35 kg olmalıdır. Numuneler iki ya da daha fazla olacak şekilde beton mikserlerinin çıkışından alınmalıdır. Numuneler mikserin içinden ilk çıkan %15’lik kısımdan ve son çıkan %15’lik kısımdan alınmamalıdır. Bu öneriler kuru ve yaş püskürtme beton uygulamalarının ikisi için de geçerlidir. Numune toplama işlemi 15 dakikayı geçmemelidir. Çökme (slump) ve hava içeriği deneyleri ilk 5 dakika içinde gerçekleştirilmelidir. Kamyon veya sabit mikserlerden alınan numunelerde tek bir numune haline getirilmelidir. Paketlenmiş ve daha önceden karıştırılmış beton için numuneler paketlerden rastgele seçilmelidir.

2.1.4 Püskürtme betonun temel bileşenleri ile ilgili standartlar

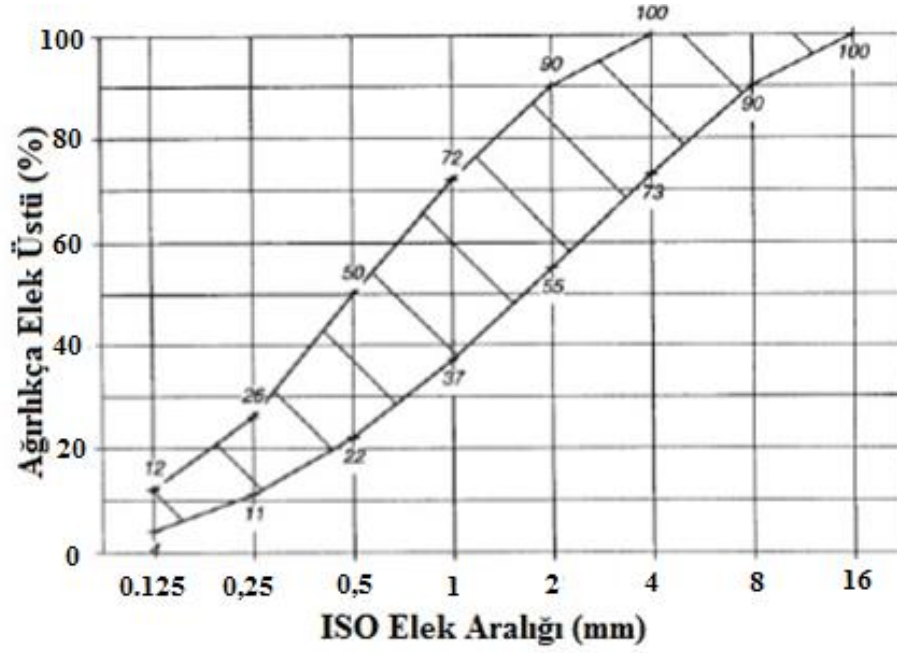
Lif içeren beton ve püskürtme beton uygulaması ile ilgili iki adet standart bulunmaktadır. Bunlardan biri ASTM C1436'dır. Çimento, agrega ve su ve fiberlerle ilgili gereksinimler bu standartta verilmiştir. Ayrıca çimento için C150 ve C595 standartları önerilmektedir. Agregaların derecelendirme limitleri C33 veya C330 standardına uygun olmalıdır. Kullanılacak olan liflerin gereksinimleri ASTM C1116/C1116M standardında belirtilmiştir.

Diğer bir standart ise EFNARC (Avrupa yapı ve beton sistemleri uzmanları) tarafından 1996'da yayınlanan ve püskürtme beton hakkında önerileri içeren şartnamede mevcuttur. EFNARC'ın kendine özgü belirlediği gereksinimler olsa da genellikle püskürtme betona eklenen katkı malzemeleri ve çimento kullanımında Avrupa Normlarına (EN) referans göstermiştir. Örneğin EFNARC'ın katkı malzemeleri ile ilgili önerdiği ağırlık bazında üst sınırlar Çizelge 2.2'de verilmiştir.

Çizelge 2.2 : Katkı malzemeleri için üst sınırlar

CM	Üst Limit
Silica fume	15% of Portland çimentosu
Fly ash	30% of Portland çimentosu
	15% of Portland/Uçucu kül çimentosu
	20% of Portland yüksek fırın cüruf çimentosu
GGBS	30% of Portland çimentosu
CM: çimentolu malzeme, GGBS: Öğütülmüş yüksek fırın cürufu	

EFNARC tarafından önerilen agrega boyut aralığı da Şekil 1'de verilmiştir. Kuru karışımlar için ince agrega kullanımı önerilmiştir. Kuru karışımlar için doğal nem içeriği %6'dan az olmalıdır.



Şekil 2.1 : Önerilen agrega boyut aralığı (EFNARC, 1996).

EN 934-5 standardı püskürtme betonda kullanılacak katkı malzemelerinin özelliklerinin belirlenmesi için EFNARC tarafından da kabul edilmiştir. Püskürtme betonda kullanılacak liflerin uzunluğu kullanılan makine ekipmandaki boruların iç çapının 0,7 katından fazla olmamalıdır. Aksi takdirde borularda tıkanma sorunu yaşanmaktadır. Püskürtme betonun kıvamı taşıma ve uygulama çeşidine göre ayarlanmalıdır. Ayrıca belirli çimento ve su/çimento oranı için katkı malzemesi kullanılarak ayarlanabilir. Çalışma ortamının sıcaklığı 50°C ile 350°C arasında olmalıdır.

2.1.5 Lifle güçlendirilmiş beton ve püskürtme beton uygulama standartları

Lifle güçlendirilmiş püskürtme beton ve püskürtme beton uygulaması ile ilgili pek çok standart bulunmaktadır. Bunlardan bazıları bu bölümde tartışılacaktır. Bu standartlar ASTM C1116/C1116M, BS EN 14487-2:2006, TS EN 14487-2:2006 ve EFNARC: 1996'dır.

ASTM C1116 lifle güçlendirilmiş betonun satın alımı sırasında önerilen hususları içermektedir. Bu standart lifle güçlendirilmiş betonu dört kategoriye ayırmaktadır: Çelik lifle güçlendirilmiş beton (A280/A280M), cam lifle güçlendirilmiş beton (C1666/C1666M), sentetik lifle güçlendirilmiş beton (D7508/D7508M) ve doğal lifle güçlendirilmiş beton (D7357). Sipariş sırasında dikkat edilmesi gereken hususlarda aynı şekilde C1116'da önerilmiştir. Bu hususlar çimentonun türü, istenilen agrega

boyutu, betonun taşımaya başlarken ki çökme (slump) değeri, betonun uygulama esnasındaki çökme değeri, hava içeriği ve yoğunluğudur.

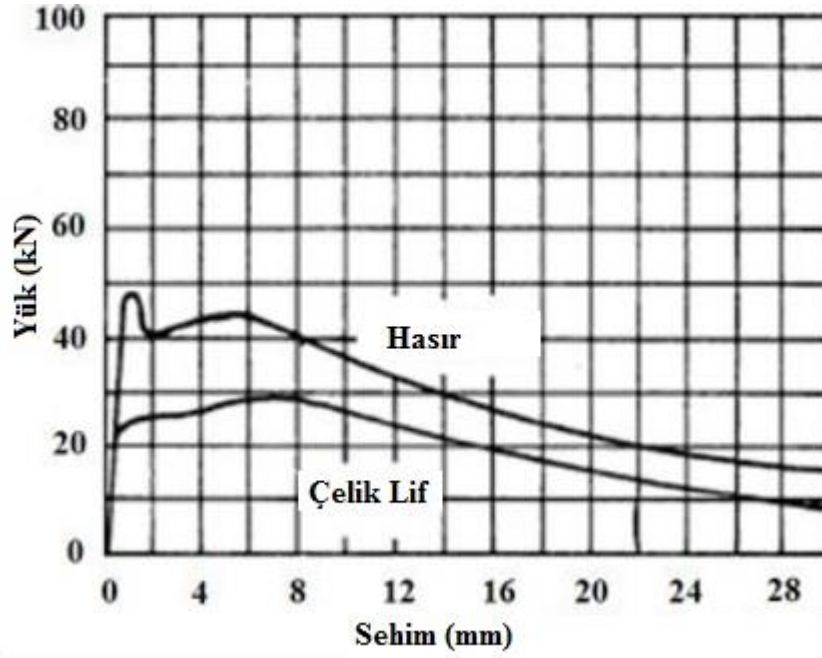
İngiliz Normları (BS) ve Türk Standartları (TSE) aynı önerileri benimsemiştir. Her iki standart da kuru ve yaş püskürtme betonun uygulaması ile ilgili önerilerde bulunmaktadır. Uygulama yüzeyi açısından bahsedilen bütün standartlarda, zayıf ve düşmeye meyilli kayalar (kavlaklar) püskürtme beton uygulamasından önce ortamdan uzaklaştırılmalıdır. Aynı zamanda tozlu uygulama yüzeyinden kaçınılmalı ve yüzey basınçlı su ile yıkanmalıdır. Yüksek ve düşük sıcaklık koşullarının oluşmaması için gerekli önlemler alınmalıdır. Bu sayede püskürtme betonun kalitesi korunmuş olacaktır. Püskürtme betonu güçlendirmek için çelik hasır, profiller ve lif kullanılabilir. Çelik ve polimer lifler EN 14889-1 veya EN 14889-2 standartlarına uyum sağlamalıdır. Çelik hasır ve profiller ise EN 13670 standardına uyum sağlamalıdır. İngiliz ve Türk standartlarında püskürtme betonun bileşen malzemelerinin özelliklerini kormuası için uygun koşullarda saklanmaları gerektiği önerilmiştir. Aynı zamanda bu malzemelerin yığınlama işlemi EN 1504-3 standardına uygun yapılmalıdır. Standartlara göre bileşenlerin karışımında düzgün ve eşit dağılmasını sağlayacak önlemlerin alınması zorunludur. Ayrıca püskürtme ekipmanları ile ilgili bazı öneriler mevcuttur. Daha önce de belirtildiği gibi kullanılacak liflerin uzunluğunun bu ekipmanlardaki boruların çapının %70'ini geçmemesi gerekmektedir. Karışımı düzgün ve eşit dağıtacak ekipman kullanımı zorunludur. Geri sekme, püskürtme işlemi sırasında önlenmelidir. Standartlara göre geri sekmede etkili olan faktörler beton karışımı, hortum ağzı (nozzle) açısı, uygulama yüzeyine uzaklık, hızlandırıcı dozajı, uygulama alanı olarak gösterilmiştir. Uygulama alanına uzaklığın 1 m ile 2 m arasında olması önerilmektedir. Hortum ağzı uygulama yüzeyine dik olmalıdır. Kürleme işleminin tamamlanması plastik rötreyi azaltmak, durabiliteyi sağlamak ve beton içindeki tutunmayı gerçekleştirmek için mutlaka beklenmelidir. Yüzeyde püskürtmeden hemen sonra gecikme olmadan kürleme başlamalıdır. Kür için en az 12 saat geçmelidir ve yüzey sıcaklığı 50°C'den fazla olmalıdır. Püskürtme betonun kalınlığı EN 14488-6 standardında uygun olarak belirlenmeli ve EN 14487-6 standardına göre kontrol edilmelidir. Püskürtme beton uygulamasında kontrol işlemleri İngiliz ve Türk standartlarında aynıdır.

2.1.6 Kuru, paketlenmiş ve önceden karıştırılmış kuru ve yaş püskürtme beton için standart

Bu konuyla ilgili standart ASTM C1480/C1480M standardıdır. Kuru paketlenmiş püskürtme beton malzemesi türüne ve boyut aralığına göre sınıflandırılmıştır. Püskürtme beton türü, agrega boyut aralığına göre “Boyut Aralığı #1 ve Boyut aralığı #2” olarak isimlendirilmiştir. Bu iki türde C1436 standardına göre hazırlanmalıdır. Püskürtme beton boyut aralığı açısından bazı fiziksel özelliklere göre sınıflanmıştır. Bu fiziksel özellikler süfat direnci, geçirgenlik, artık dayanım ve eğilme dayanımı değerleridir.

2.1.7 Lif içeren püskürtme beton panellerinin enerji yutma kapasitesi ve eğilme tokluğu ile ilgili standartlar

Lifle güçlendirilmiş betonun enerji yutma seviyesinin belirlenmesi için birçok standart önerilmiştir. Bu standartlar şöyledir: ASTM C1550, BS EN 14488-5:2006, TS EN 14488-5:2006-10 ve EFNARC 1996. Kare paneller veya yuvarlak şekilli paneller genellikle kullanılmaktadır. Yuvarlak paneller ASTM C1550’de kullanılırken kare şekilli paneller BS EN 14488-5:2006, TS EN 14488-5: 2006-10, EFNARC 1996 standartlarında önerilmiştir. Kare şekilli panellerin boyutları 600×600×100 mm olup yuvarlak şekilli panellerin çapı 800 mm ve 75 mm kalınlık olmaktadır. Ölçüm aletlerinin hassasiyeti BS EN 14488-5:2006, TS EN 14488-5: 2006-10, EFNARC 1996 standartlarında $\pm 0,02$ mm olurken, ASTM C 1550’de $\pm 0,05$ mm’dir. Deneyler yer değiştirme kontrollü cihazda gerçekleştirilmelidir ve yükleme hızları $1 \pm 0,1$ mm/dak olmalıdır. Bu yükleme hızı BS EN 14488-5:2006, TS EN 14488-5: 2006-10, EFNARC 1996 standartlarında geçerlidir. ASTM C1550 için $4 \pm 0,1$ mm/dak yükleme hızı geçerlidir ve deney 45 mm sehimde durdurulabilir. BS EN 14488-5:2006, TS EN 14488-5: 2006 standartlarında ise 30 mm sehim deneyi durdurmak için yeterlidir. Bu değer EFNARC 1996’da 25 mm’dir. Yük – sehim ve enerji – sehim grafikleri farklı sehim değerlerindeki enerji yutma kapasitelerini belirlemek için çizdirilmektedir. Enerji yutma kapasitesi yük – sehim eğrileri altında kalan alanlar kullanılarak belirlenmektedir. Yük – sehim eğrileri için bir örnek Şekil 2.2’de verilmiştir.



Şekil 2.2 : Örnek yük – sehim eğrileri (EFNARC 1996).

2.1.8 Lif içeren püskürtme beton kirişlerinin eğilme performansı ile ilgili standartlar

Enerji yutma kapasiteleri aynı zamanda kiriş numuneler kullanılan eğilme testleri ile de belirlenebilmektedir. Bu amaçla önerilen standartlar şöyledir: ASTM C1609/1609M, BS EN 14488-6:2006, TS EN 14488-6, EFNARC 1996. ASTM 1609 standardında numune boyutları ile ilgili iki seçenek mevcuttur. Bunlardan ilki 100×100×350 mm’lik ve 300 mm mesnet açıklığı olan seçenek, ikincisi ise 150×150×500 mm’lik 450 mm mesnet açıklığı olan seçenektir. BS EN 14488-6:2006 ve TS EN 14488-6 standartlarına göre boyutlar 75×15×500mm olup mesnet açıklıkları 450 mm iken EFNARC’göre 75×125×600 mm boyutlarında numuneler kullanılıp 450 mm mesnet açıklığı seçilmelidir. Yükleme hızları $0,25 \pm 0,05$ mm/dak olmalıdır. Püskürtme beton kirişleri kullanılarak yapılan bu deneylerde enerji yutma kapasiteleri bir önceki bölümde paneller için anlatılan ve yük – sehim eğrileri altındaki kalan alanlar değerlendirilerek yapılmaktadır. EFNARC’a göre eğilme dayanımı (σ_f) Eşitlik (2.1) kullanılarak belirlenmelidir. $P_{0.1}$ değerinin belirlenmesi için Şekil 2.3 kullanılabilir.

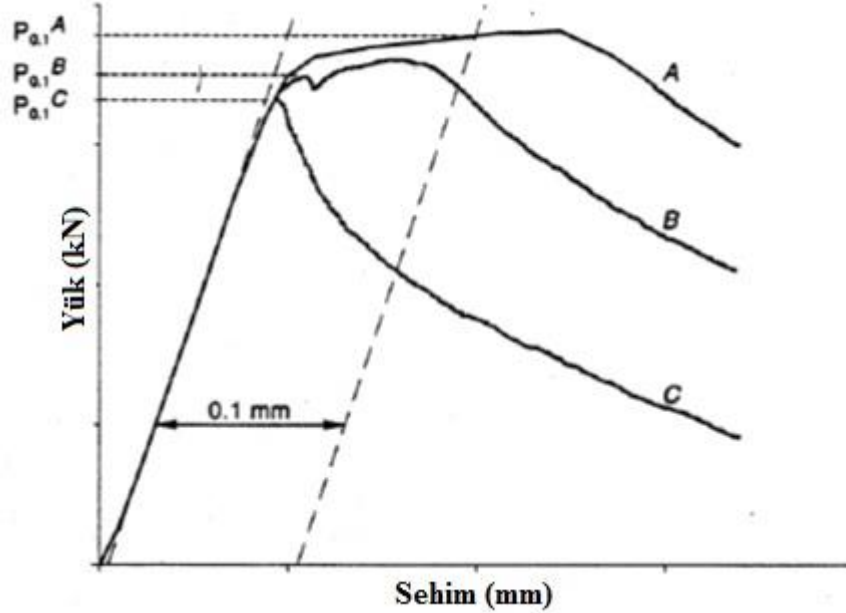
$$\sigma_f = P_{0.1} \times \left(\frac{L}{b \times d^2} \right) \quad (2.1)$$

Bu eşitlikteki notasyonlar aşağıdaki gibidir:

L: Mesnet açıklığı (450 mm)

b: Kirişin genişliği (125 mm)

d: Kirişin uzunluğu (450 mm)



Şekil 2.3 : $P_{0.1}$ değerinin belirlenmesi (EFNARC, 1996).

2.1.9 Püskürtme betonun basınç dayanımı ve çekme dayanımı ile ilgili standartlar

ASTM 1604/1604M standardı püskürtme betonun uygulama öncesi ve sırasında basınç ve doğrudan çekme dayanımının belirlenmesi ve bu testler için numune elde edilmesi prosedürlerini içermektedir. Aynı zamanda standart uygulanan püskürtme betonun kalınlığının belirlenmesi için de kullanılmaktadır. Basınç dayanımı için karot çapı standarta göre 75 mm olmalı ve karotun boy-çap oranı da 1,9 olmalıdır. Eğer bu oran 1,75'den düşükse düzeltme faktörü kullanılmalıdır. Ortamın nem koşullarının değerlendirme de bulundurulabilmesi için numune en geç 1 saat içinde poşetlenmelidir. Numune yüzeyleri düz değilse testere ile düzeltme yapılabilir. Yüzeyler numunenin düşey eksenine dik olmalıdır. Numunelerin yüzeyleri için başlık hazırlanmalı ve ASTM C39/C39M standardına uygun test edilmelidir. Numune ve nem koşulları ile ilgili prosedürler doğrudan çekme dayanımı için de geçerlidir.

Püskürtme betonun kalınlığı aynı zamanda BS EN 14488-6: 2006 ve TS EN 14488-6 tarafından da belirlenebilmektedir. Aynı prosedürleri bu standartlar da içermektedir. Standartlara göre karotların alınacakları delikler arasında ± 600 mm mesafe olmalıdır.

Karot numunelerinden basınç dayanımı (EN 12504-1) ve doğrudan çekme (EN 14488-4) dayanımı deneyleri gerçekleştirilebilir.

EFNARC'a göre basınç dayanımı deneyi EN 4012 standardına uyumlu olarak gerçekleştirilmelidir. Karot için en küçük çap 50 mm olmalı ve karotun boy çap oranı 1 ile 2 arasında olmalıdır. Standartta aynı zamanda küp ve silindirik numuneler arasında dönüşüm katsayıları da verilmiştir. Ayrıca 60 x 60 x 60 mm'lik küpler basınç dayanımı için kullanılabilir.

2.1.10 Püskürtme betonun erken basınç dayanımı ile ilgili standartlar

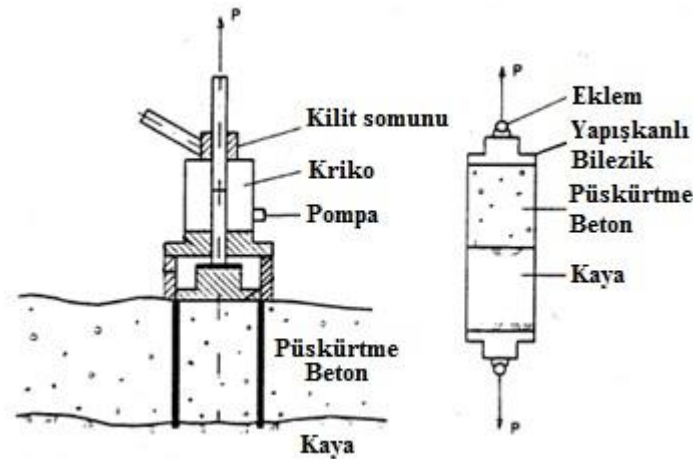
Püskürtme betonun erken dayanımının belirlenmesi için BS EN 14488-2:2006 ve TS EN 14488-2:2006-12 tarafından iki adet metot önerilmiştir. Bu metotlardan birincisi penetrasyon iğnesi metodu (penetration needle), ikincisi ise çivi batırma (stud driving) metodudur. İlk metotta belirli boyutlardaki iğneler püskürtme betona 15 ± 2 mm derinliğe varacak şekilde saplanır. İğnelerin geri çekilmesi sırasındaki direnç kuvveti ölçülür ve basınç dayanımı kestirimi yapılır. İğnelerin çapı 3 ± 0.1 mm ve ucunda sivriliği veren açı ise $60^\circ \pm 5^\circ$ olmalıdır. İkinci metotta da benzer şekilde çivi batırma işlemi yapılır ve çivinin geri çekilmesi sırasındaki direnç kuvveti ölçülerek basınç dayanımı kestirimi gerçekleştirilir. Deney numunelerinin kalınlığı 100 mm'den fazla olmalıdır. Test her bir numune için on kez tekrar edilmelidir. Bu konuyla ilgili ayrıca ASTM'nin C1398 kodlu literatürden kaldırılmış bir standardı da bulunmaktadır.

2.1.11 Püskürtme betonun lif içeriği ile ilgili standartlar

BS EN 14488-7:2006, TSEN 14488-7:2006-10 ve EFNARC 1996 standartlarına göre sertleşmiş veya taze püskürtme betonun lif içeriği belirlenebilmektedir. Sertleşmiş beton için yapılacak deneylerde numunenin çapı 50 mm ile 100 mm arasında olmalıdır. Numunenin boyu ise 75 mm ile 150 mm arasında değişebilir. Taze beton içinse numunenin ağırlığı 1 kg ile 2 kg arasında değişmelidir. Lif içeriği numuneden çıkarılan lifin ağırlığının numunenin hacime oranının 1000 katıdır. Dolayısıyla lifin kütlesi ve numunenin hacmi belirlenmelidir. Lifler numunelerden mekanik ve manyetik ayırma yöntemleriyle ayrılabilir. Liflerin ağırlıkları ölçülmeden kurutma işlemi gerçekleştirilmelidir.

2.1.12 Kaya ve püskürtme beton arasındaki tutunma dayanımı ile ilgili standartlar

Püskürtme beton kaplamasının tasarımında püskürtme betonla kaya arasındaki tutunma dayanımı çok önemli bir parametredir. Bu parametrenin belirlenmesi için BS EN 14488-4:2005+A1:2008 ve TS EN 14488-4+A1 standartlarında püskürtme beton ve kayayı içine alacak şekilde 50 mm ile 100 arasında çapı olan ve uzunluğu da çapının iki katı olan karot numune alınması önerilmiştir. Deneyden doğru sonuç alınabilmesi için çekme kuvvetine maruz kalan numunede ayrılma işleminin kaya ve püskürtme betonun birleştiği yüzdeyden olması istenmektedir. Kürleme süresi 28 gün olarak önerilmektedir. Çekme kuvvetinin hızı $0,05 \pm 0,01$ MPa/sn olmalıdır. Kırılma yükünün numunenin kesit alanına oranı tutunma dayanımını vermektedir. EFNARC'a göre karot numunesinin çapı 50 mm ile 60 mm arasında olmalıdır. Yük artırımı ise 1,0 ile 3,0 MPa/dak olmalıdır. EFNARC 1996 tarafından önerilen tutunma dayanımı prosedürü Şekil 2.4'te sunulmuştur.



Şekil 2.4 : Tutunma dayanımı test prosedürü (EFNARC, 1996).

2.1.13 Karayolları Genel Müdürlüğü Teknik Şartnamesi

Karayolları Genel Müdürlüğü'nün teknik şartnamesine göre püskürtme beton beş ayrı gruba ayrılmıştır. Bunlar: yapısal püskürtme beton, kısa zamanlı güçlendirme amaçlı püskürtme beton, kaya ortamının güçlendirilmesi ve sürdürülebilir kazı amaçlı püskürtme beton, yüzey iyileştirilmesi amaçlı kullanılan püskürtme beton, bakım amaçlı kullanılan püskürtme beton. Şartnamede önerilen husular kuru ve yaş püskürtme beton uygulaması için de geçerlidir. Rapor çimento, su ve agrega kullanımı için kabul edilebilir sınırlar ile bunlara ait referans verilen standartları içermektedir.

Püskürtme betonda kullanılan lifler, çelik lifler ve sentetik lifler olmak üzere sınıflandırılmıştır. Liflerin uzunluğu püskürtücü ucun iç çapının 0,7 katını geçmemelidir. Kullanılacak lif miktarı enerji yutma kapasitesi ve geri sekme değerlerine göre ayarlanabilir. Uzun lifler enerji yutma özelliğini artırırken, geri sekmenin de artmasına sebep olmaktadır. Kullanıcı bu iki durumu göz önünde bulundurmalıdır. Akışkanlaştırıcılar, geciktiriciler, hidrasyon kontrolü sağlayan katkı malzemeleri, priz hızlandırıcılar ve mineral katkıları ile ilgili şartnamede farklı standartlara referans verilerek kabul edilebilir sınırlar belirlenmiştir. Şartnamede performans özelliklerini etkileyen parametreler aşağıdaki gibi sıralanmıştır:

- Maksimum su/çimento oranı
- Minimum çimento miktarı
- Enerji yutma kapasitesi
- Başlağıçtaki basınç dayanımı ve basınç dayanımının zaman içindeki değişimi
- Geçirgenlik
- Su emme özelliği
- Püskürtme beton ve kaya arasındaki tutunma dayanımı ile püskürtme beton tabakaları arasındaki tutunma dayanımı

Yukarıda belirtilen performans parametreleriyle ilgili düzenli olarak ölçüm yapıp veri toplanması önerilmektedir. Bu amaçla kullanılan çimento türü ve miktarı, agrega türü ve miktarı, elek analizi, agrega/çimento oranı, lif türü ve miktarı, su/çimento oranı, çökme değeri ve karışım sıcaklığı gibi verilerin toplanması gereklidir. Püskürtme betonun performans parametrelerinin belirlenmesi amacıyla Karayolları Genel Müdürlüğü'nün (KGM) teknik şartnamesinde atıf yapılan standartlar Çizelge 2.3'te verilmiştir.

Çizelge 2.3 : KGM teknik şartnamesinde atıf yapılan standartlar.

Test	Atıf Yapılan Standart
Püskürtme beton paneli için numune alımı	TS EN 12504-1
Basınç dayanımı ve yoğunluk	TS EN 12390-3
Eğilmede çekme dayanımı	EFNARC 1996
Panel testi (Enerji yutma kapasitesinin belirlenmesi)	EFNARC 1996
Tutunma dayanımı	TS EN 1542
Permeabilite	TS EN 12390-8
Lif içeriği	TS EN 14488-4+A1

2.1.14 Püskürtme beton standart deneyleri ile ilgili literatür

Püskürtme beton kaplamasının kalitesini kontrol edebilmek için yukarıda bahsedilen deneylerin periyodik olarak yapılması zorunludur. Kalite kontrolü, tasarım ve püskürtme beton malzemesinin geliştirilebilmesi ancak bu sayede gerçekleştirilebilir. Özellikle basınç dayanımı, çekme dayanımı, püskürtme beton ile kaya arasındaki tutunma dayanımı, erken dönemli basınç dayanımı ve kiriş ve panel numuneler kullanılarak eğilme dayanımı deneyleri gibi mekanik özellikleri ortaya koyan deneyler mutlaka yapılmalıdır. Bu deneyleri gerçekleştirebilmek için düzgün numunelerin standartlara uygun olarak hazırlanması gerekmektedir.

Püskürtme beton ve kaya arasındaki tutunma dayanımı parametresi püskürtme beton kaplaması ve kayanın birlikte hareket etmesine yardımcı olmaktadır. Gerilmeler tutunma dayanımının az olduğu bölgelerde homojen olarak dağılmamaktadırlar. Malmgren'nin 2005 yılında yaptığı çalışmada tutunma dayanımının az olduğu ya da hiç olmadığı bölgelerde kavlak oluşumunun gözlemlendiğini belirtilmiştir. Dolayısıyla tutunma dayanımı periyodik olarak ölçülerek kırılma zonları takip edilebilir ve modellenebilir. Malmgren'nin çalışmasında aynı zamanda tutunma dayanımının püskürtme betonun artan basınç dayanımı ile arttığı vurgulanmıştır. Kuchta 2002 yılında yaptığı çalışmada püskürtülecek yüzeyin basınçlı su ile temizlendiğinde tutunma dayanımının arttığını göstermiştir. Bilindiği üzere püskürtme betonun bütün mekanik özellikleri zamana bağlı olarak değişim göstermektedir. Seymour 2010 yılında yaptığı çalışmada püskürtme beton ile kaya arasındaki tutunma dayanımının zamana bağlı olarak değişimini ortaya koymuştur. Çalışmada önerilen bağıntı kaya tahkimat etkileşiminin tasarımında zamana bağlı problemlerin çözümünde kullanılabilmektedir. Çünkü tasarımcının püskürtme betonu kazı işlemi

tamamlandıktan sonra ne zaman uygulayacağı sorusunun cevabını bulması gerekmektedir.

Zamana bağlı tasarım için püskürtme betonun erken basınç dayanımının bilinmesi de büyük önem taşımaktadır. NIOSH bu amaçla erken basınç dayanımının belirlenmesi için sahada kullanılabilecek taşınabilir bir cihaz geliştirmiştir. Bu cihaz aynı zamanda altı saatten genç betonlar içinde kullanılabilmektedir (Clark ve diğerleri, 2011).

Tasarımlandırma aşamasında eğilme dayanımı ve tokluk, özellikle tutunma dayanımının ele alınmadığı durumlarda önemli rol oynamaktadır (Barrett ve McCreath, 2011). Eğilme dayanımının belirlenmesi için bazı standart deneyler geliştirilmiştir. Bu tip deneylerde yük – sehim eğrileri elde edilerek sonuca ulaşılmaya çalışılmaktadır. Bu sayede belirli bir sehimin oluşabilmesi için harcanması gereken enerji miktarı tespit edilmiş olmaktadır. Ancak bu deney standartlarında kullanılan boyutlarda farklılıklar bulunmaktadır. Maden galerilerinde püskürtme beton kaplamaları hem boyuna hem yanal yönde hem de çaprazlamasına başka bir deyişle yük uygulama yönüne dik her yönde eğilme etkisine maruz kalmaktadır. Tahkimat koşulları mesnet işlevini yerine getiren kaya saplamaları ile yönlendirilmektedir. Bu da püskürtme beton kaplamasının statik davranışının kiriş numuneler yerine panel numunelerle gerçekçi olarak modellenebileceğini göstermektedir (Arıoğlu, 2008). Benzer şekilde Gupta ve diğerleri 2000 yılında yaptıkları çalışmada, lifli püskürtme betonun tokluğunun araştırılmasında kiriş yerine panel numunelerin kullanılmasının daha mantıklı olduğunu vurgulamışlardır. Bu bulgulardan alınan cesaretle tez çalışmasında panel numunelerin kullanımı tercih edilerek plaka deneylerine tabi tutulmuştur.

Plaka deneyleri için hazırlanan paneller Çayeli Bakır İşletmesi galerilerine püskürtülmesi düşünülen karışımlardan elde edilen panellerdir. Püskürtme beton yıllık tahkimat ve sağlamlaştırma masrafları içerisinde büyük bir yer tutmaktadır. Bunun optimizasyonu için, kullanılması düşünülenler arasında en iyi performansa sahip püskürtme beton karışımının bulunması için bir seri arazi ve laboratuvar çalışması planlanmıştır. Bizzat bu işletmede bu konuda uzman görevli ve mühendislerin himayesinde karışımlar oluşturulmuş ve paneller hazırlanarak İTÜ Maden Fakültesi laboratuvarlarına test edilmek üzere gönderilmiştir. Çeşitli miktarlarda çelik ve polipropilen fiber eklenmiş ya da içerik miktarları farklı fiberlerle donatılmış ve hiçbir

fiber içermeyen 32 adet panel hazırlanmıştır. Bu paneller, laboratuvar olanakları çerçevesinde İTÜ İnşaat Fakültesi Yapı Malzemeleri laboratuvarlarında bulunan ve ilgili standarda uyan deneylerin gerçekleştirilebildiği, yükleme yönündeki anlık yer değiştirmeleri ve yük değerlerini okuyup kaydeden bir yazılıma sahip test cihazıyla yapılmıştır.

Sonuçlar değerlendirildiğinde karışım içerisinde fiber miktarı arttıkça panellerin kırılmalardan sünekliğe doğru bir davranış değişikliği yaşadığı enerji yutma kapasitelerinin arttığı söylenebilmektedir. Ancak burada belirtilmelidir ki fiber miktarının artışı sınırsız olamaz belli bir orana kadar artırılabilir. Bu davranış değişikliğinin kırılma öncesi ve sonrası olarak ikiye ayrılması gerekmektedir. Mevcut analiz yöntemlerinde her ne kadar çok az bir alan kaplasa da (toplam enerji yutma kapasitesine çok fazla bir katkısı olmasa da) kırılma öncesi enerji miktarları ile kırılma sonrası değerler aynı kefeye koyularak değerlendirme yapılmaktadır. İşte bu yüzden bu çalışmada kırılma sonrası enerji yutma miktarları ayrıca hesaplanmış ve bunun mükemmel süneklik içerisindeki oranını ifade eden bir süneklik indeksi ile tanımlanmasının daha doğru bir yaklaşım olacağı düşünülmüştür. Bu nedenle plaka deneyleri aşağıdaki bölümlerde anlatıldığı üzere deneylerin yapılması, yük-yerdeğiştirme eğrilerinin oluşturulması, anlık kaydedilen yük yerdeğiştirme eğrilerinin Excel de işlenerek hem grafiklerinin çizilmesi hem de kırılma öncesi ve sonrası yukarıda bahsedilen tüm parametrelerin ve enerji yutma kapasitelerinin belirlenmesi mümkün olmuştur. Mükemmel süneklik, teorik olarak, malzeme biliminde, kırılma sonrasında çok az azalma ya da artma dışında herhangi bir yük kaybı olmadan kırılma anındaki kadar yük taşıyabilme kapasitesine devam edebilme özelliği olarak tanımlanmaktadır. Bu düşünceden hareketle oluşturulan paneller test edildiğinde oluşan kırılma sonrası enerji yutma kapasitesinin mükemmel sünekliğin kapladığı enerji yutma kapasitesi içerisindeki yeri bir süneklik indeksi ile tanımlanmış ve panel testleri aşağıdaki bölümlerde anlatıldığı üzere bu süneklik indeksi kapsamında değerlendirilmiştir. Buradan da anlaşılacağı üzere süneklik indeksi 0 ile 1 arasında değişen bir değer olmakla beraber, 1'e yaklaşan bir süneklik derecesine sahip püskürtme beton panellerinin daha iyi enerji yutma kapasitesine sahip olduğu anlaşılmaktadır.

2.2 Plaka Deneyi'nin Önerilen Süneklik İndeksi Açısından Değerlendirmesi

Püskürtme beton uygulamalı olarak madencilik ve inşaat mühendisliğinde son bir kaç on yıldır kullanılmaktadır (Momayez et al., 2002; Singh and Basu, 2001; Melbye et al., 1994; Schütz et al., 2011; Graziani et al., 2005). Bir çok yeraltı ve yer üstü yapısında kaya yüzeylerini kaplamak ve metro, atıksu ve boru hattı tünelleri ile maden galerilerini güçlendirmek için kullanılmaktadır. Eğimli yol, temeller (Ramamurthy, 2010), güzel sanatlardaki mimari işler ve mimari yapıların tamirinde (Rutenbeck, 1999; Ampey, 2011) de püskürtme betonun diğer uygulama alanlarıdır.

Püskürtme beton karışımının kalitesi yukarıda bahsedilen yapıların duraylılığını belirlemektedir. Püskürtme betonun kalitesi dayanımı ile de ifade edilebilmekte ve performansını etkilemekte, güvenli çalışma koşullarının sağlanması açısından belirleyici bir etken olmaktadır. Püskürtme betonun dayanımının değerlendirilmesinde bir önceki başlıkta anlatılan standart deneylerin gerçekleştirilmesi gerekmektedir. Bu deneyler arasında yuvarlak plaka testi (ASTM C1550-12a, 2012) ve kare plaka testi (BS EN 14488 – 5, 2006; EFNARC, 1996) eğilme tokluğunun ve yük – sehim davranışının belirlenmesi açısından tez çalışmasıyla yakından ilgilidir. Eğilme tokluğu ve yük – sehim davranışı yuvarlak ve kare plaka numunelerinin enerji yutma seviyeleri ile ilişkilendirilmiştir. Yeraltı tünellerinde püskürtme beton, kaya civataları ile birlikte kullanıldığında eğilme, kesme, çekme gerilmeleri ile zımbalama etkisi ile kırıya ya da plaka şeklinde, bazende kaya ile püskürtme beton arasındaki yapışma dayanımındaki farklılıklara göre kırılmaktadır. Bundan dolayı karışımın, enerji yutma kapasitesi ile dolaylı olarak ilişkisi bulunan püskürtme beton dayanımı üzerinde etkisi bulunmaktadır.

Temel püskürtme beton bileşenleri çimento, ince agrega, ve sudur. Aynı zamanda hızlandırıcı, akışkanlaştırıcı gibi bazı katkı maddeleri de dayanım parametrelerini düzenlemek ve püskürtme betonun kolay uygulanmasını sağlamak amacıyla temel karışıma eklenmektedir. Püskürtme betonun enerji yutma kapasitesini bir diğer deyişle yük taşıma kapasitesini artırmak amacıyla çelik hasır, çelik lif, polipropilen lif ve sentetik lifler de içine katılabilmektedir. Araştırmacılar püskürtme betonun dayanımının lif içeriği ve çelik hasır kullanımıyla nasıl değiştiğini araştırmışlardır (Cengiz and Turanlı, 2004). Aynı zamanda püskürtme beton için erken dayanımın değerlendirilmesi (Ding and Kusterle, 1999; Bernard, 2008), kırılma sonrası

davranışının (Saw et al., 2013) belirlenmesi, polipropilen liflerin yuvarlak plaka numunelerinde kullanımı (Decker et al., 2012), püskürtme betonda zamana bağlı deformasyonun tespiti (Bernard, 2010), kesme dayanımında boyut etkisi (Bernard, 2011), uygun fiber tipi uzunluğunun seçimi (Jovicic et al., 2009) gibi konularda çalışmalar yapılmıştır. Püskürtme betonun kapasitesinin belirlenmesi için zamana bağlı püskürtme beton davranışının doğrusal olmayan numerik analiz çalışmaları gerçekleştirilmiştir (Hisatake, 2003). Bu amaçla püskürtme beton ile düz beton arasındaki farklar araştırılmıştır (Leung et al., 2005). Diğer bir çalışmada ise kiriş eğilme deneyleri püskürtme betonun performansının belirlenmesi için kullanılmıştır (Malmgren, 2007). Püskürtme betonla ilgili önceki yapılmış çalışmaların bir kısmı plaka testlerindeki enerji yutma kapasitesi ile ifade edilebilen püskürtme betonun taşıma kapasitesinin arttırılmasına yönelik olmuştur. Bu testlerde yük –sehim eğrilerinin altında kalan alanlar değerlendirilmektedir. Sehimin 25 mm olduğu ve kırılma öncesi ve sonrasını kapsayan enerji miktarları püskürtme betonun tokluk sınıfını belirlemede kullanılmaktadır. Numunenin uygulanan yük altında kırılma öncesi ve kırılma sonrası davranışı birbirinden çok farklılık göstermektedir. Malzemenin rijitliği kırılma öncesi davranışta etkin olmaktadır. Hâlbuki kırılma sonrası davranışta malzemenin kırılğanlığı ve sünekliği etken parameter olarak karşımıza çıkmaktadır. Bu nedenle kırılma öncesi ve kırılma sonrası davranışın ancak farklı değerlendirme metotları ile açıklanması mümkündür. Bu tez çalışmasında lifsiz ve lifli püskürtme betonda gerçekleştirilen plaka eğilme deneylerinin sonuçları yeni bir bakış açısıyla değerlendirilmiştir. Kırılma sonrasındaki yük – sehim eğrisinin altında kalan alan ve farazi olarak oluşturulan mükemmel (ideal) süneklik alanları kullanılarak bir süneklik indeksi geliştirilmiştir. Bu indeks püskürtme betonun kırılma sonrası davranışının karakterize edilmesinde bir gösterge olmaktadır. Bu indeksin anlaşılmasına yardımcı olmak amacıyla doğrusal yük – sehim eğrileri kullanılarak etkin parametrelerin hesaplanabilmesi için bir metodoloji oluşturulmuştur. Deney sonuçları göstermiştir ki önerilen süneklik indeksi püskürtme beton uygulayıcılarına püskürtme betonun kapasitesinin ölçülmesinde alternatif bir metot sunmaktadır. Enerji yutma miktarları ile süneklik indeksi arasında ilişki olduğundan, indeks aynı zamanda EFNARC tarafından önerilen enerji yutma sınıfları ile de ilişkilendirilmiştir (EFNARC, 1996).

2.2.1 Metodoloji

Panel testlerinde elde edilen anlık yük ve sehim veri çiftleri, yük – sehim eğrileri altındaki alanları bulmak için kullanılmaktadır. Eğrinin altında kalan kümülatif alan malzemenin enerji yutma seviyesini göstermektedir. Bu seviye püskürtme beton panellerinin kapasitelerini sınıflandırmak için kullanılmaktadır. Ancak püskürtme betonun kırılma sonrası davranışını kırılmalık veya süneklikle ifade etmek daha gerçekçi bir yoldur. Çünkü püskürtme beton panelleri kırılma sonrası ve öncesinde farklı davranışlar sergilemektedirler. Bu yüzden kırılma öncesindeki yük – sehim eğrisi altında kalan alan, kırılma sonrası aynı eğri altında kalan alandan farklı değerlendirilmelidir. Püskürtme beton panellerinden elde edilen yük – sehim eğrilerindeki karakteristik çeşitliliğini görebilmek için basit yük sehim doğruları ile bir hipotez oluşturulmuştur. Artan değişimlerin, yük ve/veya sehim değerlerindeki etkisi kırılma sonrası durumdaki eğrinin belirli alanları kullanılarak önerilen süneklik indeksi ile değerlendirilmiştir.

Tokluk bir malzemenin plastik deformasyonla narinliğini (softness) ve kırılmalık arasındaki enerji yutma özelliğini göstermektedir (Dictionary of Engineering, 2003). Bir diğer tanımla bir malzemenin yenilerek ayrılma noktasına kadar deforme olabilmesi için harcanan enerjidir (AGI Dictionary of Mining, 2003). Katı malzemeler için tokluk, bir malzemenin kırılmadan önce plastik bölgede deforme olabilmesi için yutması gereken enerjiyi ifade eder. Süneklik ise bir malzemenin kırılma bile aynı yükü taşımaya devam ederek deformasyona devam edilmesine izin verme özelliğidir. Bunun tersi olarak kırılmalık malzemenin kırıldıktan sonra beklenen bir deformasyon olmadan kırılma eğilimidir (Cardarelli, 2008). Kırılmalık ayrıca kırıldıktan sonra yük taşıyamayarak ve çok az deformasyon göstererek ya da hiç göstermeden çatlak oluşumuna meyil etmesi olarak da tanımlanmaktadır (AGI Dictionary of Mining, 2003).

Konu kaya mekaniği olduğunda kaya mekaniği bilim dalında gevrek kırılma, sonrasında çok az veya hiç plastik deformasyon olmayan ani dayanım kaybı olarak ifade edilmektedir (Brady ve Brown, 2007). Genellikle bu literatürde gerilme narinliği (strain softening) ile bağdaştırılmaktadır. Tam tersine sünek kırılma ise kayanın yük taşıma kapasitesini kaybetmeden deformasyona devam edebilmesidir. Bu durum da gerilme sıkılaştırması (strain hardening) ile bağdaştırılmaktadır. Harrison ve Hudson'ın 1997'de ifade ettikleri gibi kırılmalık silindirik kaya numunelerinin tek eksenli basınç

altındaki gerilme – deformasyon eğrileri ile değerlendirilebilir. Yükleme devam ederken numunenin maksimum basınç gerilmesine ulaştıktan sonra deformasyonun hızla devam etmesine karşın gerilmenin sabit kalması ya da az miktarda artıp azalması kayacın sünek olduğunu göstermektedir. Bunun aksine deformasyonun çok az değişmesine rağmen gerilme hızla azaldıysa bu durumda malzemenin kırılgan olduğu söylenebilir. Kırılganlık araştırmacılar tarafından kırılma sonrasında gerilme – deformasyon eğrisinin strain hardening ve strain softening arasındaki değişimi ile ifade edilmektedir.

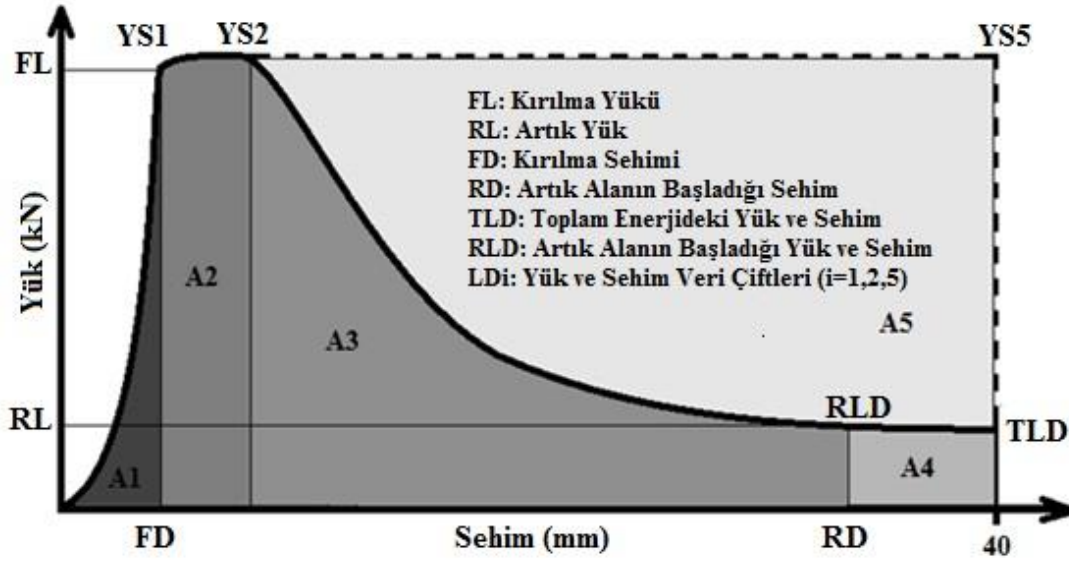
Bir yapı malzemesi olarak lif veya benzeri bir malzeme ile güçlendirilmemiş püskürtme beton kırılgan kaya malzemesi ile benzer davranışı göstermektedir. Kırılma sonrası kapasitelerini arttırması için araştırmacılar püskürtme betona lif ekleyerek hem kırılganlığını sünekliğe çevirmeye çalışmışlar ve dolayısıyla enerji yutma miktarını daha iyi düzeye çekmeye çalışmışlardır. Hoek ve diğerleri 1995'te püskürtme beton karışımına eklenen liflerin temel rolünün sünekliği arttırmak olduğunu vurgulamışlardır. Hatta püskürtme betonda lif kullanımı sünekliğin artmasında o kadar etkilidir ki püskürtme beton kalınlığının azaltılmasıyla kaybedilen enerji yutma kapasitesi, lif kullanımındaki değişiklikler ile karşılanabilmektedir (Tyler ve Celements, 2004).

Püskürtme beton panellerinin enerji yutma kapasitelerinin daha iyi bir şekilde belirlenebilmesi için iki temel soruyu cevaplamak gerekmektedir:

- Belirli bir karışıma sahip püskürtme beton panelin maksimum taşıma kapasitesi nedir? Bu sorunun cevabı uygulayıcılara belirli aralıklarla kaya saplaması kullanarak püskürtme betonu sabitlediklerinde kırılma öncesi püskürtme betonun ne kadar yük taşıyabileceğini bilmelerini sağlayacaktır.
- Püskürtme beton karışımın kırılma sonrası davranışı nasıldır, yani püskürtme beton ne kadar enerji yutmakta, ne kadar sünek davranmaktadır? Bu sayede uygulayıcılar püskürtme betonun tamamen kullanım dışı kalana kadar ne kadar enerji yutacağını öğreneceklerdir.

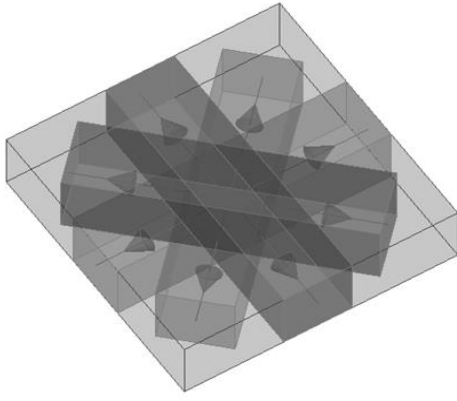
İlk sorunun cevabı için panel testleri sırasında Şekil 2.5'te hipotetik olarak gösterilen kırılma yükünün (FL) ve kırılma anındaki sehimin (FD) belirlenmesi gereklidir. İkinci sorunun cevaplanabilmesi için püskürtme beton panel testi sırasında kırılma sonrasındaki enerji yutma seviyelerinin (A2, A3 ve A4 kümülatif alanlarının) tespit

edilmesi gerekmektedir. Bu iki sorunun cevabının birlikte değerlendirilmesi önem taşımaktadır.



Şekil 2.5 : Lifle güçlendirilmiş püskürtme betonda uygulanan panel testindeki yük – sehim davranışının hipotetik sunumu.

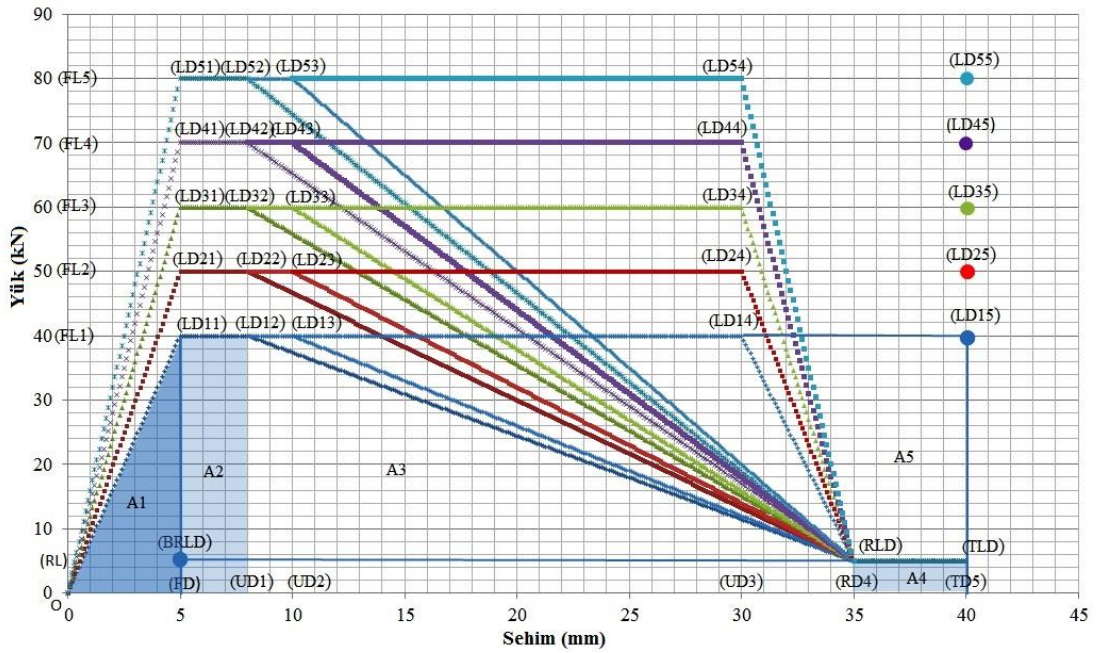
Konuyu tartışmadan önce panel testinin kısaca gözden geçirilmesi faydalı olacaktır. Bilimsel alanda iki tür panel testi yaygınca uygulanmaktadır (ASTM C1550, 2012; EFNARC 1996). İlk türde tokluk indeksi ve artık tokluk faktörü kiriş eğilme testlerinden (ASTM C1018, 2006) elde edilirken, ikinci panel testi türünde ise tokluk sınıfı yuvarlak panel (RMS T373, 2012) ve/veya kiriş eğilme testi ile elde edilmektedir (RMS T374, 2012). Üç noktadan yükleme yapılan kiriş eğilme testlerinde sadece yüklemeye dik olan bir eksenindeki davranış yük – sehim eğrileri çizdirilerek ortaya konabilmektedir. Gerçekleştirilen panel testinde ise Şekil 2.6’da görüldüğü gibi yüklemeye dik olan her yöndeki (boylamsal, çapraz ve yanal) davranış yüklenme etkisi olduğu saptanmıştır.



Şekil 2.6 : Panel testi ve kiriş eğilme testinin yükleme koşulları açısından yapısal farklılıkları.

2.2.2 Hipotez

Daha kolay anlaşılabilmesi için basit yük-sehim doğruları ile oluşturulmuş ve Şekil 2.7’de sunulan kuramsal panel testi çıktısını değerlendirmek yararlı olacaktır. Yük ve sehim değerleri, her bir durumda yükler tepe noktalarına (LD11, LD21, LD31, LD41 ve LD51) ulaşana kadar doğrusal olarak arttığı kabul edilmektedir.



Şekil 2.7 : Kuramsal yük – sehim doğruları.

Bu noktadaki yük ve sehim değerlerinin sırasıyla kırılma yükü için (FL1, FL2, FL3, FL4 ve FL5) ve kırılma anındaki sehim için aynı (FD) olduğu varsayılmıştır. Kırılma sonrasında panel numune içerisindeki lif miktarına ve lifin betona tutunma kapasitesine bağlı olarak yük taşımaya devam etmektedir. Panel daha esnek hale

gelerek yük taşıma kapasitesini kaybetmeden ve liflerin çekme modülüne bağlı olarak bir süre daha sehim yapmaya devam etmektedir. Kaufmann ve diğerlerinin 2013 yılında yaptığı çalışma göstermiştir ki liflerin yönleri kırılma yüzeyine dik oldukça panellerin enerji yutma kapasiteleri de bir o kadar artmaktadır.

Bu davranış kırılma yükünün bir süre daha aynı seviyede kaldığı ve nihai kırılma yüküne aralık boyunca devam eden geçici sünek davranış olarak tanımlanabilir (Cengiz ve Turanlı, 2004). Lok ve Xiao 1999’da fiberlerin geometrik boyutlarındaki artışın sünekliğin artmasında olumlu etkisi olduğunu belirtmiştir. Sünek davranış süresince yükteki az miktardaki artış ve azalış devam eder, sehim kırılma öncesinde oluşan sehime kıyasla çok daha fazla hale gelmektedir.

Şekil 2.7’de gösterilen kuramsal yük – sehim doğrularında beş farklı kırılma yüküne (FL1 = 40 kN, FL2 = 50 kN, FL3 = 60 kN, FL4 = 70 kN ve FL5 = 80 kN) sahip püskürtme betona ait davranış verilmiştir. Bunun yanında dört adet sehim değeri (FD = 5 mm, UD1 = 8 mm, UD2 = 10 mm ve UD3 = 30 mm) bulunmaktadır. Artık yük seviyesi (RL = 5 kN) olarak kabul edilmiştir. Artık alanın başlagıcındaki sehim (RD4 = 35 mm) ve toplam sehim (TD5 = 40 mm) öngörülmüştür. Bu noktalar Şekil 2.7’de RLD ve TLD olarak isimlendirilmiştir. Kırılma yükleri ve bu yüklere karşılık gelen sehimlerin oluşturduğu matris Çizelge 2.5’te sunulmuştur.

Çizelge 2.4 : Yük ve sehim matrisi.

	O	FD	UD1	UD2	UD3	RD4	TD5
O	0	5	8	10	30	35	40
RL	5	BRLD				RLD	TLD
FL1	40	LD11	LD12	LD13	LD14		LD15
FL2	50	LD21	LD22	LD23	LD24		LD25
FL3	60	LD31	LD32	LD33	LD34		LD35
FL4	70	LD41	LD42	LD43	LD44		LD45
FL5	80	LD51	LD52	LD53	LD54		LD55

Lifle güçlendirilmiş püskürtme beton panellerinin enerji yutma kapasitesi yük sehim doğrularının altında kalan alan ile değerlendirilebilir. En düşük enerji yutma kapasitesine sahip püskürtme beton malzemesinin “O-LD11-LD12-RLD-TLD-TD5-O” noktalarıyla çevrelenmiş alana sahip olduğu Şekil 2.7’de gözükmemektedir. En yüksek enerji yutma kapasitesine sahip malzemeyi ifade eden alan ise “O-LD51-LD54-RLD-TLD-TD5-0” noktalarıyla sınırlandırılmıştır. Püskürtme beton uygulayıcıları en çok enerji yutma özelliği gösteren püskürtme betonları tercih

nedenle kırılma sonrasında süneklik kavramını gerçekçi olarak temsil edememektedirler. Süneklik Harrison ve Hudson'ın 1997'de belirttikleri gibi kırılma sonrası davranışla tanımlanmalıdır. Dolayısıyla bu parametrenin kırılma öncesi ve sonrası toplam enerji ile değil, kırılma sonrası enerji yutma özelliği ile belirlenmesi gerekmektedir.

Kırılma sonrasında lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun sünekliğini belirleyebilmek için yük – sehim eğrilerinden enerji yutma miktarının elde edilmesi yerine bir indeksin kullanılması daha iyi bir yöntem olacaktır. Önerilen süneklik indeksi (DI) yük – sehim eğrisi altında kalan $A2 + A3 + A4$ alanının (PFTA), kuramsal olan ve mükemmel sünek davranışı temsil eden $A2 + A3 + A4 + A5$ alanına (PDA) oranı olarak sayısallaştırılmış ve Eşitlik 2.2' de gösterilmiştir.

$$DI = \frac{PFTA}{PDA} \quad (2.2)$$

Mükemmel süneklik gösteren alanlar Şekil 2.7'deki “LD11-LD15”, “LD21-LD25”, “LD31-LD35”, “LD41-LD45”, ve “LD51-LD55” doğrularının altında kalan alanlar olarak kabul edilmektedir. Bu kuramsal doğrular kırılma noktasından 40 mm olan sınır noktasına kadar çizilmiş doğrulardır. Teorik olarak ideal (mükemmel) bir püskürtme beton karışımı ve optimum lif içeriği ve özelliği sağlanırsa bu doğru 40 mm sehime kadar devam edebilir. Bu doğrunun bir kökeni de nihahi kırılma yükü (ultimate load) olarak literatürde (Cengiz ve Turanlı, 2004) geçmektedir.

Bu durumda indeks değerinin 0 ile 1 arasında değişmesi gerekir. İndeks değeri 1'e yaklaştıkça püskürtme beton daha sünek olmaktadır. İndeks değerinin 1'e yaklaşması lif uzunluğu ve çapının artmasıyla sağlanabilmektedir (Lok ve Xiao, 1999). Bu olgu silindirik numuneler üzerinde çalışılmıştır (Thomas ve Ramaswamy, 2007). Araştırmacılar betona eklenen lifin hacmi, kalınlığı (çapı) ve uzunluğu arttıkça kırılma sonrasında yükün çok az azaldığını ve bu davranışın mükemmel sünek davranışa yaklaştığını ortaya koymuşlardır. Önerilen yeni indeks, püskürtme beton malzemesinin süneklik seviyesini mükemmel sünek davranış olgusu içerisinde kendi kırılma yükü sınıfına bağlı olarak ortaya koymaktadır.

Süneklik indisini hesaplamak için Şekil 2.7 kullanıldığında örneğin “O-LD11-LD12-RLD-TLD-TD5-0” noktalarıyla çevrelenmiş alanı hesaplamak için aşağıdaki işlemler yapılmalıdır:

1. Önerilen süneklik indeksi hesaplanırken O-LD11-FD ile sınırlanan ve kırılma öncesi enerjiyi belirten alan hesaba katılmamaktadır. Çünkü indeks kırılma sonrası alanı dikkate almaktadır.
2. A2 ile ifade edilen kırılmanın başladığı ve nihai kırılma yüküne kadar devam ettiği alan FD-LD11-LD12-UD1-FD noktaları ile sınırlandırılmıştır. Kuramsal olarak öngörülen bu dikdörtgenin yüksekliği ($O-FL = UD1-LD1 = 40 \text{ kN}$), kırılma yükü genişliği ise bu alanda oluşan sehim ($LD12-LD11 = UD1-FD = 3 \text{ mm}$) ifade eder.
3. Yamuk şeklindeki (trapezoidal) yük ve sehim alanı UD1-LD12-RLD-RD4-UD1 noktaları arasında kalan alan olarak tanımlanmıştır. Bu alan Şekil 2.5’teki A3 alanı ile belirtilmiştir. Şekil 2.7’den de görüleceği gibi bu alanın alt ve üst tabanı sırasıyla, kırılma yükü ($O-FL1 = UD1-LD12 = 40 \text{ kN}$) ve artık alanın başladığı yük ($O-RL = RD4-RLD = 5 \text{ kN}$) ile ifade edilmektedir. Trapezoidal alanın yükseliği ise ($RD4-UD1$) bu alan içerisinde sehimdeki değişiklik olmaktadır.
4. Artık alan kuramsal RD4-RLD-TLD-TD5-RD4 alan ile ifade edilmektedir. Bu alanın yükseliği artık alanın başladığı yük ($O-RL = RD4-RLD = TD5-TLD = 5 \text{ kN}$) ve genişliği ise bu alandaki sehim farkıdır ($TLD-RLD = TD5-RD4 = 5 \text{ mm}$).

Süneklik indeksinin hesaplanmasında 2., 3., ve 4. adımlar önemlidir. Bütün bu tanımlamalar çerçevesinde süneklik indeksi $A2+A3+A4$ (FD-LD11-LD12-RLD-TLD-TD5-FD) alanının mükemmel süneklik gösteren $A2+A3+A4+A5$ (FD-LD11-LD15-TD5-FD) ile çerçevelenen alana oranı olarak ifade edilmektedir.

Çizelge 2.5’te verilen matrise ve Şekil 2.7’te gösterilen noktalara göre yük-sehim çiftleriyle belirlenen alanlar, Çizelge 2.6 ve Çizelge 2.7’de sunulmuştur. Bu alanlar kullanılarak elde edilen süneklik indeks değerleri Çizelge 2.5’te verilmiştir. Çizelge 2.5, Çizelge 2.6 ve Şekil 2.7’den çıkarılan önemli sonuçlar aşağıdaki gibidir:

- Eğer kırılma yükü düşükse ( rneğin 40 kN) ve kırılmadan sonra nihai kırılma yüküne kadar aralık $FD-UD1 = 5-8$ mm'den $FD-UD3 = 5-30$ mm'ye arttırılırsa, süneklik indeksi 0,53'den 0,81'e kadar yükselebilmektedir. Bu durum uygulayıcılara kırılmadan sonra nihai yüke ulaşılana kadar oluşan sehimin ne kadar yükselirse süneklik indeksinin 1 değerine yaklaşacağını gösterir. Daha önceden de belirtildiği gibi 1'e ne kadar yaklaşılırsa enerji yutma kapasitesi de bir o kadar yükselecektir.
- Yük – sehim eğrileri altında kalan kırılma sonrası alanların hesaplanmasında sehimlerdeki değişim yüklerdeki değişimden çok daha etkin bir rol oynamaktadır. Bunun nedeni, liflerin esneyip s nme davranışı sergilerken yükteki azalma hızının sehimdeki artış hızından çok daha düşük olmasıdır.

Çizelge 2.5 : Şekil 2.7 için örnek hesaplamalar.

Fazlar	Kırılma Yükü Seviyesi	Kırılma Öncesi Alanı		Nihai Yük Seviyesi Alanı		Trapezoidal Alan		Artık Alan		Kırılma Sonrası Alanı		Mükemmel Sünek Alan		Süneklik İndeksi	
No	LR	DR1	A1	DR2	A2	DR3	A3	DR4	A4	PFDR	PFTA	PDDR	PDA	DIC	DI
1				5-8	120	8-35	607,5				752,5			DI1	0,53
2	0-40	0-5	100	5-10	200	10-35	562,5				787,5		1400	DI2	0,56
3				5-30	1000	30-35	112,5				1137,5			DI3	0,81
4				5-8	150	8-35	742,5				917,5			DI4	0,52
5	0-50	0-5	125	5-10	250	10-35	687,5				962,5		1750	DI5	0,55
6				5-30	1250	30-35	137,5				1412,5			DI6	0,80
7				5-8	180	8-35	877,5				1082,5			DI7	0,51
8	0-60	0-5	150	5-10	300	10-35	812,5	35-40	25	5-40	1137,5	5-40	2100	DI8	0,54
9				5-30	1500	30-35	162,5				1687,5			DI9	0,80
10				5-8	210	8-35	1012,5				1247,5			DI10	0,50
11	0-70	0-5	175	5-10	350	10-35	937,5				1312,5		2450	DI11	0,53
12				5-30	1750	30-35	187,5				1962,5			DI12	0,80
13				5-8	240	8-35	1147,5				1412,5			DI13	0,50
14	0-80	0-5	200	5-10	400	10-35	1062,5				1487,5		2800	DI14	0,53
15				5-30	2000	30-35	212,5				2237,5			DI15	0,79

LR = Yük Aralığı, DR1 = A1 alanını belirlemede kullanılan sehim aralığı, A1 = Kırılma öncesi alan, DR2 = A2 alanını belirlemek için kullanılan sehim aralığı, A2 = Kırılmadan sonra nihai kırılma yükü seviyesine kadar olan alan, DR3 = A3 alanını belirlemek için kullanılan sehim aralığı, A3 = Trapezoidal alan, DR4 = A4 alanını belirlemek için kullanılan sehim aralığı, A4 = Artık alan, PFDR = Kırılma sonrası sehim aralığı, PFTA = Kırılma sonrası toplam alan (A2 + A3 + A4), PDDR = Mükemmel süneklik alanındaki sehim aralığı, PDA = Mükemmel süneklik alanı (A2+A3+A4+A5), DI = Süneklik indeksi (PFTA/PDA), DIC = DI kodları.

Çizelge 2.6 : Trapezoidal alanların hesaplanması.

Eleman	A1	A2	A3	A4	PFTA	PDA
O-LD11-LD12-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 40 + 40 }{2} \times (8 - 5)$	$\frac{ 40 + 5 }{2} \times (35 - 8)$			
O-LD11-LD13-RDL-TLD-TD5-O	$\frac{ 40 + 0 }{2} \times (5 - 0)$	$\frac{ 40 + 40 }{2} \times (10 - 5)$	$\frac{ 40 + 5 }{2} \times (35 - 10)$			$\frac{ 40 + 40 }{2} \times (40 - 5)$
O-LD11-LD14-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 40 + 40 }{2} \times (30 - 5)$	$\frac{ 40 + 5 }{2} \times (35 - 30)$			
O-LD21-LD22-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 50 + 50 }{2} \times (8 - 5)$	$\frac{ 50 + 5 }{2} \times (35 - 8)$			
O-LD21-LD23-RDL-TLD-TD5-O	$\frac{ 50 + 0 }{2} \times (5 - 0)$	$\frac{ 50 + 50 }{2} \times (10 - 5)$	$\frac{ 50 + 5 }{2} \times (35 - 10)$			$\frac{ 50 + 50 }{2} \times (40 - 5)$
O-LD21-LD24-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 50 + 50 }{2} \times (30 - 5)$	$\frac{ 50 + 5 }{2} \times (35 - 30)$			
O-LD31-LD32-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 60 + 60 }{2} \times (8 - 5)$	$\frac{ 60 + 5 }{2} \times (35 - 8)$			
O-LD31-LD33-RDL-TLD-TD5-O	$\frac{ 60 + 0 }{2} \times (5 - 0)$	$\frac{ 60 + 60 }{2} \times (10 - 5)$	$\frac{ 60 + 5 }{2} \times (35 - 10)$	$\frac{ 5 + 5 }{2} \times (40 - 35)$	A2+A3+A4	$\frac{60 + 60}{2} \times (40 - 5)$
O-LD31-LD34-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 60 + 60 }{2} \times (30 - 5)$	$\frac{ 60 + 5 }{2} \times (35 - 30)$			
O-LD41-LD42-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 70 + 70 }{2} \times (8 - 5)$	$\frac{ 70 + 5 }{2} \times (35 - 8)$			
O-LD41-LD43-RDL-TLD-TD5-O	$\frac{ 70 + 0 }{2} \times (5 - 0)$	$\frac{ 70 + 70 }{2} \times (10 - 5)$	$\frac{ 70 + 5 }{2} \times (35 - 10)$			$\frac{ 70 + 70 }{2} \times (40 - 5)$
O-LD41-LD44-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 70 + 70 }{2} \times (30 - 5)$	$\frac{ 70 + 5 }{2} \times (35 - 30)$			
O-LD51-LD52-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 80 + 80 }{2} \times (8 - 5)$	$\frac{ 80 + 5 }{2} \times (35 - 8)$			
O-LD51-LD53-RDL-TLD-TD5-O	$\frac{ 80 + 0 }{2} \times (5 - 0)$	$\frac{ 80 + 80 }{2} \times (10 - 5)$	$\frac{ 80 + 5 }{2} \times (35 - 10)$			$\frac{ 80 + 50 }{2} \times (40 - 5)$
O-LD51-L54-RDL-TLD-TD5-O		$\frac{ 80 + 80 }{2} \times (30 - 5)$	$\frac{ 80 + 5 }{2} \times (35 - 30)$			

Araştırılması gereken bir diğer soru da kırılma yüküyle nihai kırılma yükü arasında kalan bölgede sehim miktarının nasıl arttırılacağıdır. Çünkü bu alanın süneklik indeksi üzerinde önemli etkisi bulunmaktadır. Bu ancak püskürtme betona uygun miktarda çelik, polipropilen veya karbon fiber eklemekle mümkün olmaktadır. Sonuçlar püskürtme betonun lif içeriğinin süneklik indeksi değerleri üzerinde çok etkili olduğunu göstermiştir. Aynı zamanda indeks, kırılma sonrası enerji yutma kapasitelerinin kıyaslanabilmesini sağladığı için uygulayıcılara seçmeleri gereken lif türünü de belirlemelerinde yardımcı olacaktır.

2.2.3 Deneyler

Çayeli Bakır İşletmeleri’nde zayıf ve çok zayıf olarak sınıflandırılabilen kaya kütle ortamlarında galerilerde uygulanan püskürtme betonun performansının belirlenmesi için çok sayıda deney gerçekleştirilmiştir. Kaya yüzeyine püskürtülen beton Çizelge 2.8’de de görüldüğü üzere değişik miktarlarda ve türlerde lif içermektedir. Ayrıca Çizelge 2.8’de püskürtme beton karışımlarının bazı özellikleri de verilmiştir.

Çizelge 2.7 : Deneyleri yapılan püskürtme beton karışımlarının özellikleri

FT	W	FA	Sl	CA	UCSCb	UCSCy	FT	W	FA	Sl	CA	UCSCb	UCSCy
Çelik	150	40	24	1	NA	12,35	PP21	130	5	22	1	NA	6,08
				3	20,19	13,06					3	22,16	9,49
				7	29,27	24,64					7	30,31	13,22
				28	44,31	36,90					28	41,13	19,10
Çelik	120	40	NA	1	NA	9,55	PP22	150	7	13.5	1	NA	NA
				3	25,50	11,20					3	29,90	NA
				7	27,97	11,54					7	33,10	NA
				28	34,08	18,53					28	41,13	NA
PP11	150	1.1	17	1	NA	10,43	PP23	150	7	20.5	1	NA	11,19
				3	11,82	9,25					3	27,79	14,46
				7	34,22	14,78					7	30,20	19,25
				28	35,70	23,53					28	38,62	19,67
PP12	130	4	NA	1	NA	NA	PP24	130	4	21.5	1	NA	9,75
				3	30,78	NA					3	24,04	14,73
				7	32,06	NA					7	31,49	17,20
				28	37,81	NA					28	37,83	24,54
PS	120	0	23	1	NA	8,86	PP31	130	5	22	1	NA	2,85
				3	20,21	10,09					3	25,24	7,87
				7	28,32	15,18					7	34,50	10,95
				28	23,07	11,24					28	36,89	13,99

FT= Lif türü, W= Su (kg), FA = Lif içeriği (kg), Sl = Slump (cm), CA = Kür süresi (days), UCS = Tek eksenli basınç dayanımı, UCSCb= UCS küp (MPa), UCSCy = UCS silindir (MPa), PP = polipropilen, PP11 = PP lif 1 (1.1 kg), PP12 = PP lif 1 (4 kg), PP21 = PP lif 2 (5 kg), PP22 = PP lif 2 (7 kg - slump = 13.5 cm), PP23 = PP lif 2 (7 kg - slump = 20.5 cm), PP24 = PP lif 2 (4 kg), PP31 = PP lif 3, PS = Düz püskürtme beton, NA = Veri yok

Galerilere püskürtülen lif içeren ve içermeyen betonlardan panel numuneler alınmış ve enerji yutma kapasitelerinin ve kırılma davranışlarının belirlenebilmesi için test edilmiştir. Püskürtme betonda homojen numune almada güçlük yaşandığı için bir

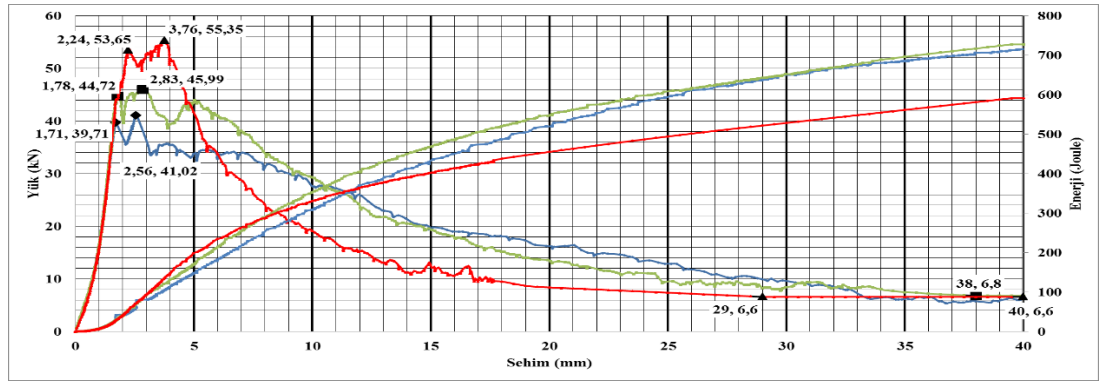
önceki cümlede belirtilen parametrelerin aralıklarının belirlenebilmesi için her bir karışımdan en az iki örnek alınmıştır. Panel testleri sırasında eş zamanlı olarak yük ve sehim ölçümü yapılmış ve her biri ölçüm anında yük – sehim veri çiftleri elde edilmiştir. Bu veriler kullanılarak yük – sehim grafikleri oluşturulmuştur. Bir önceki bölümde anlatılan kuramsal çalışma çerçevesinde kırılma sonrası verileri kullanılarak deney sonuçları değerlendirilmiştir. Bu çalışma sayesinde kırılma sonrası davranış kapsamında hangi lif içeriğinin ve türünün tercih edilebilir olduğu süneklik indeksi kullanılarak belirlenebilmektedir.

EFNARC panel testleri 2011 yılında polipropilen lif içeren, çelik lif içeren ve lif içermeyen üç tür malzeme için gerçekleştirilmiştir. Bunlara ek olarak 2012 yılında farklı karışımlar ve lif içeriklerinde olmak üzere yine üç tür durum için numuneler hazırlanmış ve deneyleri gerçekleştirilmiştir. Karışımların özellikleri ve 1, 3, 7 ve 28 günlük basınç dayanımları Çizelge 2.8’de sunulmuştur. CEM II/A 42.5 R çimento ve Polycar 300 akışkanlaştırıcı bütün karışımlara eklenmiştir. Bütün numunelerdeki su çimento oranı 1:2’dir. Karışımlarda kullanılan kum içeriği 1740 kg olup aynı kum sağlayıcısından elde edilmiştir.

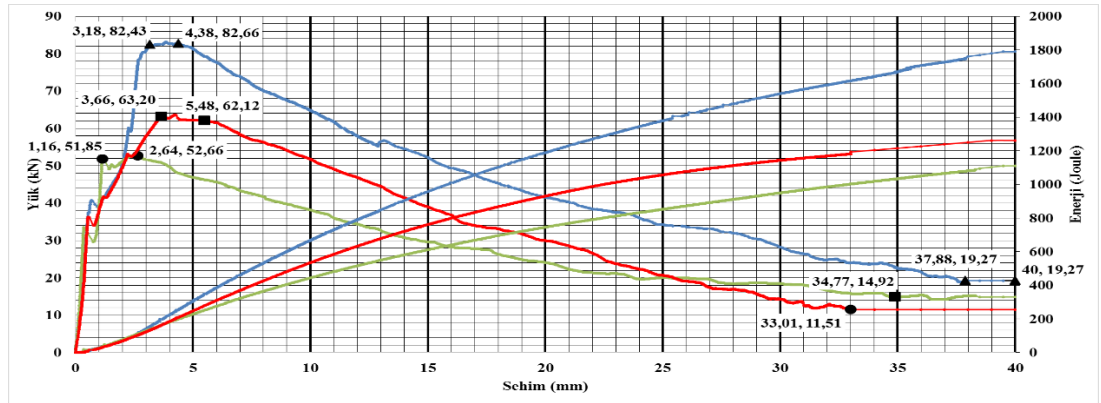
Deneyler sırasında 40 mm sehim gerçekleşene kadar periyodik olarak yük – sehim veri çiftleri eş zamanlı kaydedilmiştir. Daha sonra bütün numuneler için yük – sehim grafikleri çizilmiştir. Enerji yutma davranışı yük – sehim eğrilerinin olduğu grafikte farklı bir ordinat kullanılarak gösterilmiştir (Şekil 2.8 – 2.17). Her bir test için yük – sehim eğrileri altında kalan A1, A2, A3 A4 ve A5 alanları hesaplanmış ve Çizelge 2.8 - 2.9 ’da sonuçlar derlenmiştir. A1 alanının (kırılma öncesi alanın) hesaplanması için her bir veri çiftinin arasında kalan yamuk alanlar hesaplanmış ve kümülatif değerleri hesaplanmıştır. Örneğin 2011-11 numunesinde kırılma gerçekleşmeden önce (kırılma noktası $FL = 53,65$ kN ve $FD = 2.24$ mm olmak üzere) 184 adet veri çifti elde edilmiştir. Bu veri çiftleri arasında 183 adet yamuk şeklinde alan bulunmaktadır. Yük – sehim eğrisi altında kalan bu alanların toplamı, kırılma öncesi yutulan enerjiyi ifade etmektedir. A1 alanı ve A2’den A5’e kadar bütün alanlar bu yöntemle hesaplanmıştır. A1 alanı “üçgen kırılma yükü seviyesi” (kırılma öncesi yutulan toplam enerji) olarak, kırılma başladıktan sonra nihai kırılma yüküne kadar olan alan “nihai kırılma yükü seviyesi” olarak, nihai yükten artık yüke kadar olan kısım “trapezoidal kırılma yükü seviyesi” olarak ve artık yük ise “artık yük seviyesi” olarak isimlendirilmiştir. Nihai

kırılma noktası UFL (LR2 = 55.35 kN) ve UD1 (DR2 = 3,76 mm) olarak belirlenmiştir. Diğer numunelerde ilgili alanların hesaplanması için kullanılan noktalar Şekil 2.8 – 2.17’de gösterilmiştir.

Şekil 2.8 ve Şekil 2.9’da maksimum kırılma yüküne kadar olan sehimdeki, 25 mm sehimdeki ve 40 mm sehimdeki enerji yutma kapasiteleri sırasıyla 35 ve 165 J, 650 ve 1400 J, 725 ve 1800 J arasında değişmektedir. Çizelge 2.9 - 2.10, Şekil 2.8 ve Şekil 2.9’dan yapılan çıkarımlar göstermiştir ki çelik lif eklenmesiyle süneklik ve enerji yutma kapasitesi artmıştır, süneklik indeksi değerleri 0,40’dan 0,53’e kadar yükselmiştir. Şekil 2.8 – 2.17 grafiklerindeki her bir renk o grafik içerisindeki farklı numuneleri temsil etmektedir.



Şekil 2.8 : 2011’de yapılan çelik fiberli panel testlerinden elde edilen yük-yerdeğiştirme ve enerji yutma kapasite eğrileri.



Şekil 2.9 : 2012’de yapılan çelik fiberli panel testlerinden elde edilen yük-yerdeğiştirme ve enerji yutma kapasite eğrileri.

Çizelge 2.8 : Panel testi verileri, sonuçları ve hipoteze uygun hesaplanan alanlar (I)

Lif Türü	Alanlar Yıl-Kod	Kırılma Öncesi			Kırılma ile Nihai Kırılma Yüğü Arası			Nihai Kırılma Yüğü Artık Yüğü Arası			Artık Alan			Kırılma Sonrası Tüm Alan		Mükemmel Süneklik Alanı	Süneklik İndeksi		EA	
		LR1	DR1	A1	LR2	DR2	A2	LR3	DR3	A3	LR4	DR4	A4	PFDR	PFTA	PDA	DI	DI	(mm)	
		FL	FD	PreFA	UFL	UD1	ULRA	RL	RD4	TLA	RL	TD5	RLA	PFD	CPFA	PFD*FL	Kod	Değer	25	40
Steel	2011-11	53,65	2,24	54,85	55,35	3,76	80,19	6,6	29	386,83	6,6	40	69,3	37,76	536,32	2025,66	D111	0,2648	494	591
	2011-12	44,72	1,78	34,07	45,99	2,83	49,35	6,8	38	633,69	6,8	40	10,2	38,22	693,24	1709,03	D112	0,4056	608	727
	2011-13	39,71	1,71	41,46	41,02	2,56	19,47	6,54	36,06	631,25	6,22	40	23,45	38,29	674,17	1523,71	D113	0,4425	594	715
	2012-52	82,43	3,18	155,96	82,66	4,38	98,67	19,27	37,88	1493,01	19,27	40	41,52	36,82	1633,2	3035,12	D252	0,5381	1379	1789
	2012-53	51,85	1,16	37,2	52,66	2,64	74,48	14,92	34,77	918,54	14,88	40	80,04	38,85	1073,06	2013,98	D253	0,5328	851	1110
	2012-54	63,2	3,66	163,25	62,12	5,48	115,12	11,51	33,01	914,19	11,51	40	69,09	36,35	1098,4	2296,9	D254	0,4782	1056	1263
PP11	2011-21	32,61	1,76	38,93	34,51	6,52	135,38	3,73	23,12	328,32	0,5	40	17,11	38,24	480,8	1247,11	D121	0,3855	505	520
	2011-22	32,55	1,82	33,49	37,98	8,46	232,52	7,26	30,16	460,93	2,5	40	29,23	38,18	722,68	1242,65	D122	0,5816	665	756
	2011-23	34,02	1,52	51,26	42,88	9,04	241,2	14,52	33,52	657,29	13	40	80,62	38,48	979,12	1309,06	D123	0,748	790	1030
PP12	2012-41	50,44	1,73	58,75	36,77	3,73	82,49	3,83	38,5	552,66	3,83	40	5,76	38,28	640,91	1930,59	D241	0,332	580	700
	2012-42	42,69	0,72	25,19	29,44	7,29	205,15	7,07	35,7	404,19	7,07	40	28,26	38,78	637,6	1676,98	D242	0,3802	519	638
	2012-43	58,75	0,44	37,34	47,99	7,38	328,37	11,02	31,26	549,61	10	40	89,17	39,57	967,15	2324,39	D243	0,4161	830	1005
PP21	2011-31	36,83	1,74	102,23	17,63	7,42	48,08	5,4	22	127,76	5,4	40	91,8	38,26	267,65	1409,21	D131	0,1899	295	370
	2011-32	33,5	1,42	59,3	16,32	4,3	27,22	5,1	11	60,01	5,1	40	142,8	38,58	230,02	1292,27	D132	0,178	218	289
	2011-33	29,57	1,44	31,57	20,02	7,32	107,18	4,68	28,7	175,22	3,76	40	55,51	38,42	337,91	1136,1	D133	0,2974	295	370

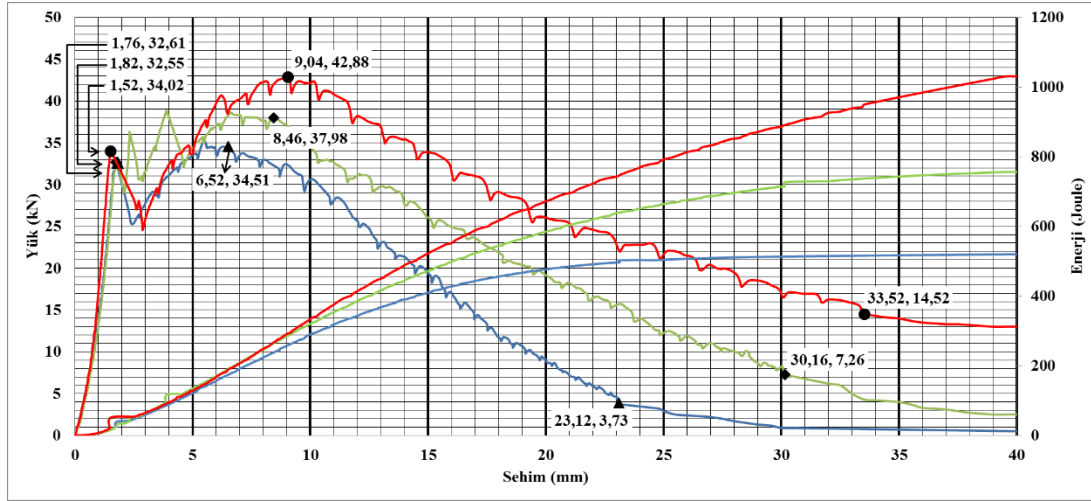
LR = Yüğü aralığı, DR1 = A1 alanının hesaplanması için sehim aralığı, A1 =Kırılma öncesi alan, DR2 = A2 alanının hesaplanması için sehim aralığı, A2 = Kırılma ile nihai kırılma arası alan, DR3 = A3 alanının hesaplanması için sehim aralığı, A3 = Nihai kırılma ile artık yüğü arası alan, DR4 = A4 alanının hesaplanması için sehim aralığı, A4 = Artık alan, PFDR = Kırılma sonrası sehim aralığı, PFTA = Kırılma sonrası toplam alan (A2 + A3 + A4), DDR = Mükemmel süneklikteki sehim aralığı, PDA = Mükemmel süneklik gösteren alan (A2+A3+A4+A5), DI = Süneklik indeksi (PFTA/PDA), EA = Enerji Yutma Miktarı (Joule)

Çizelge 2.9 : Panel testi verileri, sonuçları ve hipoteze uygun hesaplanan alanlar (II).

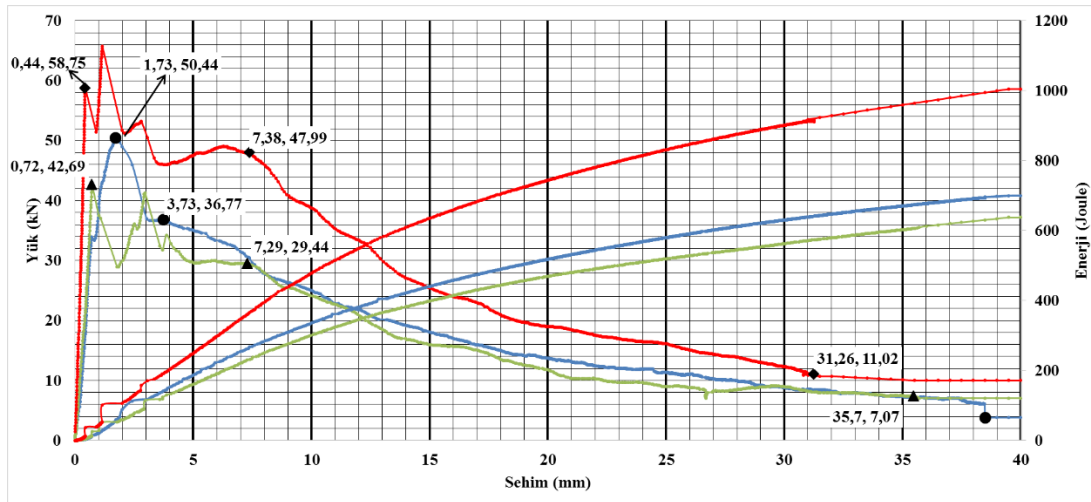
Lif Türü	Alanlar Yıl-Kod	Kırılma Öncesi			Kırılma ile Nihai Kırılma Yüğü Arası			Nihai Kırılma Yüğü Artık Yük Arası			Artık Alan			Kırılma Sonrası Tüm Alan		Mükemmel Süneklik Alanı	Süneklik İndeksi		EA	
		LR1	DR1	A1	LR2	DR2	A2	LR3	DR3	A3	LR4	DR4	A4	PFDR	PFTA	PDA	DI	DI	(mm)	
		FL	FD	PreFA	UFL	UD1	ULRA	RL	RD4	TLA	RL	TD5	RLA	PFD	CPFA	PFD*FL	Kod	Değer	25	40
PP22	2012-11	80,21	2,17	115,69	70,82	10,2	568,98	32,19	40	1382,4	-	40	-	37,83	1951,38	3034,23	D211	0,6431	1488	2067
	2012-12	65,19	0,51	15,85	70,36	2,63	128,25	12,36	36,11	1038,45	12,36	40	48,19	39,5	1214,88	2574,78	D212	0,4718	1006	1231
	2012-13	83,28	1,69	90,62	80,93	3,11	113,6	23	36,9	1553,3	22,83	40	70,91	38,33	1737,8	3190,94	D213	0,5446	1401	1818
	2012-14	91,1	1,85	104,11	-	-	-	27,61	39,96	1712,99	27,61	40	1,24	38,16	1714,24	3476,36	D214	0,4931	1333	1818
PP23	2012-21	68,2	1,45	59,46	70,66	7,31	420,98	22,01	39,36	1376,19	19,59	40	13,94	38,58	1811,11	2630,89	D221	0,6884	1433	1861
	2012-22	62,44	2,54	107,55	72,23	6,61	276,58	30,45	40	1700,52	-	40	-	37,46	1977,1	2339,19	D222	0,8452	1493	2085
	2012-23	57,51	1,31	50,05	47,76	5,18	189,26	13,48	36,72	885,59	14,69	40	48,08	38,7	1122,93	2225,18	D223	0,5046	909	1173
	2012-31	69,05	0,48	15,7	31,76	2,68	122,59	8,57	23,2	383,93	8,57	40	144	39,43	650,54	2722,39	D231	0,239	538	666
PP24	2012-32	51,36	0,58	19,18	46,81	3,5	129,96	10,24	35,25	778,38	10,93	40	175,8	39,12	1084,15	2008,79	D232	0,5397	773	954
	2012-33	67,19	0,89	33,82	42,13	4,07	169,85	9,29	35,88	654,6	9,29	40	38,27	39,11	862,72	2627,72	D233	0,3283	726	897
	2012-34	53,58	0,31	6,47	52,89	4,04	198,02	18,19	35,49	946,53	18,19	40	82,12	39,7	1226,67	2126,87	D234	0,5767	927	1233
	2012-35	34,87	0,45	9,09	36,83	4,66	174,46	12	39,68	791,74	11,91	40	3,89	39,56	970,08	1379,27	D235	0,7033	740	979
PP31	2011-41	28,49	1,54	21,79	33,76	4,54	99,58	5,66	34,7	387,38	5	40	25,54	38,46	512,5	1095,77	D141	0,4677	439	534
	2011-42	43,41	1,38	58,34	32,32	4,8	84,14	5	31,3	359,17	4,2	40	39,8	38,62	483,11	1676,39	D142	0,2882	463	542
	2011-43	32,65	1,54	26,54	33,92	3,92	77,2	3,5	26,14	227,82	3	40	43,38	38,46	348,41	1255,54	D143	0,2775	327	375
PS	2011-51	30,88	1,28	16,01	-	-	-	2,42	11,2	165,17	1	40	67,23	38,72	232,4	1195,63	D151	0,1944	210	232
	2011-52	33,79	1,5	18,33	-	-	-	6,97	10,8	155,2	3,96	40,6	147,2	39,12	302,4	1321,87	D152	0,2288	247	319

LR = Yük aralığı, DR1 = A1 alanının hesaplanması için sehim aralığı, A1 = Kırılma öncesi alan, DR2 = A2 alanının hesaplanması için sehim aralığı, A2 = Kırılma ile nihai kırılma arası alan, DR3 = A3 alanının hesaplanması için sehim aralığı, A3 = Nihai kırılma ile artık yük arası alan, DR4 = A4 alanının hesaplanması için sehim aralığı, A4 = Artık alan, PFDR = Kırılma sonrası sehim aralığı, PFTA = Kırılma sonrası toplam alan (A2 + A3 + A4), DDR = Mükemmel süneklikteki sehim aralığı, PDA = Mükemmel süneklik gösteren alan (A2+A3+A4+A5), DI = Süneklik indeksi (PFTA/PDA). EA = Enerji Yutma Miktarı (Joule)

PP11 ve PP12 olarak adlandırılan lif içelikli numunelerin yük – sehim ve enerji sehim grafikleri Şekil 2.10 ve Şekil 2.11’de verilmiştir. İki numunede de polipropilen lif kullanılmıştır ancak lif içelikleri farklıdır. PP11 numunesinin maksimum kırılma yükünde oluşan sehim değeriindeki, 25 mm sehimdeki ve 40 mm sehimdeki enerji yutma kapasiteleri sırasıyla 33,5 ve 51 J, 500 ve 800 J, 525 ve 1025 J arasında değişmektedir. Aynı değerler PP12 için sırasıyla 25 ve 59 J, 550 ve 900 J, 625 ve 1000 J olmaktadır. Çizelge 2.8 – 2.9, Şekil 2.10 – 2.11’den çıkarılan sonuçlara göre püskürtme beton karışımına lif eklenmesiyle PP11 ve PP12 numunelerinde sünekliği ve enerji yutma kapasitesini arttırmıştır. Minimum ve maksimum süneklik indeks değeri PP11 için sırasıyla 0,38 ve 0,74 olurken PP12 için yine sırasıyla 0,33 ve 0,41 olmuştur.

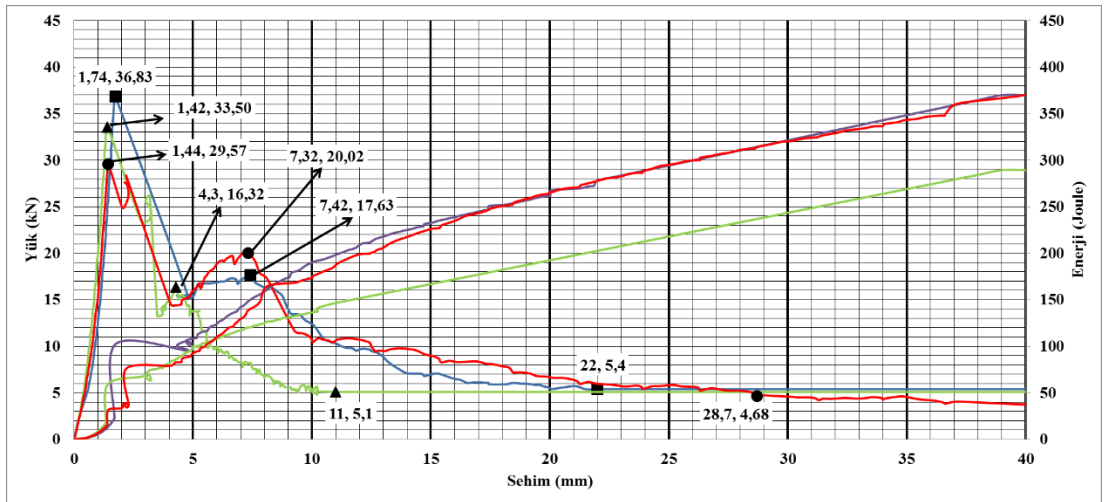


Şekil 2.10 : PP11 numunesi için yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri

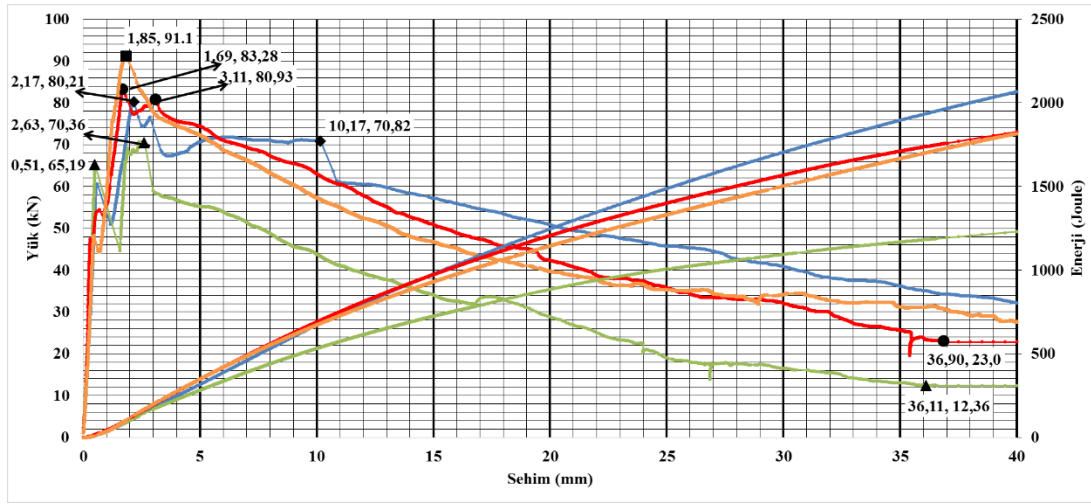


Şekil 2.11 : PP12 numunesi için yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.

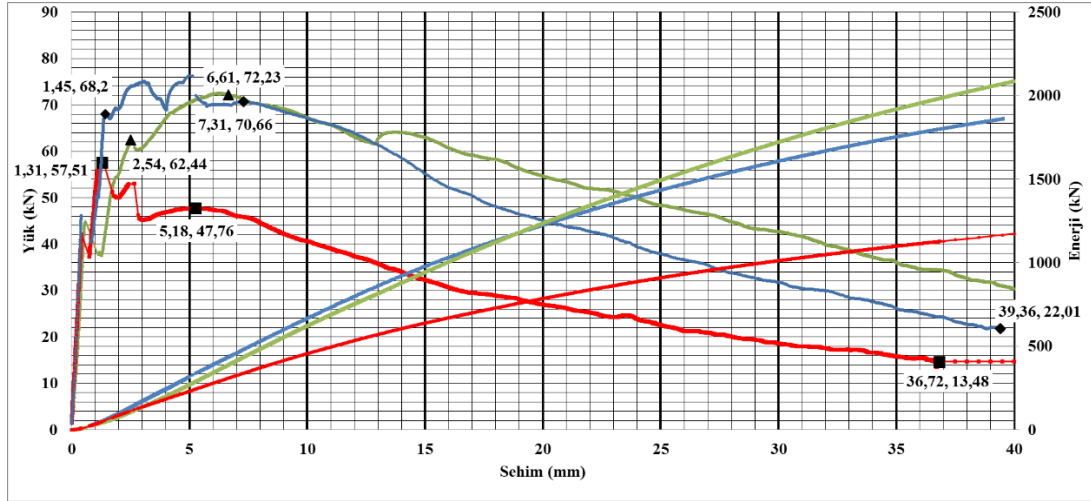
PP21, PP22, PP23 ve PP24 numunelerinin deney sonuçları sırasıyla Şekil 12 – 15’te verilmiştir. Bu numunelerin hepsi polipropilen lif içermektedir. Ancak lif içerikleri ve çökme (slump) deneyi sonuçları değişiklikler göstermektedir. PP21 numunesinin maksimum kırılma yükünde oluşan sehimdeki, 25 mm sehimdeki ve 40 mm sehimdeki enerji yutma kapasiteleri sırasıyla 32 ve 100 J, 220 ve 320 J, 290 ve 360J arasında değişirken PP22 için yine sırasıyla 16 ve 115 J, 1000 ve 1500 J, 1225 ve 2050 J arasında değişim göstermiştir. PP23 için bu değerler sırasıyla 50 ve 110 J, 950 ve 1500 J, 1170 ve 2100 J arasında iken PP24 için sırasıyla 7 ve 35 J, 530 ve 930 J, 670 ve 1240 J arasında tespit edilmiştir. Çizelge 2.8 – 2.9 ve Şekil 12 – 15’ten elde edilen sonuçlar PP21, PP22, PP23 ve PP24 numunelerinde püskürtme beton karışımına lif ekleme işleminin süneklik ve enerji yutma kapasitesini arttırdığını göstermiştir. Süneklik indeksi değerleri PP21 için 0,18 ve 0,30 arasında, PP22 için 0,47 ve 0,64 arasında PP23 için 0,51 ve 0,85 arasında, PP24 için ise 0,24 ve 0,70 arasında değişmiştir.



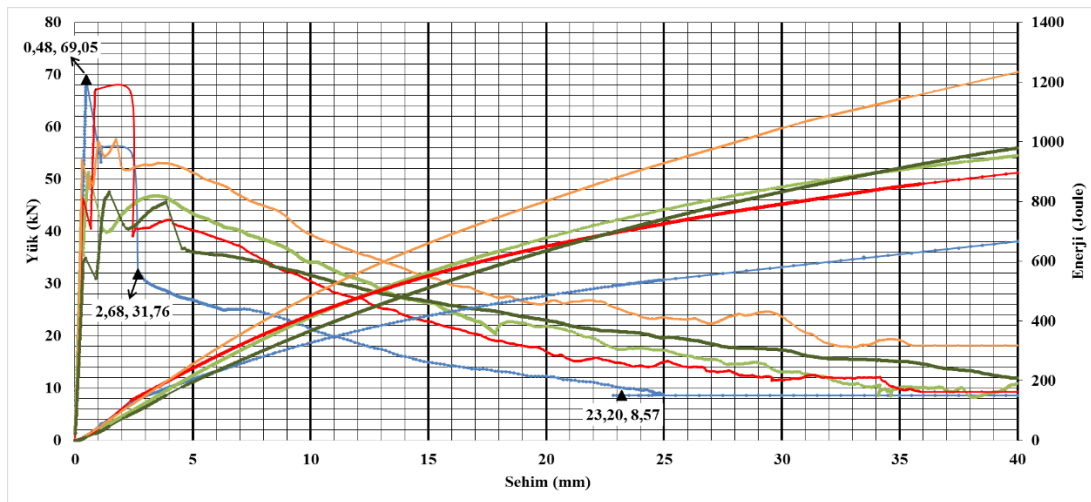
Şekil 2.12 : PP21 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.



Şekil 2.13 : PP22 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.



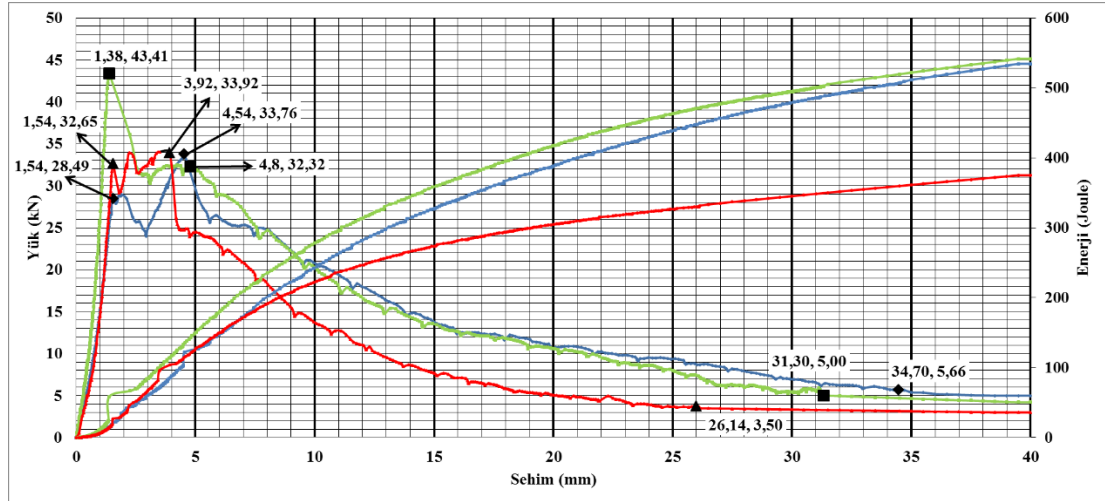
Şekil 2.14 : PP23 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.



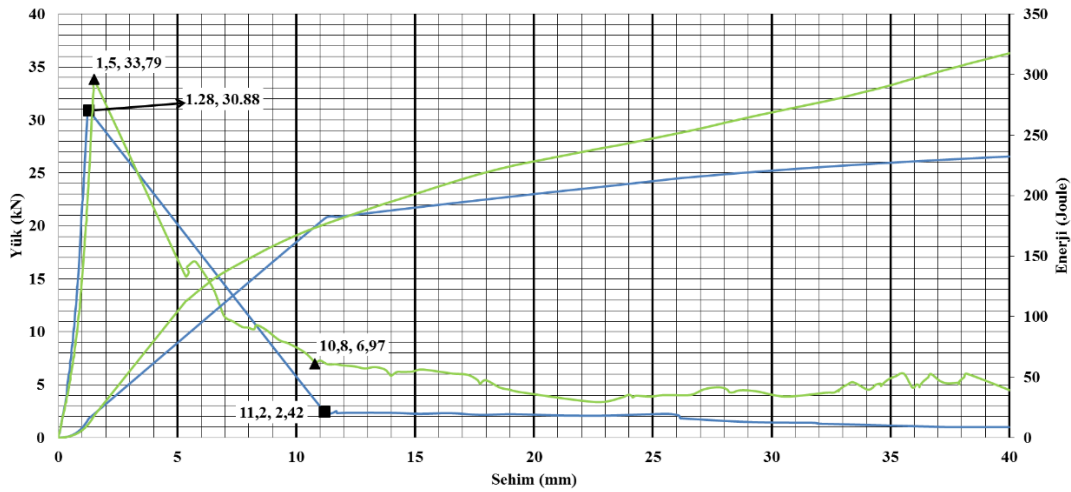
Şekil 2.15 : PP24 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.

PP31 numunesine ait deney sonuçları Şekil 2.16’da verilmiştir. Maksimum kırılma yükünde oluşan sehimdeki, 25 mm sehimdeki ve 40 mm sehimdeki enerji yutma kapasiteleri sırasıyla 22.8 ve 58.3 J, 340 ve 470 J, 375 ve 540 J arasında değişmektedir. Çizelge 2.9 ve Şekil 2.16’dan elde edilen sonuçlar PP31 numunesine eklenen liflerin süneklik ve enerji yutma özelliğini arttırdığını göstermiştir. Bu numune için Minimum ve maksimum süneklik indeksi değerleri 0,28 ve 0,47 olmuştur.

PS olarak adlandırılan numunede püskürtme beton karışımı lif içermemektedir. Bu nedenle kırılmadan sonra çok kırılğan bir davranış göstermiş ve nihai kırılma yüküyle ilk kırılma yükü aynı noktada elde edilmiştir (nihai kırılma yükü bölgesi yoktur). Maksimum kırılma yükünde oluşan sehimdeki, 25 mm’sehimdeki ve 40 mm sehimdeki enerji yutma kapasiteleri sırasıyla 16 ve 18 J, 220 ve 260J, 230 ve 320 J arasında değişmiştir. Çizelge 2.8 – 2.9 ve Şekil 2.17’den elde edilen sonuçlar bu numunenin sünekliğinin ve enerji yutma kapastesinin en düşük seviyede olduğunu göstermektedir. Başka bir deyişle bu panellerin kırılğan bir davranış gösterdiği söylenebilir. Minimum ve maksimum süneklik indeksi sırasıyla 0,19 ve 0,23 olarak tespit edilmiştir.



Şekil 2.16 : PP31 numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.



Şekil 2.17 : PS numunesine ait yük – sehim ve enerji – sehim eğrileri.

2.2.4 Süneklik indeksi sonuçlarının değerlendirilmesi

Daha önce de belirtildiği gibi süneklik ve kırılmalık püskürtme beton kaplamalarında kırılma sonrası davranışlar olarak ifade edilmiştir. Lok ve Xiao 1999’da püskürtme beton karışımına eklenen liflerin uzunluğunda ve çapındaki artışın püskürtme betonun sünekliği ve enerji yutma kapasitesini artırdığını raporlamışlardır. Thomas ve Ramaswamy 2007’de püskürtme beton karışımında lif içeriğinin artırılmasının kırılma sonrası bölgede sünekliği arttırdığını belirtmişlerdir. Bu çalışmada da püskürtme betonda lif içeriğindeki artışın kırılma sonrasında sünekliği ve enerji yutma kapasitesini arttırdığı gözlenmiştir. Diğer yandan lif içermeyen püskürtme betonun lif içerenlere kıyasla çok daha kırılmalık bir davranışta yenildiği tespit edilmiştir. Lif içermeyen püskürtme betonda kırılma sonrasında yükte ve enerjide ani bir azalma yaşanmakta ve çok kısa zaman içerisinde artık yük bölgesine ulaşılmaktadır.

Bundan dolayı kırılma sonrası için ne kadar çok lif kullanılırsa o kadar çok enerjinin püskürtme beton tarafından yutulabileceği söylenebilir. Bir diğer değişle lif miktarı ne kadar artarsa süneklik indeksi 1 değerine o kadar çok yaklaşmaktadır. Lif içermeyen püskürtme betonda süneklik indeksi değeri ve enerji yutma kapasitesi en düşük olarak belirlenmiştir. Ancak püskürtme betona eklenen lif miktarının da beton robotları ve drenaj süzgeçlerinde tıkanmaya sebebiyet vermemesi için belirli bir üst sınırı olmaktadır. Aynı şekilde püskürtme betonun çökme (slump) değerinin de rahat ve düzgün bir şekilde püskürtülebilmesi için çok iyi ayarlanması gerekmektedir.

Panel testlerinin sonuçları birlikte değerlendirildiğinde çelik lif içeren ve PP22 olarak tanımlanan polipropilen lif içeren numunenin en yüksek kırılma yüküne sahip olduğu tespit edilmiştir. Bu değer çelik lif için 82,43 kN ve PP22 için 91,1 kN olmuştur. En düşük kırılma yüküne ise lif içermeyen püskürtme beton 30,88 kN'luk bir değerle sahip olmuştur. PP31 numunelerinden ikisinin kırılma yükleri (28,49 kN ve 32,65 kN) neredeyse lif içermeyen püskürtme betonun kırılma yüküne çok yakın çıkmıştır. Bu durum PP24 numunelerinin birinde ve PP21 ve PP11 numunelerin de gözlemlenmiştir. PP12 panelleri PP11 panelleriyle aynı türde lif içermesine rağmen PP11'deki 1,1 kg yerine 4 kg lif içerdiğinden kırılma yükleri 30 kN'dan 43 kN'a değişecek şekilde artmıştır. Bu sonuçlar lif içeriğindeki artışın kırılma yükünde de artış oluşturduğunu destekler niteliktedir. Ancak operasyonel ve mali kısıtlar nedeniyle lif eklenme miktarı sınırlandırıldığı göz önünde bulundurulduğunda bu artış bir noktada durdurulmaktadır.

Yüksek enerji yutma kapasiteleri ve süneklik indeks değerleri elde etmede yük sehim eğrileri altında kalan dört bölge büyük önem taşımaktadır. Bu bölgelerdeki sınır sehim değerleri EFNARC testinde 25 mm, bu çalışmada ise 40 mm'dir. Bu alanlardan ilki kırılma öncesi alandır. Bu alan bütün panel testlerinde en küçük alanı oluşturmaktadır. Süneklik indeksinin belirlenmesinde kullanılan kırılma sonrası eğrinin altında kalan alanlar üç bölgeye ayrılmıştır. Bunlar; kırılma başladıktan sonra nihai kırılmaya kadar devam eden alan, nihai kırılma yükünden artık kırılma yüküne kadar devam eden eğrinin altında kalan alan ve artık alandır. Bu üç alanın toplamı ne kadar büyük olursa enerji yutma kapasitesi ve süneklik indeksi değeri de okadar büyük olmaktadır.

Kırılma yüküyle nihai kırılma yükü arasında kalan eğrinin altında kalan alan (ULDA) kırılma yükünün ve bu kırılma yükündeki sehim aralığının fonksiyonudur. Bu alan değerlendirilirken sehim aralığındaki değişimin, kırılma yükündeki değişime kıyasla çok etkin rol oynadığı görülmektedir. Sehim aralığı neredeyse iki katına ulaşırken kırılma yükünde bu oran kadar bir değişim olmadığı Çizelge 2.7 – 2.9' dan görülebilmektedir.

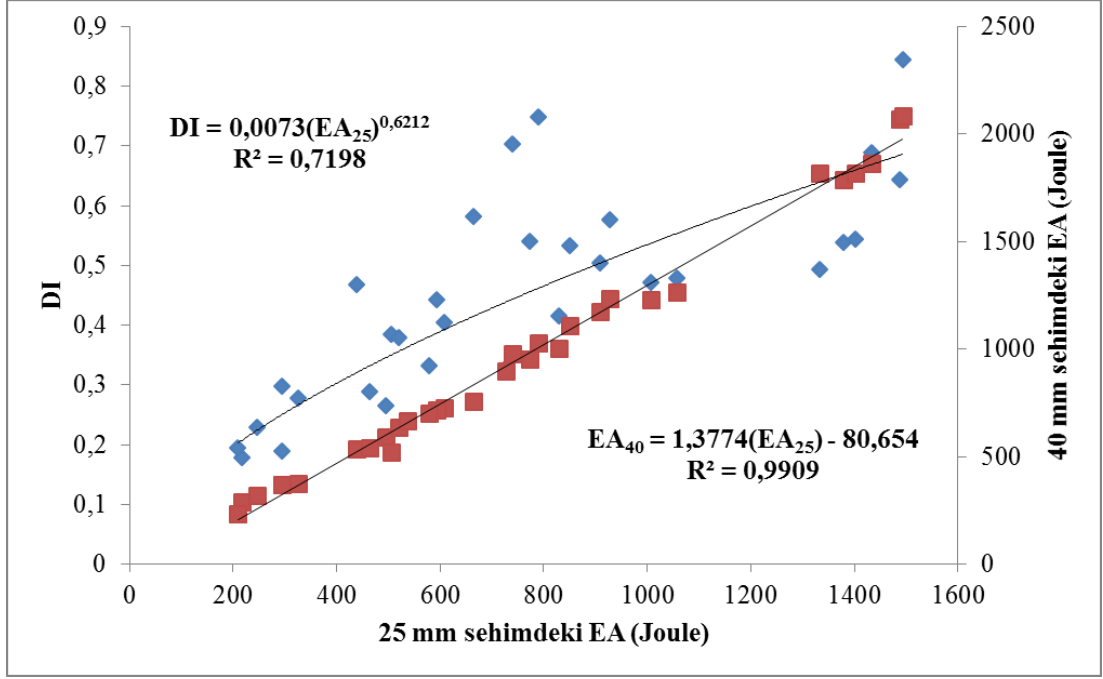
Nihai kırılma yükü ile artık yük arasında kalan eğrinin altındaki trapezoidal alan (TLDA) bu alandaki sehim aralığı ve yükteki azalmanın fonksiyonu olmaktadır. Bu alandaki yük yerdeğiştirme artarken ne kadar az azalırsa alan o kadar büyük kalmaktadır. Bu durum aynı zamanda artık alanın da daha büyük olmasını

sağlamaktadır. Bu durumda artık alanın (RLDA), trapezoidal alanın son yük değeri ile artık alandaki sehim aralığının fonksiyonu olduğunu ortaya koymaktadır.

Burada konunun derinlemesine incelenmesine olanak sağlayacak bazı çıkarımların mantıksal operatörlerle (EĞER, VE, VE/VEYA, VEYA.) yapılması ile konuya çok daha fazla hakim olabilmek mümkündür:

EĞER kırılma noktasından sonra eğrinin altında kalan 3 alanın toplamı (“nihai yük-yerdeğiştirme alanı (ULDA)” VE “trapezoidal yük-yerdeğiştirme alanı (TLDA)” VE/VEYA “artık yük-yerdeğiştirme alanı (RLDA)”, mükemmel süneklik alanı içerisinde çok yüksek bir alanı kaplıyorsa, bu durumda o panelin enerji yutma kapasitesi VE DI değeri de büyük bir değer alacak demektir. Bu mantıksal çıkarım cümlesi Çizelge 2.9’daki ilgili veriyle desteklenmektedir. Örneğin bu tabloda en büyük DI değeri 0,8452’dir (PP23 fiberi içeren 2012-22 panel örneği için yapılan test sonucunda bulunan DI değeri). ULDA, TLDA ve RLDA’nın PDA alanına oranı sırasıyla 0,118, 0,727 ve 0’dır (Şekil 2.14’de RL 0’dır çünkü 40 mm’ye ulaşıldığında panel hala TLDA bölgesinde yer almaktadır. Bu da artık bölgesine henüz geçmeden hala enerji yuttuğunu göstermektedir. İkinci en yüksek DI değeri 0,7408’dir (PP11 fiberi içeren 2011-23 panel örneği için yapılan test sonucunda bulunan DI değeri). ULDA, TLDA ve RLDA’nın PDA içerisinde kapladığı alan sırasıyla 0.184, 0.502 ve 0,062’dir. Üçüncü en yüksek DI değeri 0,703’tür (PP24 fiberi içeren 2012-35 panel örneği için yapılan test sonucunda bulunan DI değeri). ULDA, TLDA ve RLDA’nın PDA alanına oranı sırasıyla 0,126, 0,574 ve 0,003’tür. Bu üç örnek kanıtlamaktadır ki PDA’nın kapladığı alan içerisinde ULDA VE TLDA VE/VEYA RLDA’nın kapladığı alan ne kadar fazlaysa, 25 ve 40 mm yer değiştirmedeki DI VE enerji yutma kapasite değerleri de o kadar fazla olacaktır.

Süneklik indeksi ile 25 mm’deki enerji yutma kapasitesi arasında Çizelge 2.8 – 2.9’daki sonuçlara göre istatistiksel bir ilişki tespit edilmiştir. Benzer şekilde 25 mm’deki sehim ile 40 mm’deki sehimdeki enerji yutma kapasiteleri (EA25 ve EA40) arasında da bir ilişki mevcuttur. Bu bu bağıntılar Şekil 2.18’de verilmiştir. Buradan da görülmektedir ki süneklik indeksi (DI) arttıkça enerji yutma kapasitesi de artmaktadır. Şekil 2.18’de ayrıca EFNARC’ın 1996’da sunduğu enerji yutma sınıfları da bulunmaktadır ((a) = 500 J, (b) = 700 J ve (c) = 1000 J).



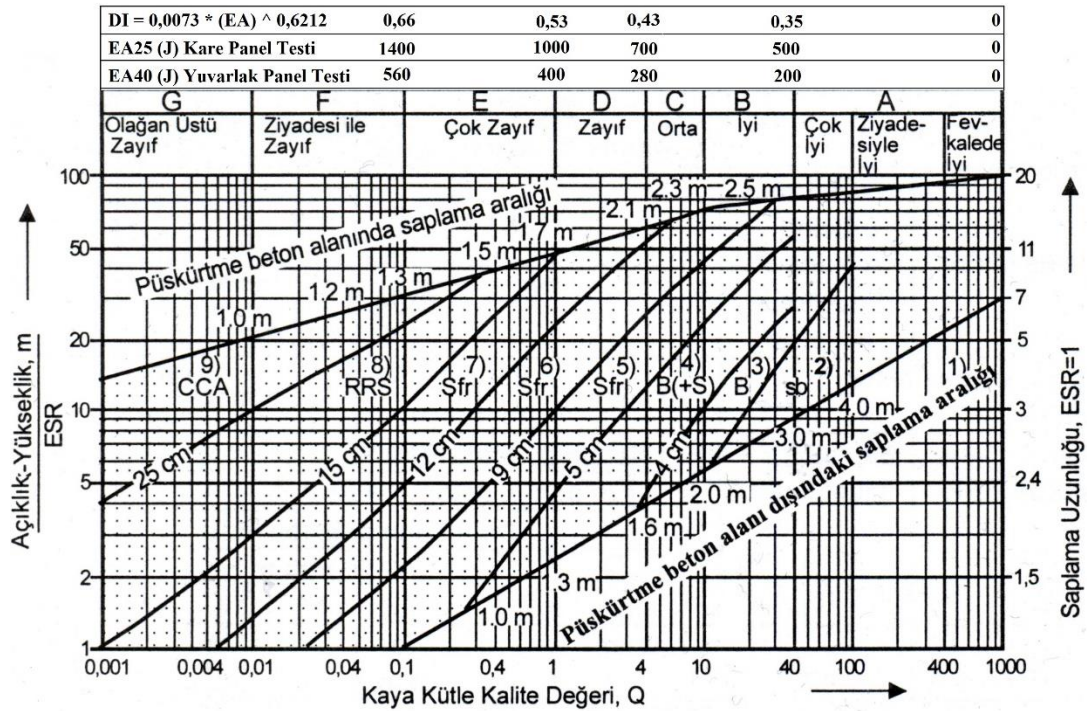
Şekil 2.18 : DI ile 25 mm ve 40 mm’deki enerji yutma kapasitesileri arasındaki ilişki.

Püskürtme beton uygulayıcıları yukarıdaki veriler ışığında bir maden galerisinde püskürtme beton kaplaması tasarlamak istiyorlarsa, çelik ve polipropilen lif içeren püskürtme beton karışımının maksimum kırılma yüklerine göre kıyaslama yapmak durumundadırlar. Bu durumda çelik lif püskürtme beton en yüksek kırılma dayanımına sahip malzeme olmaktadır. Ancak su gelirinin yüksek olduğu bölgelerde püskürtme beton kaplamasının uzun süreli kullanımlarında çelik liflerin korozyona uğraması sonucu etkinliğini yitirdiği bilinmektedir. Çalışmada kullanılan numunelerde böylesi durumlar için PP22 ve PP23 malzemesi en uygunu olacaktır.

Aynı zamanda kırılma sonrasındaki davranış da püskürtme beton kullanıcıları için önem taşımaktadır. Çünkü lif içeren püskürtme beton tarafından enejinin büyük kısmı kırılma sonrasında yutulmaktadır. Püskürtme beton kaplamasında kırılma gerçekleşikten sonra uygulayıcılar tarama işlemi yaparak kaplamayı sökmekte ve yerine yeni püskürtme beton kaplaması yerleştirmektedir. Bu ise çok maliyetli ve operasyonel anlamda ciddi zaman kaybına neden olan bir işlemdir. PP23, PP22 ve çelik lifli numunelerin süneklik indeks değerleri diğer numunelere göre çok yüksektir. Dolayısıyla uygulayıcılar süneklik indeksini kullanarak kırılma sonrasında püskürtme betonun davranışı hakkında fikir sahibi olabilirler ve bu sayede alacakları önlemin türüne karar verebilir. Bunun için aynı zamanda kırılma yaşandıktan sonra

yerinde ölçümlere devam edilmesi gerekmektedir. Kırılma sonrası bu davranışın benzer şekilde devam edip etmediğinin tespiti için yerinde ölçüm zorunlu olmaktadır. Bir diğer konu ise püskürtme betonun zaman içerisindeki dayanımının değişimidir. Zamana bağlı süneklik indeksinin değişimi de ek olarak araştırılmalıdır. Püskürtme beton panel testi dayanımının zamana bağlı değişimi Ding ve Kusterle tarafından 1999 yılında kür süresinin erken dönemi için araştırılmıştır.

Papworth 2002 yılında yuvarlak panel testleri sonuçlarından elde edilen enerji yutma sınıflarını (EA40) kullanarak tahkimat gereksinimlerinin tasarımı için geliştirilen Barton – Q grafiğini yeniden düzenleyen bir öneri getirmiştir. Bu grafik bu çalışmada süneklik indeksi parametresi ile tekrar düzenlenerek Şekil 2.19’da sunulmuştur. Bu düzenleme ile püskürtme betonun kırılma sonrası davranışı değerlendirilirken farklı kaya kütle ortamlarında, galeri açıklıklarında ve farklı süneklik indeksine sahip püskürtme betonların kullanıldığı durumlarda tasarımlandırma yapılabilecektir.

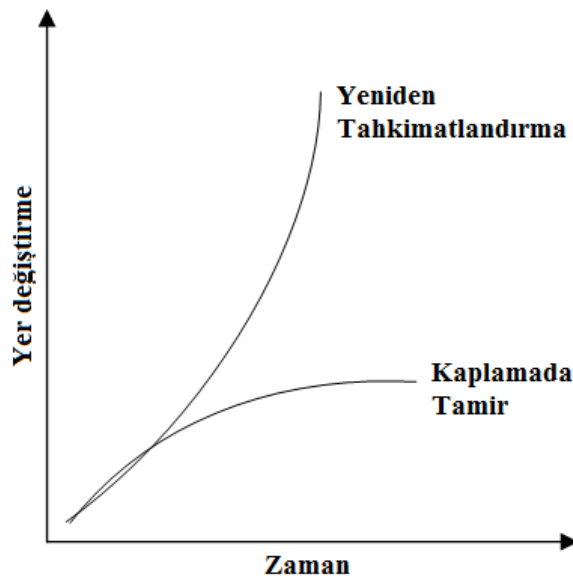


Şekil 2.19 : Yeniden düzenlenen Barton – Q grafiği.

Bernard ise 1999 yılında EFNARC’ın önerdiği kare panel testlerindeki 25 mm’lik sehim gerçekleştirilecek enerji ile ASTM’nin yuvarlak panel (RDP) testinde 40 mm’lik sehim gerçekleştirilecek enerji arasında bir ilişki ($EA_{25} = EA_{25EFNARC} = 2,5 \times EA_{40RDP}$) olduğunu tespit etmiştir. Ancak bu grafik yuvarlak panel testlerinin sonuçları için hazırlanmıştır. Benzer çalışmayı Tunçdemir ve diğerleri 2011’de

gerçekleştirmiştir. Bu çalışmada elde edilen sonuçlarla birlikte Bernard'ın önerdiği eşitlik kullanılarak ve süreklilik indeksi DI'da grafiğe eklenerek Barton – Q grafiği revize edilmiştir. DI değerleri Şekil 2.18'de belirtilen $DI = 0,0073 \times (EA25)^{0,6212}$ denklemi kullanılarak grafikte eksene yerleştirilmiştir. Şekil 2.19'da görüldüğü üzere zayıf formasyonlar için yüksek EA40, EA25 ve DI değerlerinin seçilmesi gerekmektedir. Çok zayıf formasyonlar için bu değerlerin sırasıyla 1400 J, 260 J ve 0,66 dan büyük olması gerekmektedir.

Kemerlenme teorisine göre deformasyonlar arttıkça arazi gerilmesi de git gide azalmaktadır. Ancak maden galerilerinde püskürtme beton kaplamalarında kırılmalar yaşandıktan sonra bu bölgelerin tarama yapılarak sökülmesi ile arazinin gerilme deformasyon karakteristiğinin yeniden yüksek gerilme koşuluna taşınacağı da bilinmektedir. Bu durum döngünün yeniden başlaması anlamını taşımaktadır. Eğer galerideki deformasyonların yerinde sürekli ölçümü gerçekleştirilirse arazideki kemerlenmenin kırılmadan sonra da devam edip etmediği tespit edilebilir ve bu sayede püskürtme betonun geriye kalan enerji yutma kapasitesinin yeterli olup olmadığına karar verilebilir. Böylece ölçümler sırasındaki deformasyonlar kırılma olan püskürtme beton kaplamasıyla dahi Şekil 2.20'deki gibi belirli bir noktada sabitleniyorsa kaplamanın tamiri yeterli olacaktır. Eğer deformasyonlar artarak devam ediyorsa bu bölgede eski kaplamanın sökölüp, yeniden tahkimatlandırması yapılmasına ihtiyaç duyulacaktır.



Şekil 2.20 : Tamir ve yeniden takimatlandırma için deplasman – zaman eğrileri

2.2.5 Genel değerlendirme ve yorumlama

Elde edilen sonuçlar özetlenecek olursa, EFNARC panel testi sonuçları kullanılarak ve sonuçlar, oluşturulan hipotez kapsamında irdelenerek püskürtme betonda kırılma sonrası davranışın değerlendirilmesi için bir süneklik indeksi (DI) nerilmiştir. Süneklik indeksi kırılma sonrasında yük – sehim eğrisi altında kalan alanın, kırılma yükünde bir değişiklik olmadan 40 mm sehime kadar ulaşan kuramsal alana oranı olarak tanımlanmıştır. Süneklik indeksi enerji yutma kapasitesi ve püskürtme beton panellerinin snekliliğinin belirlenebilmesi için alternatif bir metot olmaktadır. Süneklik indeksi arttıkça enerji yutma kapasitesi de artmaktadır. Bu iki parametre arasında 0,71 korelasyonlu bir ilişki tespit edilmiştir. Buna ek olarak 25 mm'deki enerji yutma miktarı ile 40 mm'deki enerji yutma miktarı arasında da 0,99 korelasyonlu bir ilişki mevcuttur.

Süneklik indeksinde (DI) enerji yutma kapasitesini belirlemek için kırılma sonrası yük – sehim eğrisi altında kalan alan (PFTA) ile kırılmadan sonraki sanal doğru ile oluşturulan alan (PDA) dikkate alınırken, EFNARC ve ASTM'nin önerdiği deneylerde kırılma öncesi ve sonrası tüm alan hesaba katılmaktadır. Süneklik indeksi kullanılarak kırılma öncesinde rijitlik olarak adlandırılan özelliği karakterize eden enerji yutma miktarı toplam enerjiden çıkarılmakta ve karakteristikleri farklı olan kırılma öncesi ve kırılma sonrası davranışlar farklı olarak değerlendirebilir hale gelmektedir. Süneklik indeksi ve enerji yutma kapasitesinin belirlenmesinde etkin olan parametreler ilk kırılma yükünden nihai kırılma yüküne kadar olan bölgedeki sehim aralığı ile nihai kırılma yükünden artık yüke kadar olan bölgedeki yk azalma miktarıdır. Gerçekleştirilen panel testleri ve hipotetik çalışmalar çerçevesinde “maksimum kırılma yükünün” ilk kırılma yükünden nihai kırılma yüküne kadar olan bölgede gerçekleşen “sehim aralığı” parametresi kadar etkili olduğu söylenemez. Başka bir deyişle enerji yutma kapasitesi ve yüksek DI değerleri elde edebilmek için nihai yük seviyesindeki yer değiştirme miktarı kırılma yükünden çok daha etkin bir rol oynamaktadır.

Mevcut çalışmada 40 mm sehimdeki kümülatif enerji yutma değerleri kullanılmıştır. EFNARC panel testinde ise sehim değeri 25 mm'de kesilmiştir. Bunun nedeni püskürtme beton malzemesinin artık alana ulaşırken çoğu numunede 25 mm sehim değerini geçmiş olması ayrıca daha sonra yapılacak yuvarlak panel testleri ile bu

değerlerin karşılaştırılma olasılığının bulunmasıdır. Süneklik indeksi değerleri kullanılarak uygulayıcılar kırılma sonrasında tamir ya da yeniden tahkimat tasarımı yapmaya karar verebileceklerdir. Aynı zamanda Papworth tarafından 2000 yılında önerilen Barton – Q grafiği süneklik indeksi eksenine eklenerek yeniden düzenlenmiştir. Bütün bu katkılar, güvenli, az maliyetli ve zaman tasarrufu sağlayan kararlar verilebilmesi için önem arz etmektedir. Püskürtme beton uygulayıcıları süneklik indeksi değerlerini ve kırılma sonrası yerinde ölçüm sonuçlarını değerlendirerek almaları gereken önemler konusunda fikir edinebileceklerdir.

3. TEORİK ÇALIŞMALAR

Bu bölümde kırılma sonrası davranışı içeren püskürtme beton eğrisinin oluşturulması ve bu eğrinin kaya tahkimat etkileşiminde kullanılması konularında yoğunlaşmıştır. Burada amaç mevcut püskürtme beton yenilme türlerinden olan eğilme yenilmesini tahkimat karakteristik eğrisine uyarlamak olmuştur. Bu sebeple eğilme tokluğu davranışını belirlemek amacıyla kullanılan testlerden biri olan EFNARC panel testinin sonuçları değerlendirilmiştir. Ancak EFNARC panel testlerinde elde edilen çıktı yük – sehim grafiğidir. Bu çıktı daha sonra bir önceki bölümde gösterildiği gibi enerji – sehim grafiğine dönüştürülmektedir. Ancak bu çıktıların kaya tahkimat etkileşiminde kullanılabilmesi için normal yüklemedeki çekme gerilmesi – sehim grafiğine dönüştürülmesine ihtiyaç vardır.

Panel testlerinde uygulanan normal yük, numune içerisinde uygulama yönüne dik çekme gerilmeleri oluşturmaktadır. Kırılma sonrasında da yükü karşılamaya devam eden gerilmelerin de bu çekme gerilmeleri olduğu düşünülmektedir. Bu yüzden püskürtme betonun karakteristik eğrisini belirlerken uygulanan normal yükü değil de eğilmede etkin olan çekme gerilmesi dayanım olarak ifade etmek daha mantıklı görünmektedir. Bu çekme gerilmelerini ortaya koymak için akma hattı teorisi (Uotinen ve diğerleri, 2013) kullanılarak püskürtme betona ait gerilme deformasyon eğrileri oluşturulmuştur.

Bölüm 2’de Şekil 2.17’den de görüldüğü gibi lifsiz püskürtme betonda kırılma sonrası kırılma hattı boyunca herhangi bir tutunma söz konusu olmadığından bir önceki paragrafta bahsedilen çekme gerilmesinin neredeyse sıfıra yakın olduğu düşünülebilir. Lifli püskürtme betonlarda ise karışıma eklenen lif sayesinde bu gerilmeler, kırılmadan sonra da uzun bir süre tutunmaya devam edip ancak sünmeye başlayıp kopana kadar yük karşılamaya devam etmektedir. Bu sünek davranış Bölüm 2’de detaylı olarak incelenmiş ve kırılma sonrası bu davranışı temsil eden süneklik indeksi ortaya konmuştur.

Püskürtme beton karakteristik eğrisinin doğrusal olmayan bir karakteristikte geliştiği için doğrusal olmayan regresyon kullanılarak genelleştirilmesi daha akla yatkın

görülmektedir. Çünkü püskürtme beton kaplamasını tasarlayacak kişinin, gereksinimleri karşılayacak püskürtme betonun hangi mekanik özellikleri sağlayacağını kestirebilmesi gerekir. Bu amaçla püskürtme beton karakteristik eğrisi için bir model oluşturulmuş ve model parametreleri ile kırılma anındaki sehim, maksimum çekme gerilmesi ve süneklik indeksi arasında ilişki ortaya konmuştur.

Bölümün son kısmında da kırılma sonrası davranışı içeren püskürtme beton karakteristik eğrisinin kaya – tahkimat etkileşimi teorisiyle birlikte kullanımı sonucunda tasarımcının hangi sorulara yanıt verebileceği tartışılmıştır.

3.1 Kullanılan Yöntemler

Püskürtme betonun kırılma sonrası davranışının belirlenmesi için EFNARC panel testi sonuçları “akma hattı teorisi” (AHT) ile değerlendirilmiştir. AHT ile elde edilen püskürtme beton karakteristik eğrisinin genelleştirilmesi doğrusal olmayan regresyon Levenberg – Marquardt algoritması kullanılarak yapılmıştır. Bütün bu sonuçlar kaya-tahkimat etkileşimi teorisi içerisinde değerlendirilmiştir. Bu nedenle bu üç teoriye ait kapsamlı bilgi bu kısımda verilmiştir.

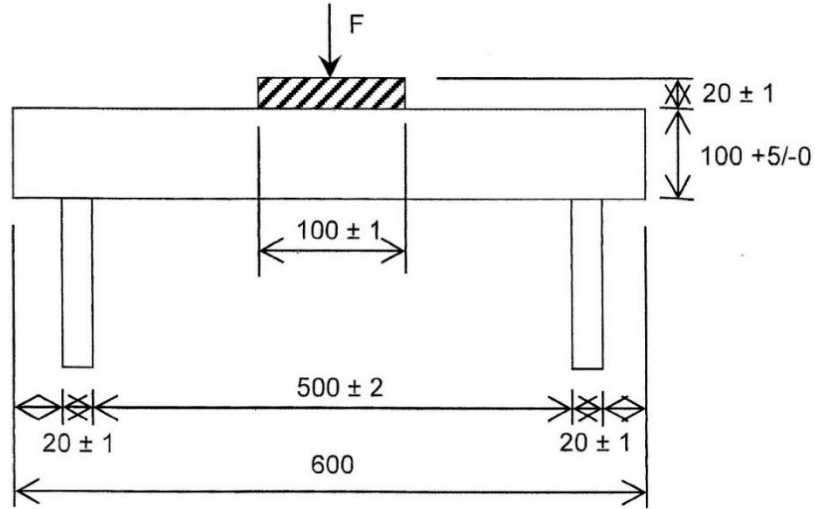
3.1.1 Akma hattı teorisi

AHT, güçlendirilmiş beton panellerin kapasitelerinin belirlenmesinde sıklıkla kullanılmaktadır (Holmgren, 1993). Konuyla ilgili ayrıntılı olarak yapılan bir çalışmada (Bernard, 2004) lifle güçlendirilmiş püskürtme betonun performans gereksinimlerinin belirlenmesi amacıyla AHT kullanılmıştır. İlgili çalışmada EFNARC kiriş testi ve ASTM C-1550 standardına göre yapılmış yuvarlak panel testi sonuçlarıyla teori entegre edilmiş ve kırılma sonrası performansının değerlendirilmesi hedeflenmiştir. Teorik olarak elde edilen sonuçlar deneysel çalışmalarla kıyaslanmış ve kırılma sonrası performans parametreleri için grafiksel formda öneriler getirilmiştir. Benzer şekilde başka bir çalışmada püskürtme beton davranışının enerji yutma kapasitesi açısından belirlenebilmesi için AHT kullanılmıştır (Thompson, 2005). Başka bir çalışmada ise ASTM C1550 panel testi verileri ile AHT kullanılarak kırılma sonrası oluşan çatlak açıklığı ile kırılma sonrası dayanım arasındaki ilişki ortaya konmuştur (Minelli ve Plizzari, 2010).

Metot, gerçek iş kavramı kullanarak plastik moment kapasitesinin belirlenmesinde kullanılmaktadır. Paneller yenilme bölgelerinde parçalara ayrılmakta ve gerçek iş iç

ve dış kuvvetler için hesaplanmaktadır. Bütün iç ve dış kuvvetlerce yapılan işin toplamı teoriye göre sıfır olmalıdır. Bir diğer deyişle iç ve dış kuvvetlerin yaptığı iş birbirine eşit kabul edilmektedir. Yenilme bölgeleri boyunca oluşan çizgilere akma çizgileri (hattı) adı verilmektedir. Yükleme sırasında bu kırılma çizgileri tamamen oluştuğunda panelde yenilme olmuştur. AHT iki amaçla kullanılmaktadır. Bunlardan birincisi kullanılan püskürtme beton için uygun parametrelerin belirlenmesi ikincisi de eğilme momentine maruz kalan püskürtme beton kalınlığının belirlenmesidir (Uotinen, 2011).

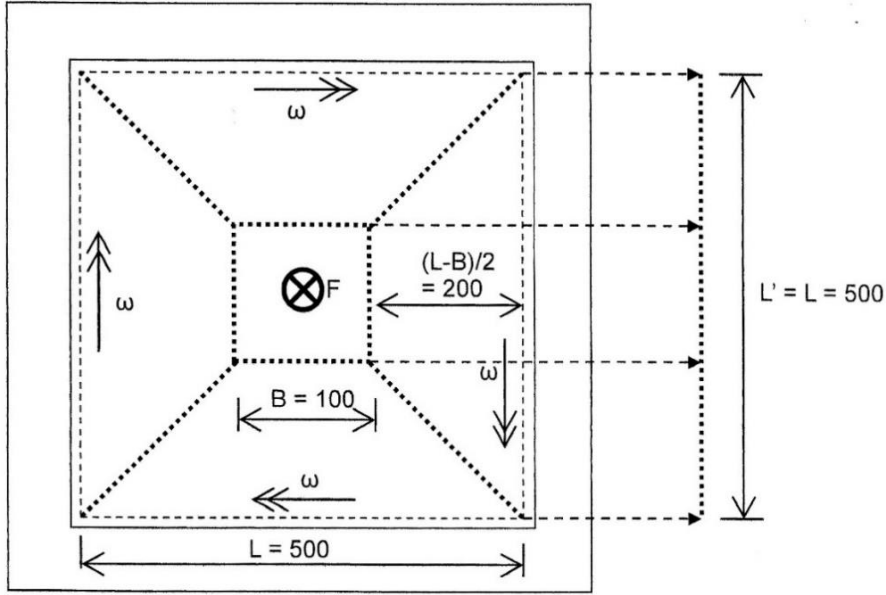
Buradan yola çıkarak püskürtme betonlarda sıkça kullanılan deneyler olan panel testleri için AHT kullanılıp iç ve dış kuvvetlerin uyguladığı enerjiyi dengelemek suretiyle püskürtme beton eğilme momenti altındaki davranışı çözümlenmiştir. Araştırmacı bu çözümlmeleri EFNARC panel testi ve ASTM C 1550'nin ön gördüğü yuvarlak panel testleri için gerçekleştirmiştir. EFNARC panel testinin boyutları Şekil 3.1'de verilmiştir. Şekil 3.1'deki uzunluklar mm mertebesinde verilmiştir.



Şekil 3.1 : EFNARC panel testinin boyutları (Uotinen, 2011).

Panel testinin AHT ile çözümlemesinde kullanılacak olan panelin boyutları da Şekil 3.2'de verilmiştir.

Akma hattı teorisi, Uotinen ve diğerlerinin 2013 yılında yaptığı çalışma ele alınarak aşağıdaki özet bilgilerle açıklanmıştır.



Şekil 3.2 : AHT’de kullanıcak kare panelin boyutları ve notasyonlar (Uotinen, 2011).

Böyle bir kırılma mekanizmasında iç kuvvetlerin yaptığı iş Eşitlik (3.1)’deki gibi olmaktadır:

$$W_{int} = - \sum m_p \times L' \times \omega \quad (3.2)$$

Burada;

m_p : izotropik plastik moment kapasitesi

L' : Akma çizgisinin rotasyon eksenine iz düşümü

ω : rotasyon (radyan cinsinden)

şeklinde verilmektedir.

İç kuvvetlerin yaptığı iş EFNARC panellerinde Eşitlik (3.2) ile tanımlanabilmektedir (Uotinen ve diğerleri, 2013).

$$W_{int} = -9,6 \times m_p \times \delta \quad (3.2)$$

Dış kuvvetlerin yaptığı iş ise aşağıdaki Eşitlik (3.3)’te verilmiştir.

$$W_{ext} = F \times \delta \quad (3.3)$$

İç ve dış kuvvetlerin yaptığı işler birbirine eşitlenecek olursa aşağıdaki Eşitlik (3.4) elde edilmiş olur.

$$W_{ext} = -W_{int} \quad (3.4)$$

Bu durumda iç ve dış kuvvetlerin yaptığı iş için oluşacak yeni denklem Eşitlik (3.5)'teki gibidir:

$$W_{ext} = 9,6 \times m_p \times \delta \quad (3.5)$$

Panel numunesine uygulanan normal kuvvet, numunenin içerisinde uygulama yönüne dik çekme gerilmelerinin oluşmasına sebep olmaktadır. İç kuvvetlerin uyguladığı enerjinin belirlenebilmesi için eğilme momenti kullanılmaktadır. Eğilme momenti aynı zamanda çekme gerilmesine bağlı olarak da değişmektedir. Paneller için bu bağıntı Eşitlik (3.6)'da verilmiştir (Kennedy ve Goodchild, 2004):

$$m_p = \frac{\sigma_t \times L^2}{24} \quad (3.6)$$

Eşitlik (3.6)'da σ_t çekme gerilmesini, δ ise sehimini ifade etmektedir. Bu durumda dış kuvvetlerin oluşturduğu enerji Eşitlik (3.7)'dekigibi ifade edilebilmektedir:

$$W_{ext} = 0.4 \times \sigma_t \times L^2 \times \delta \quad (3.7)$$

Bu denklem tez çalışması içerisinde, panel testlerinden elde edilen yük-sehim eğrilerinin normal yükleme koşullarındaki çekme gerilmesi – sehim eğrilerine dönüştürülmesinde kullanılmıştır. Bu uygulama ayrıntılı olarak Bölüm 3.2'de verilecektir.

3.1.2 Levenberg – Marquardt algoritması

Levenberg – Marquardt algoritması, en küçük kareler yönteminde doğrusal olmayan veri setinden en uygun eğri geçirilmesi için geliştirilmiş yöntemlerden biridir. Bu yöntemin dışında Gauss – Newton metodu da sıklıkla kullanılmaktadır. Gauss – Newton algoritması ile ilgili temel çıkarım olarak Eşitlik (3.19)'da sunulmuştur (Li ve diğerleri, 2004). Yaygın olarak kullanılan diğer çıkarımlar Eşitlik (3.8 – 3.18) arasında verilmiştir. Bu çalışmada Levenberg – Marquardt algoritmasının seçilme nedeni vurgulanabilmesi için bu iki metot birlikte anlatılarak açıklanmıştır.

Gauss Newton metodu doğrusal olmayan regresyona doğrudan uygun değildir. Gerçek veriler ile model parametresini içeren tahmin denklemi de $G(m)$ ile gösterildiğinde eşit

sayıda veri ve model parametresinin olmadığı durumlarda kesin çözüme ulaşmak mümkün olmamakta ve birden çok çözüm noktası elde edilebilmektedir. Burada örneğin N boyutlu model parametresi vektörü ve M boyutlu veri vektörü ile çalıştığı düşünölsün.

Burada amaçlanan hatayı en aza indirecek model parametrelerini belirlemek olacaktır. Ölçüm hatalarının eşit olarak dağıldığı durum için minimize edilmesi gereken hedef fonksiyonu Eşitlik (3.8)'deki gibidir:

$$f(m) = \sum_{i=1}^M \left(\frac{G(m)_i - d_i}{\sigma_i} \right)^2 \quad (3.8)$$

Aynı zamanda bu fonksiyon Eşitlik (3.9)'daki gibi vektör halinde yazılacak olursa;

$$F(m) = \begin{bmatrix} f_1(m) \\ f_2(m) \\ \vdots \\ f_m(m) \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

ve f(m) fonksiyonunun gradyanı her bir satır için hesaplanıp toplanırsa Eşitlik (3.10)'daki gibi bir ifade elde edilmiş olur:

$$\nabla f(m) = \sum_{i=1}^M \nabla (f_i(m)^2) \quad (3.10)$$

Bu durumda gradyan matrisinin elemanları Eşitlik (3.11)'deki gibi verilebilir:

$$(\nabla f(m))_j = \sum_{i=1}^M 2f_i(m)(\nabla f_i(m))_j \quad (3.11)$$

Bu matris formunda yazılacak olursa ifade Eşitlik (3.12)'deki gibi olacaktır:

$$\nabla f(m) = 2J(m)^T F(m) \quad (3.12)$$

Eşitlik (3.12)'de geçen Jacobian matrisinin açılımı Eşitlik (3.13)'te verilmiştir:

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1(m)}{\partial m_1} & \dots & \frac{\partial f_1(m)}{\partial m_n} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_1(m)}{\partial m_1} & \dots & \frac{\partial f_1(m)}{\partial m_n} \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

Bu şekilde ikinci türevi almak için kullanılan matris olan $f(m)$ fonksiyonunun Hessian matrisi ise $f_i(m)$ terimleri kullanılarak Eşitlik (3.14)'teki gibi elde edilebilir:

$$H(f(m)) = \sum_{i=1}^M H(f_i(m)^2) \quad (3.14)$$

j ve k elemanları ile birlikte $H(f(m))$ matrisi Eşitlik (3.15)'teki gibi tanımlanabilir:

$$H_{j,k}(f(m)) = \frac{\partial^2(f_i(m)^2)}{\partial m_j \partial m_k} = 2 \left(\frac{\partial f_i(m)}{\partial m_j} \frac{\partial f_i(m)}{\partial m_k} + f_i(m) \frac{\partial^2 f_i(m)}{\partial m_j \partial m_k} \right) \quad (3.15)$$

Sonuç olarak $H(f(m))$ kısaca aşağıdaki Eşitlik (3.16)'daki gibi yazılabilmektedir:

$$H(f(m)) = 2J(m)^T J(m) + Q(m) \quad (3.16)$$

Bu ifade de verilen $Q(m)$ ' fonksiyonunun açılımı Eşitlik (3.17)'deki gibidir:

$$Q(m) = 2 \sum_{i=1}^M f_i(m) + H(f_i(m)) \quad (3.17)$$

Gauss - Newton metodunda $Q(m)$ terimi çok küçük olduğundan ihmal edilmektedir ve Hessian matrisi Eşitlik (3.18)'teki gibi yeniden yazılabilmektedir:

$$H(f(m)) \approx 2J(m)^T J(m) \quad (3.18)$$

Doğrusal olmayan regresyonda $f_i(m)$ terimleri yani model parametreleri yardımıyla tahmin edilen değer ile gerçek veri arasındaki fark ne kadar az olursa en uygun model parametrelerine (m) ulaşılabilir. Bunun tersine, $f_i(m)$ değerlerinin artması ise model parametrelerinin uygunsuzlaştığı anlamını taşımaktadır (Oliver ve diğerleri, 2008). $F(m)$ değerlerini minimize etmek için Newton metodunda aşağıdaki Eşitlik (3.19) önerilmiştir.

$$J(m)^T J(m) \Delta m = -J(m)^T F(m) \quad (3.19)$$

Bu sayede her bir iterasyonda kullanılacak olan Δm aralığı belirlenebilmektedir. Bu metot uygulamada düzgün bir şekilde çalışsa da model eğrisindeki yerel minimum yakınsamada, diğer bir ifadeyle $\nabla f(m) \approx 0$ durumunda sorunlar oluşmaktadır. Buna ek olarak Gauss – Newton metodundaki algoritma global minimum yerine, istenmeyen bir şekilde lokal minimuma yakınsayabilmektedir.

Gauss Newton metodu için uygulanan algoritma aşağıda verilmiştir. Türevi alınabilir sürekli fonsiyon olan $f(m)$ ve başlangıç çözüm değeri x^0 için aşağıda verilen algoritmadaki adımlar $x^1, x^2, \dots$ için tekrarlanır. Bu işleme $\nabla f(m^*) = 0$ olana kadar devam edilir.

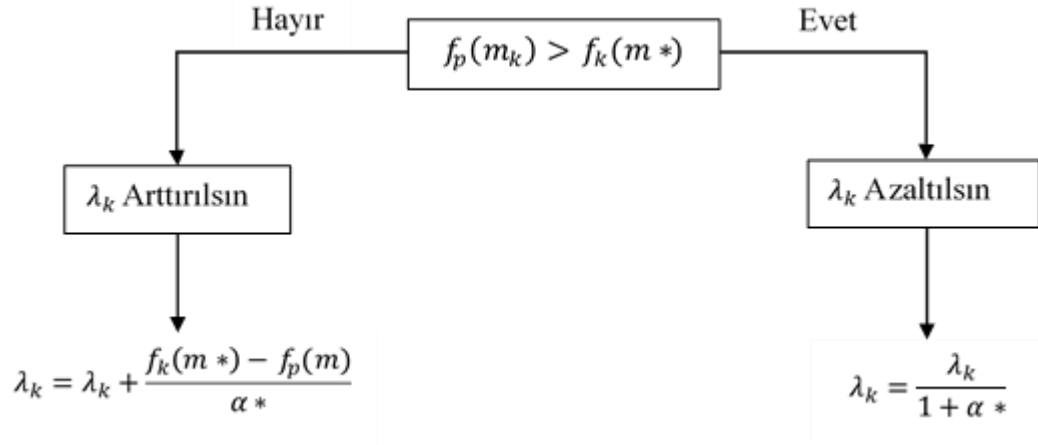
1. $\nabla f(m^k)$ gradyanı ve Hessian $H(f(m^*))$ matrisi hesaplanır.
2. $H(f(m^k)) \Delta m = -\nabla f(m^k)$ denklemi çözülür.
3. $m^k + 1 = m^k + \Delta m$ işlemi uygulanır
4. $k = k + 1$ işlemi uygulanır.

Levenberg – Marquardt metodu ise Gauss Newton metodunun yukarıda belirtilen sakıncılarının önlemesi amacıyla değişiklik yapılmış halidir. Levenberg – Marquardt metodunda yapılan değişiklik Δm 'in bulunması için Eşitlik (3.20) önerilmiştir:

$$(J(m)^T J(m) + \lambda I) \Delta m = -J(m)^T F(m) \quad (3.20)$$

Bu arada eklenen parametre olan “ λ ” her bir iterasyonda yakınsamanın daha fazla olmasını sağlamaktadır. “I” ise birim matrisi ifade etmektedir.

Levenberg Marquardt (LM) metotunda önemli bir uğraşı alanı da en uygun λ değerinin belirlenmesidir. Gauss Newton (GN) metodunun düzgün çalıştığı problemlerde λ değeri çok küçük seçilmektedir. Fakat GN'nin düzgün çalışmadığı durumlarda λ değeri arttırılmaktadır. Bu nedenle λ değerinin her iterasyon için yeniden belirlenebileceği bir yaklaşım bulunmaktadır (Aster ve diğerleri, 2013). LM metodunda λ değerinin belirlenmesi için bir algoritma geliştirilmiştir (More, 1977). Gelistirilen bu algoritma Şekil 3.3'te şematize edilmiştir (Mathworks, 2003).



Şekil 3.3 : λ değerinin belirlenmesi için geliştirilen algoritma (Mathworks, 2003).

Levenberg – Marquardt algoritması Gauss Newton metoduna kıyasla yakınsama özelliği açısından daha esnek olduğu için tercih edilmiştir. Bölüm 3.2’de MATLAB yazılımı kullanılarak LM metodu ile elde edilen sonuçlara yer verilmiştir.

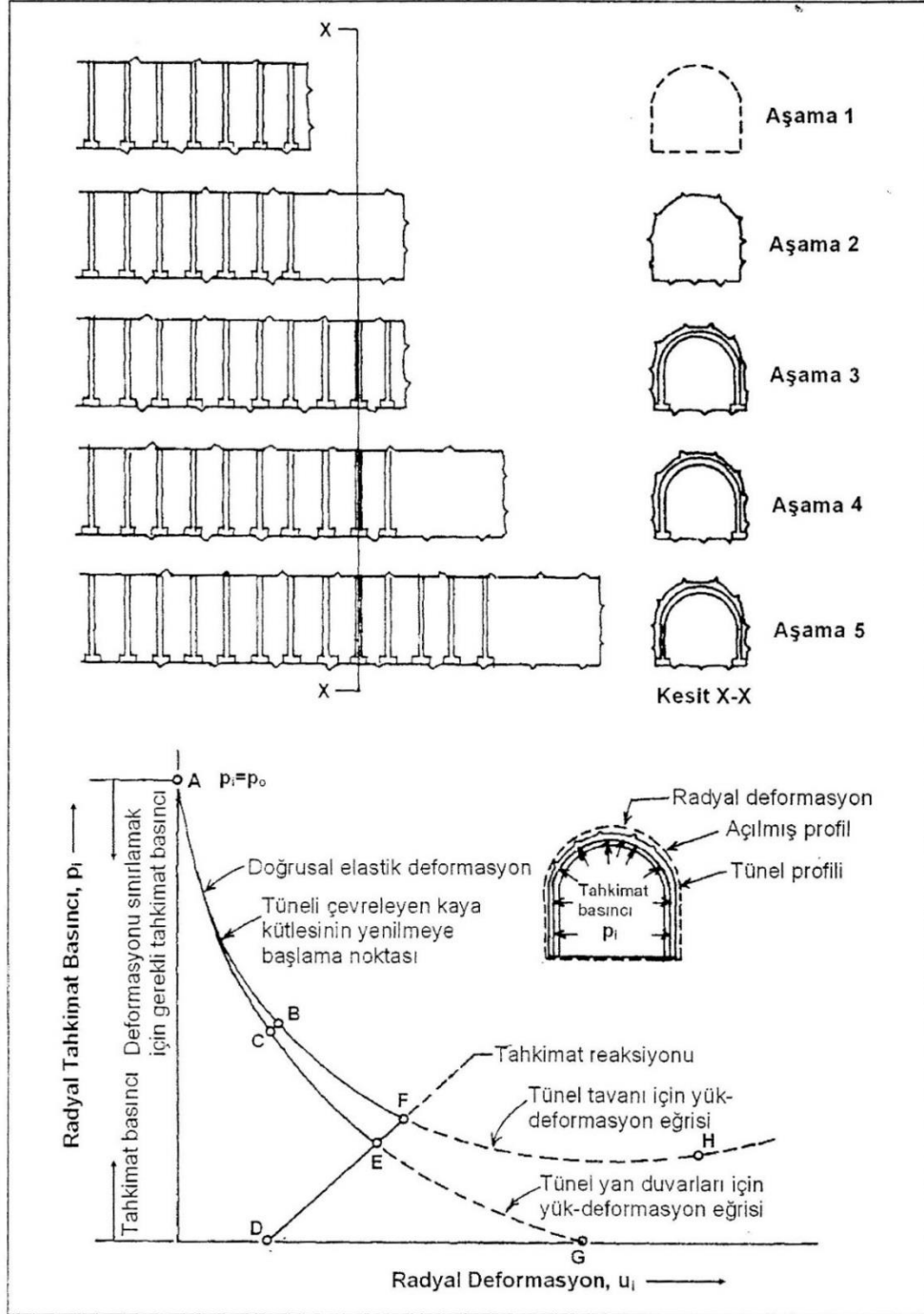
3.1.3 Kaya tahkimat etkileşimi teorisi

Yeraltı tahkimatlarının tasarımılandırılmasında temel amaç kaya kütlesinin kendi kendini taşımasını sağlamaktır. Kaya – tahkimat etkileşimi prensibi de bu amaca uygun olarak (Hoek ve Brown, 1980) tarafından önerilmiş ve yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Burada etkileşimin daha rahat anlaşılması için Karpuz ve Hindistan tarafından 2006 yılında yapılan çalışmada özetlenen kaya ve tahkimat etkileşimi teorisini gözden geçirmek faydalı olacaktır. Teoriye göre maden galerisinin açılması işlemini aşama aşama değerlendirmek gerekmektedir. Bir galerinin patlatma sonrası çelik bağ tahkimatıyla tahkim edildiği varsayılırsa Şekil 3.4’te gösterilen aşamalar değerlendirilmelidir. Kaya – tahkimat etkileşimi teorisinde arazi gerilmeleri her yönde eşit ve P_0 değerinde olacaktır.

Birinci aşamada XX kesiti galerinin kazı yüzeyini geçmiş yani kazı yüzeyi henüz bu kesite ulaşmamıştır. Bu kesitte her hangi bir kazı gerçekleştirilmediğinden Tahkimat basıncı olarak ifade edilen P_i , arazi basıncı P_0 ’a eşit olmaktadır.

İkinci aşamada kazı gerçekleşmiş ancak henüz tahkimat elemanı yerleştirilmemiştir. Dolayısıyla bu andaki tahkimat basıncı P_i sıfır değerindedir. Kesitin kazı yüzeyine çok yakın olması sebebiyle kazı yüzeyi radyal deformasyonu (u) da önlemeye çalışmaktadır. Eğer kazı yüzeyinin bu desteği olmasa Şekil 3.4’te gösterilen B ve C noktalarındaki basıncı dengeleyecek bir tahkimat basıncına (P_i) ihtiyaç duyulacaktır.

Burada galerinin duvarını galerinin tavanı ile aynı deformasyonda tutmak için galerinin tavanına duvarlarına kıyasla daha yüksek bir tahkimat basıncı uygulamak gerekmektedir. Bunun sebebi ise galerinin tavanının üzerindeki kütle ağırlığının da tahkimat basıncı üzerine eklenmesidir.



Şekil 3.4 : Kaya – Tahkimat Etkileşimi Teorisi (Hoek ve Brown, 1980)

Üçüncü aşamada çelik bağ tahkimat ünitesi C ve B noktasının ordinatı kadar arazi basıncı varken yerleştirilmiştir. Ancak tahkimat ünitesi yerleştirildiği ilk anda yük taşımamaktadır.

Şekil 3.4'te görülen dördüncü aşamada galerideki ilerleme miktarı galeri çapının neredeyse 1.5 katına çıkmıştır ve kazı yüzeyinin bu açıklık için sağladığı destek epeyce azalmıştır. Bu durumda galerinin tavanında ve duvarlarında Şekil 3.4'te belirtilen sırasıyla BFH ve CEG ile gösterilen radyal deformasyonlar oluşmaya devam etmektedir. BFH ile gösterilen eğride H noktasından sonra artık tahkimat üzerine gelen yük gittikçe artmaktadır. Çünkü ilerleyen tünelle birlikte radyal deformasyonların artışı hızlanmıştır. Yan duvarların radyal deformasyonu sınırlamak için gereken ve CEG hattı boyunca devam eden tahkimat basıncı deformasyon eğrisi ise sıfıra düştüğü için arazi tepkime eğrisi G noktasında radyal deformasyon eksenini kesmiştir. Tavandaki deformasyonu sınırlamaya çalışan tahkimat basıncı ise gittikçe bir noktaya kadar azalmakta H noktasından sonra yeniden artmaktadır. Bunun nedeni ise kazı sonucu tavanda gevşeyen kaya kütlelerinin galeriye doğru hareket etmesi ve bu hareketle galerinin daha da üzerinde olan kaya kütlelerinin yeniden gevşemesi ve bu kısmın ağırlığının da galeriye etkimesidir. Bu durumda tahkimat kullanılmadığı takdirde göçük yaşanacaktır.

Kullanılan çelik bağ yük aldıkça bir miktar deforme olmaktadır. Fakat dayanım gösterdiği yüke kadar yük almaya devam etmekte ve deformasyonu da aynı şekilde devam etmektedir. Çelik bağ ünitesinin tahkimat reaksiyon eğrisi Şekil 3.4'te E ve F noktalarında galeri tavanındaki ve duvarlarındaki arazi tepkime eğrisini kesmektedir. Bu noktalarda arazi gerilmeleri ile tahkimat basıncı birinine eşit ve sistem dengededir. Yani tahkimat tarafından arazi basıncı dengelenmiş ve stabil bir duruma getirilmiştir.

Bu örnekli anlatımdan da görüldüğü gibi tahkimat sistemi ile kaya kütlelerinin gerilme deformasyon özelliklerinin birlikte değerlendirilmesi büyük önem taşımaktadır. Ancak kaya kütlesi ve tahkimat etkileşimi çok yönlü incelenmesi gereken ve karmaşık bir yapı olduğu için henüz bu konuda sayısal bir çözüm bulunmamıştır (Karpuz ve Hindistan, 2006). Bu çalışmada Hoek ve Brown tarafından 1980'de önerilen kaya ve tahkimat etkileşimi teorisi temel alınmıştır.

Bu teoride bazı varsayımlar bulunmaktadır. Bunlar aşağıdaki gibi sıralanmıştır:

- Galeri geometrisi dairesel olmalıdır ve çapı r_i ile ifade edilir.
- Galeriye her yönden birbirine eşit gerilme uygulanmaktadır ve Şekil 3.5'te gibi P_0 ile ifade edilmiştir.
- Kaya kütlesi doğrusal elastiktir ve Young Modülü, E , ve Poisson oranı, ν , ile tanımlanmaktadır. Yenilme kriteri olarak aşağıdaki Eşitlik (3.21)'de verilen Hoek-Brown yenilme kriteri kullanılmıştır. Farklı yenilme kriterlerinin kullanımı da mevcuttur (Brown ve diğerleri 1983).

$$\sigma_1 = \sigma_3 + (m \times \sigma_c \times \sigma_3 + s\sigma_c^2)^{1/2} \quad (3.21)$$

Burada,

σ_1 : en büyük asal gerilme,

σ_3 : en küçük asal gerilme,

σ_c : kaya örneğinin tek eksenli basınç dayanımı,

m ve s : kaya kütle malzemesi katsayılarıdır.

- Eğer galeriyi çevreleyen kırılmış kaya kütlesi mükemmel plastik olarak tanımlanıyorsa Eşitlik (3.22)'deki yenilme kriteri kullanılmaktadır;

$$\sigma_1 = \sigma_3 + (m\sigma_c\sigma_3 + s\sigma_c^2)^{1/2} \quad (3.22)$$

Burada,

m_r ve s_r : kırılmış kaya kütle malzemesi katsayılarıdır.

- Plastik bölgenin genişliği Şekil 3.5'te gibi r_e ile ifade edilmektedir ve kayanın, kırılmış kayanın özelliklerine, arazi gerilmelerine ve tahkimat basıncına bağlıdır. Aşağıdaki Eşitlik (3.23), (3.24) ve (3.25)'le ifade edilmektedir.

$$r_e = r_i e^{\left\{N - \frac{2}{m_r m_c} (m_r m_c P_l + s_r \sigma_c^2)^{1/2}\right\}} \quad (3.23)$$

Burada,

$$N = \frac{2}{m_r m_c} (m_r \sigma_c P_0 + s_r \sigma_c^2 -) \quad (3.24)$$

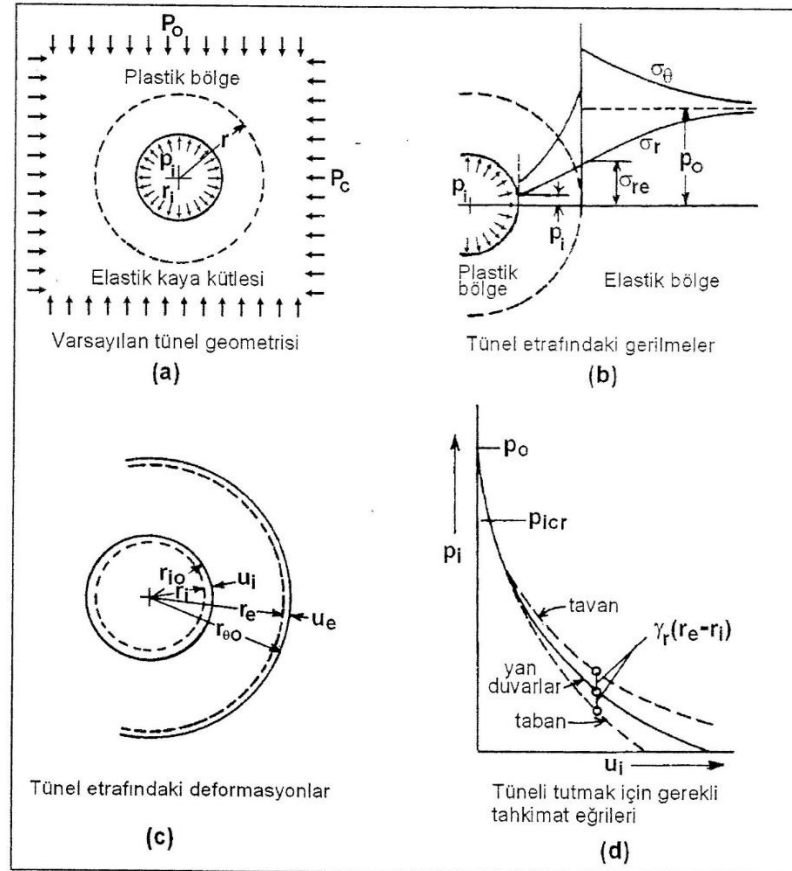
$$M = \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{m}{4} \right)^2 + \frac{m P_0}{\sigma_c} + s \right\}^{1/2} - \frac{m}{8} \quad (3.25)$$

Plastik bölge, tahkimat gerilmesi P_i belirli kritik değerdan küçük olursa oluşur (Şekil 3.5a ve b). Bu durum Eşitlik (3.26)'daki gibi ifade edilebilir;

$$P_i < P_{icr} = P_0 - M \sigma_c \quad (3.26)$$

Tahkimat eğrisi $P_i < P_{icr} < P_0$ koşulunu sağladığında kaya kütlesi elastik olarak hareket edeceğinden tahkimat eğrisinin fonksiyonu Eşitlik (3.27)'deki gibi ifade edilmektedir;

$$u_i = r_{i0} = \frac{1 + \nu}{E} (P_0 - P_i) r_{i0} \cong r_0 \quad (3.27)$$



Şekil 3.5 : Galeri geometrisi ve etrafındaki gerilmeler ve deformasyonların tanımı (Hoek ve Brown, 1980)

Tahkimat eğrisi $P_i < P_{icr}$ koşulunu sağladığında ise plastik bölge eğrisinin fonksiyonu Eşitlik (3.28)'deki gibi tanımlanmaktadır.

$$u_i = r_{10} \left\{ 1 - \left(\frac{1 - e_{AV}}{1 + A} \right)^{1/2} \right\} \quad (3.28)$$

Burada A Eşitlik (3.29)'daki gibi ifade edilmektedir;

$$A = \left\{ \frac{2(1 + \nu)}{E} M \sigma_c - e_{AV} \right\} e^{2N - \frac{4}{m_r \sigma_c} (m_r \sigma_c P_i + s_r \sigma_c^2)^{1/2}} \quad (3.29)$$

Plastik hacimsel birim deformasyon (e_{AV}) ise Eşitlik (3.30)'daki gibidir;

$$e_{AV} = \frac{2 \left(\frac{u_e}{r_e} \right) \left(\frac{r_e}{r_i} \right)^2}{\left\{ \left(\frac{r_e}{r_i} \right) - 1 \right\} \left(1 + \frac{1}{R} \right)} \quad (3.30)$$

R değeri kırılmış bölgenin kalınlığına (r_e) bağlıdır:

$\frac{r_e}{r_i} < \sqrt{3}$ olduğunda (ince kırık zon) $R = 2D \ln(r_e/r_i)$ iken,

$\frac{r_e}{r_i} > \sqrt{3}$ olduğunda ise (kalın kırık zon) $R1.1D$ olarak hesaplanmaktadır.

Eşitliklerde kullanılan D değeri aşağıdaki Eşitlik (3.31) ile hesaplanmaktadır;

$$D = \frac{-m}{m + 4 \left\{ \frac{m(P_0 - M \sigma_c)}{\sigma_c} + s \right\}^{1/2}} \quad (3.31)$$

Ancak bu eşitlik yan duvarlar içindir, çünkü yan duvarların etrafında kırılmış kaya kütlelerinin basınç ve deformasyona etkisi yok denecek kadar azdır. Kırılmış kaya kütlelerinin ölü ağırlığının tavan ve tabandaki etkisi ve gerekli tahkimat basıncı Şekil 3.5d'de görüldüğü gibi çoğaltıp azaltılabilmektedir. Bu değer $\gamma_r(r_e - r_i)$ miktarınca azaltılıp çoğaltılabilmektedir. γ_r kırılmış kaya kütlelerinin birim hacim ağırlığını ifade etmektedir.

Hoek ve Brown tarafından 1980'de sunulan kaya tahkimat etkileşiminde önerilen tahkimat türleri beton ve/veya püskürtme beton, çelik bağ ve kaya saplamalarıdır. Ancak tez çalışmasında püskürtme betonun tahkimat elemanı olarak kullanımı üzerine yoğunlaşıldığından sadece püskürtme beton için sunulan önerilere yer verilecektir.

Tahkimat üniteleri taşıdıkları en büyük yük ve bu yük değerine ulaştıklarında kendilerinde oluşan deformasyon ile teori içerisinde tanımlanmışlardır. Tahkimat elemanının taşıdığı en büyük yükün, o esnadaki deformasyonuna oranı rijitlik veya sıkılık modülü (k) olarak tanımlanmaktadır.

Tahkimat galeride belirli bir deformasyon (u_{i0}) olduktan sonra konulmaktadır. Tahkimattaki sıkılık özelliği de dikkate alındığında denge koşuluna ulaşıldığındaki deformasyon için aşağıdaki Eşitlik (3.32)'deki gibi ifade verilmektedir;

$$u_i = u_{i0} + \frac{P_i r_i}{k} \quad (3.32)$$

Tahkimat karakteristik eğrisi ile arazi tepkime eğrisi dengeye ulaştığında tahkimat sisteminin plastik yenilmesi meydana geldiği varsayılır ve bu noktadan sonra da tahkimat eğrisinin bu özelliği taşıyabileceği en yüksek kapasite olan P_{smax} değerine kadar Şekil 3.6'da olduğu gibi devam eder. Teoride bu en yüksek değer hiçbir zaman aşılmaması gerektiği vurgulanmıştır (Karpuz ve Hindistan, 2006). Beton ve/veya püskürtme betona ait kaya tahkimat etkileşimi teorisinde sunulan eşitlikler aşağıda Eşitlik (3.33) ve (3.34)'te verilmiştir. Bu eşitliklerde kullanılan parametreler Şekil 6b'de sunulmuştur.

$$k_c = \frac{E_c \{r_i^2 - (r_i - t_c)^2\}}{(1 + \nu_c) \{(1 - 2\nu_c)r_i^2 + (r_i - t_c)^2\}} \quad (3.33)$$

$$P_{scmax} = \frac{1}{2} \sigma_{c.sat} \left[1 - \frac{(r_i - t_c)^2}{r_i^2} \right] \quad (3.34)$$

Bu eşitliklerde;

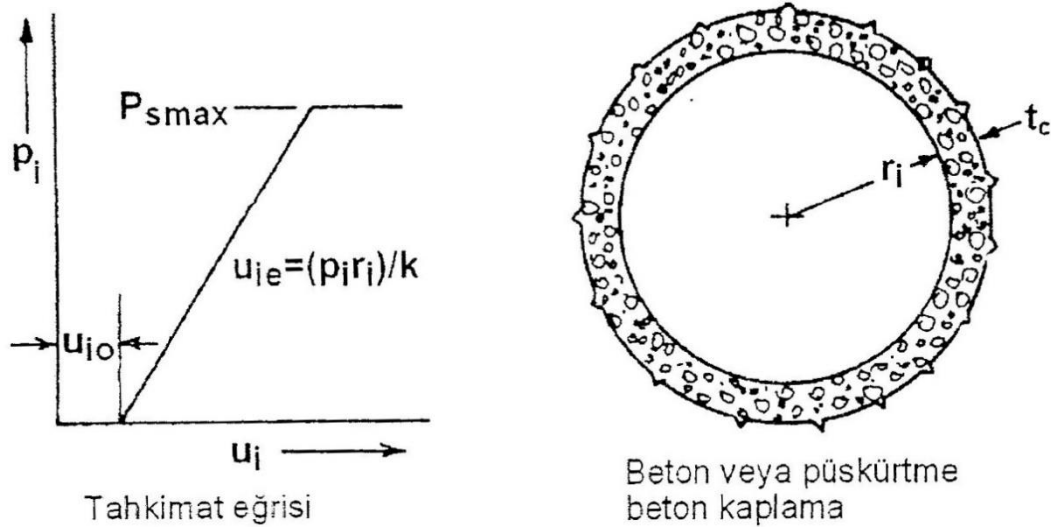
E_c : beton ve/veya püskürtme betonun elastik modülü,

ν_c : beton ve/veya püskürtme betonun poisson oranı,

r_i : galeri yarıçapı,

t_c : beton ve/veya püskürtme betonun kalınlığı,

$\sigma_{c.sat}$: beton ve/veya püskürtme betonun tek eksenli basınç dayanımını ifade etmektedir.



Şekil 3.6 : Beton ve/veya püskürtme beton içim önerilen tahkimat sistemi (Hoek ve Brown, 1980).

Ancak lifle veya çelik hasırla güçlendirilmiş püskürtme betonlar bu maksimum değere ulaştıktan sonrada yük taşıma kapasitelerine alarak da olsa devam etmektedirler. Bu nedenle tez çalışması kapsamında kırılma sonrası bu davranışın kaya tahkimat etkileşimi teorisi içerisindeki yeri ve kullanılmasının ortaya koyacağı sonuçlar araştırılmıştır.

3.2 Kırılma Sonrası Davranışı İçeren Arazi Tepkime Eğisinin Elde Edilmesi

Çalışmanın bu kısmında, çevresinde yeni galeriler açılması sonucu gerilme koşulları değişen maden galerilerinde kullanılan püskürtme betonun kırılma sonrası davranışının arazi tepkime eğrisi ile birlikte kullanımını ele alınmaktadır. Bir önceki bölümde anlatılan ve Hoek ve Brown tarafından 1980 yılında önerilen kaya tahkimat etkileşimi teorisi tasarımlandırmada kullanılmıştır. Püskürtme betonu enerji yutma kapasitesinin belirlenmesi amacıyla Bölüm 2’de de belirtildiği gibi 23 adet farklı karışım ve lif içeriklerine sahip numunelerde panel testi uygulanmıştır. Uygulanan panel testleri sonuçları kullanılarak akma hattı teorisi ve doğrusal olmayan regresyon yardımıyla enerji yutma kapasite hesabı için yeni bir eşitlik önerilmiştir. Doğrusal olmayan regresyonla analiz yapılırken bir önceki bölümde teorisi detaylı olarak verilen Levenberg – Marquardt algoritması kullanılmıştır. Mevcut enerji yutma konsepti ile olan yüksek dereceli ilişkileri ortaya konulmuştur. Madencilik faaliyetleri sırasında başlangıçta bir galeri çevresindeki kaya ortamı kemerlenmiş olsa da çevrede açılan yeni boşluklarla yeni gerilme koşulları oluşabilmektedir. Dolayısıyla sabitleştirilmiş

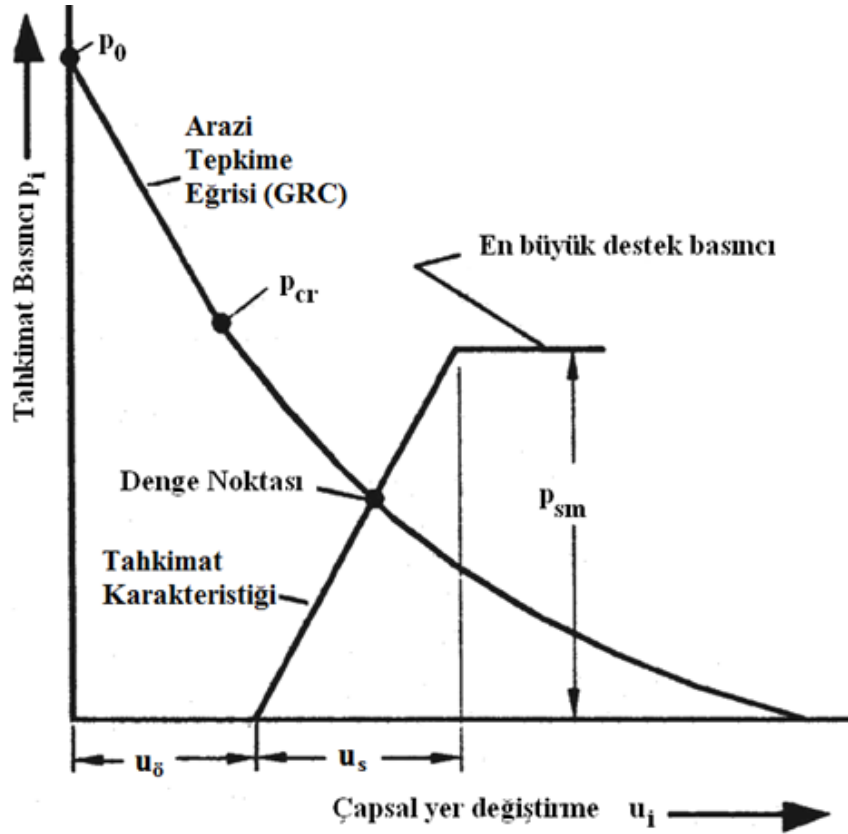
bu bölgeler yeniden harekete geçebilmektedir. Önerilen yeni modellerle farklı gerilme durumlarına maruz kalan maden galerilerinin tepkime eğrisinin belirlenmesi mümkün olmaktadır. Ayrıca yer değiştirmelerin aletli ölçmelerle takip edilmesi koşuluyla lifli püskürtme betonun kırılma sonrasında sökülüp ya da sadece tamir edilip yenilenmesi bunlar mümkün olmazsa yeni bir püskürtme beton tasarımı kararına varılabilmesi mümkün olabilmektedir.

Her ne kadar inşaat tünellerinde püskürtme beton taşıyıcı malzeme olarak tasarımılandırılmasa da, maden galerilerinde uygulanan püskürtme betonun, gerilme koşullarının değişmesi sonucunda oluşan ek gerilmeleri sönmülmesi gerekir. Bu çalışma, hâlihazırda açılmış maden galerilerine uygulanmış püskürtme betonun, yakınlarda yeni bir galeri açıldığında ilk galeri çeperinde oluşan gerilmelerin artışı sonucu oluşan yüksek enerjiyi sönmüleyici olarak kullanılması konusunda yoğunlaşmış ve çalışmada bu konuda yapılmış bazı deneysel, nümerik ve teorik çalışmalara özet olarak değinilmiştir. Bu çalışmaların bazılarında püskürtme betonun lifle güçlendirildiğinde davranışının nasıl değiştiği belirlenmeye çalışılmıştır.

Sonuç olarak temel amaç, püskürtme betonun enerji yutma kapasitesi göz önünde bulundurularak çeşitli madencilik faaliyetleri sebebiyle galerilerde değişen gerilme koşullarındaki performansının değerlendirilmesidir. Bu amaçla püskürtme betonun tahkimat karakteristik eğrisinin plaka eğilme deneyi kullanılarak tespit edilmesi ve formüle edilmesi hedeflenmiş, bunun galeri çevresinde yeni teknik girişimler sebebiyle oluşan yeni gerilme koşulları ile arasındaki ilişkisi irdelenmiştir.

Kaya tahkimat etkileşimi incelenirken en çok kullanılan yöntemlerden biri arazi tepkime eğrisi ile tahkimat karakteristiği eğrisinin birlikte çözümlenerek tahkimatın hangi yer değiştirme miktarında ve ne zaman yerleştirileceğine karar verildiği Hoek ve diğerleri tarafından 1995 yılında önerilen ve Şekil 3.7’ de gösterilen yöntemdir. Bu yöntemde bazı ön kabuller yapılmıştır. Bunlar çalışılan kaya ortamının homojen bir yapıda olduğu ve hidrostatik basınç altında yüklendiği, yeraltındaki açıklığın dairesel kesitli olduğu kabulüdür. Yöntemde püskürtme betonda kırılma olmadığı varsayılmakta ve zamana bağlı olarak azalan tahkimat basıncı zamana bağlı olarak artan tahkimat (püskürtme beton) direnci ile karşılandığında ortamın duraylı olduğu düşünülmektedir. Oysa yeni oluşan gerilme koşulları dolayısıyla püskürtme beton direnci aşılsa bu durumda püskürtme betonun kırılma sonrası enerji sönmülme kapasitesi son derece önem kazanmaktadır. Kırılmaya sebep olan yüksek enerji

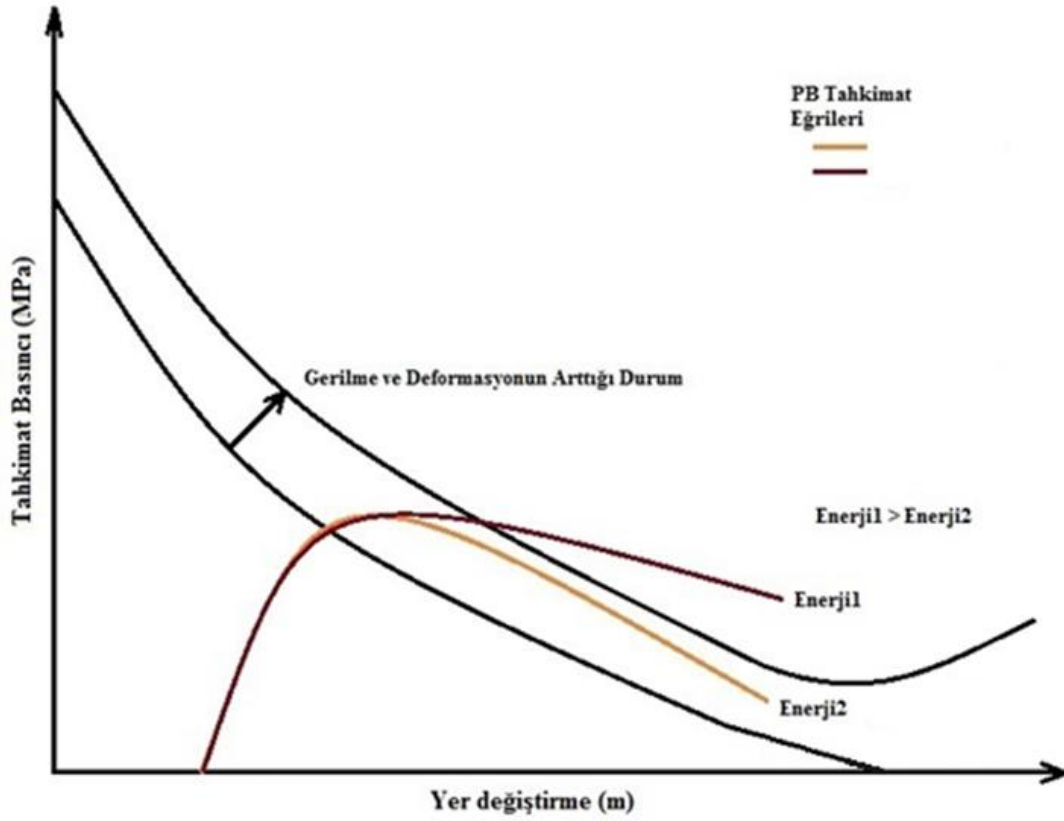
püskürtme beton tarafından sönmülenebiliyorsa ve ortamı yeniden denge haline getirebiliyorsa bu durumda püskürtme betonun tamirat işlemi yapılp ortam duraylı hale gelebilir. Ancak sönmülenemiyorsa bu kez yenilen kaplamanın yerinden sökülerek yeni bir tasarımla yeniden yerleştirilmesi gerekebilir. Dolayısıyla yöntemin bu açıdan irdelenmesi daha efektif bir galeri tahkimatı yapmak açısından gereklidir. Bunu yapmak için de öncelikle değişik lifler kullanılmış, değişen oranlarda lif katkısı yapılmış ve/veya farklı içeriklerde hazırlanmış püskürtme beton karışımlarının bir dizi panel testine tabi tutularak enerji yutma kapasitelerinin belirlenmesi gerekir. Bu durum Ortlepp ve Stacey tarafından 1998 yılında yüksek basınç altında yenilme gerçekleşmeyecek kadar güçlü tahkimatların kullanılmasının mümkün olmadığını belirterek, eğer kırılma sonrasında tahkimat taşıyıcılık özelliğini kabul edilebilir miktarda taşıyorsa kullanılması gerektiğini vurgulamışlardır.



Şekil 3.7 : Arazi tepkime eğrisi ile tahkimat karakteristiği arası ilişki (Hoek ve diğerleri, 1995)

Madencilik faaliyetleri sırasında açılmış ve tahkimat ünitesi yerleştirilmiş galeride ikincil gerilme koşulları oluşabilmektedir. Bu duruma örnek olarak yeraltı su seviyesindeki değişimler gösterilebilir (Shin ve diğerleri, 2011; Lee ve diğerleri, 2006) ya da galeriye yakın bir yerde başka bir galeri açılması ile ilk galeri çevresindeki

gerilme durumunun değişmesi örnek olarak gösterilebilir. Bu nedenle kaya ortamı tepkime eğrisi, bu gibi ikincil gerilme koşulları ile değişim göstermektedir. Bu durumda kaya ortamı karakteristik eğrisi artan gerilme ve deformasyonu temsil edecek şekilde davranış değişikliği göstermekte ve şekil 3.8’de çizilen kuramsal grafikte olduğu gibi yukarıya doğru ötelenmektedir. şekil 2.8’de ayrıca şekil 3.7’de görülen tahkimat karakteristik doğruları yerine panel testlerinden elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri de kullanılmıştır. Buradaki yük değerleri ileri ki bölümlerde açıklanacağı üzere çekme gerilmesine dönüştürülür. Bu arazi tarafından püskürtme betona uygulanan ve kemerlenme sebebiyle zamanla azalan tahkimat basıncı olarak tariflenmektedir. Burada Enerji 1 olarak adlandırılan eğri, o eğri için gerilme – deformasyon eğrisinin altında kalan alanı ifade etmekte ve ilgili püskürtme beton malzemesinin enerji sönümleme kapasitesini sayısallaştırmaktadır. Enerji 2 de diğer gerilme - deformasyon eğrisinin altında kalan alana karşılık gelmekte ve daha değişik püskürtme beton malzemesine sahip ancak enerji sönümleme kapasitesi daha az olan bir gerilme – deformasyon eğrisine karşılık gelmektedir. şekil 3.8’den elde edilen en önemli çıkarım ise bu iki püskürtme beton malzemesinin de başlangıçtaki gerilme koşulunu sağladığı ancak galeri çevresindeki başka bir teknik girişim ve/veya su etkisi ile gerilme koşullarının artması ile Enerji 2 ile gösterilen püskürtme betonun artık yeni gerilme değerlerini karşılayamadığı görülmektedir. Bu durumda ek destekleme işlemi belli bir zaman içinde tamamlanamazsa gk kaçınılmazdır. Ancak Enerji 1 ile adlandırılan püskürtme beton malzemesi ise kırılrsa bile belirli bir deformasyona izin verildikten sonra kemerlenmeyle gerilmelere karşı koyacak ve ortamın duraylılığı sağlanacaktır. Bu çalışmanın temel amacı da panel testleri ile yük-deformasyon, basınç-deformasyon ve enerji sönümleme değerleri belirlenmiş püskürtme betonların yeni oluşan gerilme koşullarını karşılayıp karşılamayacağı konusunda bir irdelemenin yapılması ve bunun sonucunda tahkimatın tamir edilmesi, sklp yenilenmesi ya da yeni bir tasarımın yapılması kararını vermekte yardımcı olunmasıdır.



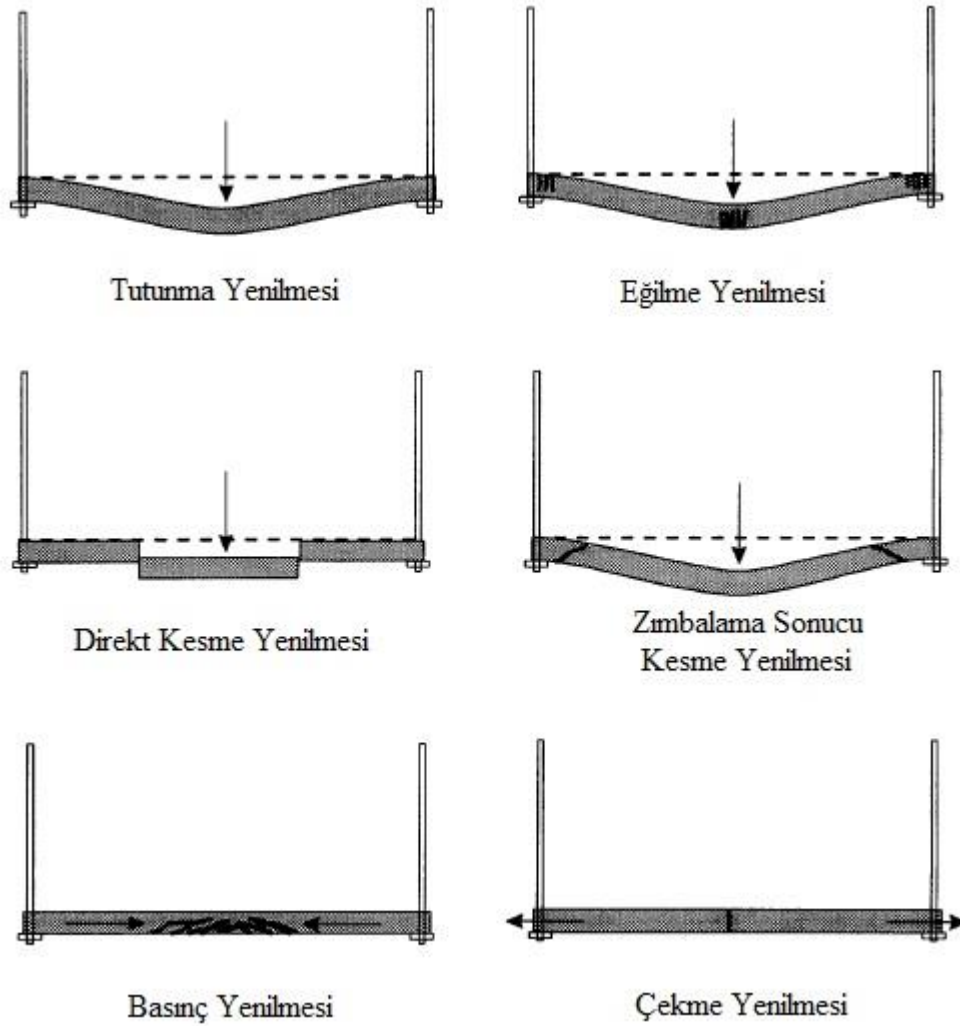
Şekil 3.8 : Arazi tepkime ve püskürtme beton karakteristik eğrileri.

3.3 Püskürtme Betonun Kırılma Sonrasını İçeren Karakteristik Eğrisinin Genelleştirilmesi

Kaya kütleindeki ikincil gerilme koşulları sonucunda tahkimat eğrisindeki meydana gelen değişimle farklı enerji sönmeme kapasitesine sahip iki püskürtme beton malzemesinin bu değişimler ardından nasıl davrandığını anlamak, tasarımılandırma sırasında büyük önem taşımaktadır. Bu nedenle püskürtme betonun tahkimat karakteristik eğrisinin enerji yutma kapasitesi ile nasıl değiştiğinin belirlenmesi gerekmektedir. Bu amaçla sonraki bölümlerde bahsedilecek olan deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiş ve bu enerjinin tahmini yeni geliştirilen bir eğri eşitliği ile ifade edilmiştir.

Püskürtme betonun literatürde belirtilen farklı yenilme türleri bulunmaktadır. Bunlar; Tutunma yenilmesi (Püskürtme beton ile kayaç arasındaki tutunma), eğilme yenilmesi, direkt kesme yenilmesi, zımbalama sonucu kesme yenilmesi, basınç yenilmesi ve çekme yenilmesidir (Barret ve McCreath, 1995). Bu yenilmelerden en sık rastlanılan eğilme yenilmesi ve tutunma yenilmesi olmaktadır. Bu nedenle literatürdeki

Çalışmaların büyük çoğunlu bu yenilme türlerine uygun mekanizmalarda dayanım sağlayacak püskürtme beton karışımlarının araştırılmasına dayalı olmuştur. Yenilme türleri Şekil 3.9’da verilmiştir. Bu tez çalışmasında da eğilme yenilmesi üzerinde yoğunlaşmıştır. Bu nedenle EFNARC panel testleri tercih edilmiştir. Bu nedenle eğilme sırasındaki davranışın incelenmesinde kolaylık sağlayan akma hattı teorisi püskürtme beton karakteristik eğrisinin oluşturmada kullanılmıştır.



Şekil 3.9 : Püskürtme betonun yenilme türleri (Barret ve McCreath, 1995).

Daha öncede Bölüm 2’de bahsedildiği gibi EFNARC panel testlerine tabi tutulan farklı karışım ve lif içeriklerindeki püskürtme beton numunelerinden elde edilen yük sehim eğrileri kullanılarak her bir numune için enerji – sehim grafikleri elde edilmiştir. Bu grafikler Bölüm 2’de sunulmuştur. Bir önceki kısımda detaylı olarak anlatılan akma hattı teorisi (AHT) ile kullanılarak püskürtme betonun tahkimat karakteristik eğrisi elde edilmeye çalışılmıştır. Yük – sehim eğrilerinin normal yükleme koşulundaki çekme gerilmesi – sehim eğrilerine dönüştürülmesi için Eşitlik (3.7) kullanılmıştır.

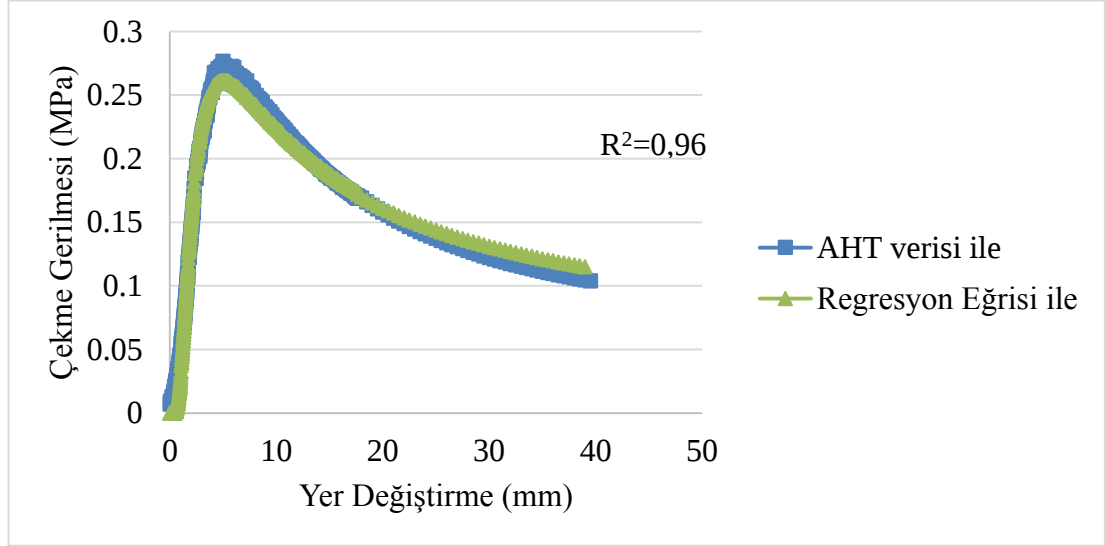
Bu eşitlikte EFNARC'ın kare kesitli plaka deneyleri için L uzunluğu 60 cm alınmıştır. Bu sayede sehim ile uygulanan basınç arasındaki eğri de elde edilmiştir. Bu eğrinin Hoek ve diğerlerinin (Hoek ve diğerleri,1980) teorisinde düz çizgilerle gösterilen tahkimat karakteristik çizgileri yerine püskürtme betonun karakteristik eğrisi olarak kullanılması mümkündür ve daha gerçekçi olacağı düşünülmektedir. Çünkü lifli ya da güçlendirilmiş püskürtme beton kırılma sonrasında kırılma bir davranış değil sünek bir davranış göstermektedir. Enerji yutma kapasitesi de daha önceden belirtildiği üzere kırılma öncesinde kırılma sonrasına kıyasla çok daha düşüktür. Bu nedenle enerji yutma kapasitesi; lif içeriği ve karışım özellikleri ile doğrudan ilişkilidir. Plaka yüklendiğinde yük – yer değiştirme eğrisi en yüksek dayanıma kadar sıkıştırma gerilmelerine maruz kalmaktadır. Ancak kırılma gerçekleştikten sonra bunun yerini Şekil 3.10'da gösterilen çapraz doğrulara dik yöndeki çekme gerilmelerine bırakmaktadır (Desayi ve Muthu, 1987). Bir diğer deyişle kırılma gerçekleştikten sonra betondaki lifler çekmeye karşı direnç göstermekte ve artık kaydedilen yük değeri altında liflerin betona tutunarak ve sehim gerçekleştikçe liflerin esnemesine sebep olmaktadır. Liflerin kopana kadar esnemesi püskürtme betonun daha sünek bir davranış göstermesi ve daha çok enerji yutması (sönümlemesi) demektir. Bu davranış ancak yukarıdaki eşitlikte birikimli (kümülatif) enerji ve sehim kullanılarak ortaya konulabilmektedir.



Şekil 3.10 : Püskürtme beton panellerinde oluşan kırılma mekanizması.

Bu çerçevede bu çalışmada EFNARC panel testlerinden elde edilen yük sehim eğrilerinin her biri için AHT kullanılarak farklı enerji yutma kapasitelerindeki numunelerin çekme gerilmesi – sehim eğrileri oluşturulmuştur. Normal yükleme

koşulu altında elde edilen çekme gerilmesi ve sehim eğrileri, tahkimat tasarımılandırması sırasında kolayca kullanılabilmeleri için doğrusal olmayan regresyon analizi ile formüle edilmiştir. Analizlerde, azaltılmış en küçük kareler yöntemine göre eğri geçirilmesini sağlayan Levenberg-Marquardt algoritması kullanılmıştır. AHT verisi ve regresyon analizi ile elde edilen çekme gerilmesi – sehim eğrilerinden bir örnek Şekil 3.11’de sunulmuştur.



Şekil 3.11 : AHT verisi ve regresyon analizi sonucu elde edilen örnek çekme gerilmesi – sehim eğrisi.

Regresyon analizi sırasında, normal yükleme koşulunda oluşan çekme gerilmesi ve sehim arasında, bu çalışma kapsamında geliştirilen ilişki için aşağıda Eşitlik 3.35’te belirtilen model denklemi kullanılmıştır. EFNARC panel deneylerinden elde edilen her bir çekme gerilmesi - sehim eğrisinin verileri ile azaltılmış en küçük kareler yöntemiyle hesaplama yapan Levenberg-Marquardt algoritması kullanılarak üretilen eğrilere ait olan ve bu eşitlikte verilen a, b, c katsayılarının alt ve üst sınırları her bir panel için belirlenmiş olur. Bu da, çalışma kapsamında her bir püskürtme beton karışımı için yapılan en az 3 deney için a, b, c katsayılarının hangi aralıklarda değiştiğinin gösterildiği anlamına gelmektedir. Bu sayede ilgili karışımlar için bu eğriden üretilen enerji yutma kapasitesi sınırlarının belirlenebileceği ortaya çıkmış olur. Böylece uygulamacıların 25 mm’deki enerji yutma kapasitesini de ilgili püskürtme beton karışımı için belirlemesi mümkün olabilmektedir.

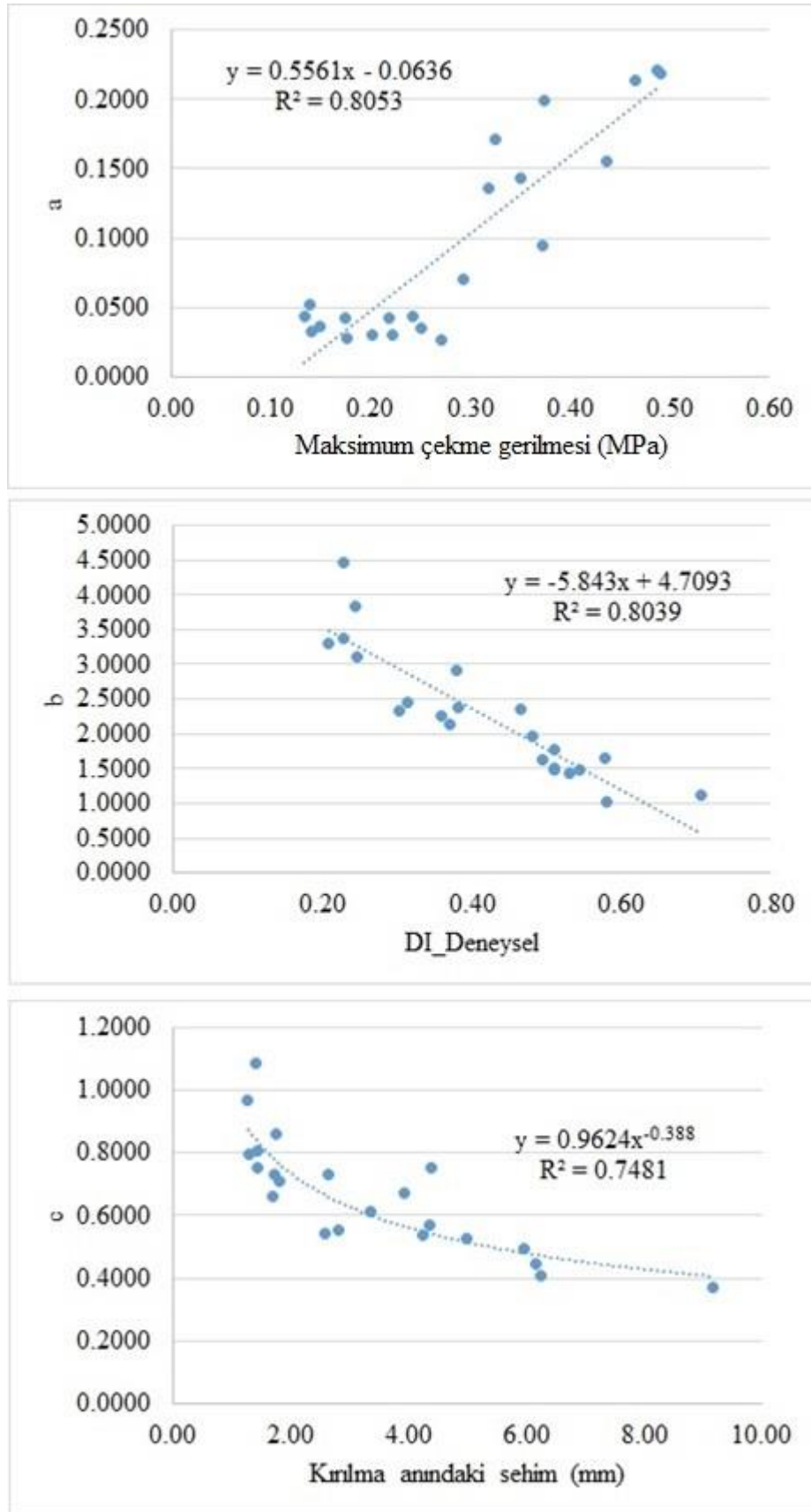
$$\sigma_T = a * \delta^{\left(\frac{b}{\delta^c}\right)} \quad (3.35)$$

Belirlenen bu a, b ve c katsayıları ile maksimum çekme gerilmesi, kırılma anındaki sehim ve enerji yutma kapasitesi arasında istatistiksel ilişkiler de Çizelge 3.1’de listelenmiştir.

Çizelge 3.1 : Doğrusal olmayan regresyon için analiz sonuçları.

Sıra No	a	b	c	r ²	Maksimum Çekme Gerilmesi (MPa)	Kırılma Anındaki Sehim (mm)	Kırılma Yüğü (kN)	25 mm’deki Enerji (J)
1_1_2011	0.0426	2.3874	0.5413	0.9675	0.22	2.60	40.95	591.00
1_2_2011	0.0359	2.9204	0.5553	0.9835	0.25	2.83	45.99	727.00
1_3_2011	0.0263	3.8293	0.6139	0.967256	0.27	3.36	53.65	715.00
2_1_2011	0.0308	2.4485	0.4939	0.9434	0.20	5.98	34.18	520.00
2_2_2011	0.0308	2.3509	0.4472	0.9772	0.22	6.16	36.90	756.00
2_3_2011	0.0441	1.6526	0.3723	0.9751	0.24	9.18	41.35	1030.00
3_1_2011	0.0329	3.1181	0.7311	0.9511	0.14	1.74	36.83	370.00
3_2_2011	0.0522	3.2941	1.0847	0.9351	0.14	1.42	33.50	289.00
3_3_2011	0.0439	2.3210	0.7547	0.9453	0.13	1.44	29.57	370.00
4_1_2011	0.0421	2.1319	0.5708	0.9734	0.18	4.36	33.01	534.00
4_2_2011	0.0704	2.2606	0.7542	0.9412	0.29	4.38	32.38	542.00
4_3_2011	0.0281	3.3824	0.6737	0.9667	0.18	3.92	33.92	375.00
5_2_2011	0.0371	4.4760	0.9670	0.8372	0.15	1.28	30.88	319.00
1_3_2012	0.2207	1.4772	0.6628	0.7904	0.49	1.69	83.28	1818.00
1_4_2012	0.2183	1.6187	0.7103	0.9019	0.49	1.80	91.10	1818.00
2_1_2012	0.2134	1.0214	0.5271	0.9111	0.47	5.00	76.28	1861.00
2_2_2012	0.1558	1.1129	0.4103	0.9468	0.44	6.27	72.49	2085.00
2_3_2012	0.1713	1.4782	0.7962	0.7566	0.32	1.31	57.51	1173.00
3_4_2012	0.1990	1.4430	0.8620	0.7749	0.37	1.76	57.57	1233.00
3_5_2012	0.1435	1.5091	0.8036	0.8130	0.35	1.46	47.50	979.00
5_2_2012	0.0743	2.3762	0.4800	0.9263	0.47	3.84	83.05	1789.00
5_3_2012	0.1355	1.7706	0.7286	0.8511	0.32	2.64	52.66	1110.00
5_4_2012	0.0951	1.9734	0.5402	0.8905	0.37	4.24	63.66	1263.00

Elde edilen a, b ve c katsayıları ile 25 mm’deki süneklik indeksi, kırılma anındaki sehim ve maksimum basınç arasındaki ilişkileri gösteren grafikler Şekil 3.12 ‘de verilmiştir. Bu da bu katsayılarla dahi enerji yutma kapasitesi ve maksimum basınç arasında ilişki izleri olduğunu göstermektedir.



Şekil 3.12 : 25 mm'deki enerji yutma kapasitesi, kırılma anındaki sehim ve maksimum çekme gerilmesi ile a, b, ve c katsayıları arasındaki ilişki.

Bu ilişkinin doğrusal olmasının sebebi akma hattı teorisindeki yük değerlerinin çekme gerilmesine dönüştürülmesi için kullanılan eşitliğin (Eşitlik 3.35) benzer özellik göstermesidir. Formülde sehim ve çekme gerilmesi arasında doğrusal bir ilişki bulunmaktadır.

3.4 Kırılma Sonrası Davranışın Kaya Tahkimat Etkileşimi Teorisinde

Kullanımı

Daha öncede belirtildiği gibi özellikle zayıf formasyonlarda açılan maden galerilerinde kaya ile püskürtme beton arasındaki etkileşim son derece önemlidir. Bunun için öncelikle püskürtme beton malzemesinin kalitesinin belirlenmesi ve taşıyıcılık karakteristiğinin ortaya konulması gerekmektedir. Bu da EFNARC panel testleri ya da dairesel panel testleri ile mümkün olmaktadır. Bu testler sonucunda 25 mm ya da 40 mm'deki enerji yutma kapasiteleri belirlenip tasarım aşamasında bu değere kadar enerji sönümlendiği düşünülmektedir. Bundan sonra da arazi gerilmeleri ve dolayısıyla yüklerinin belirlenerek kalitesi ortaya konmuş püskürtme betonun kaya ile birlikte davranışının, başka bir deyişle enerji yutma kapasitesinin ortaya konulması ve bu gerilmeleri karşılayıp karşılamadığının analizi gerekir. Böylece püskürtme betonun kırılma sonrasında galeri etrafında oluşan plastik özellik gösteren bölgedeki kemerlenmeye yardımcı olup olmadığı ya da yeniden sökölüp yerleştirilmesi kararı hakkında fikir edinilebilir.

Bu çalışmada öncelikle karışım oranları belli olan değişik lifli ve lif içermeyen püskürtme beton malzemesinin kırılma öncesi ve sonrası karakteristiği oluşturulan bir modelle ortaya konulmuştur. Taşıyıcılık kapasitesi belirlendikten sonra mevcut kaya tahkimat etkileşimi yöntemleri içerisine entegre edilmiştir.

Bir galeri açıldıktan sonra her ne kadar kemerlenme oluşup yer değiştirmeler sınırlandırılrsa da yapılan madencilik çalışmaları gereği bu galeriye yakın bir yerde başka bir galeri açılması sonucunda gerilme koşulları değiştiğinden püskürtme beton üzerine gelen yükler artmakta ve arazi tepkime karakteristiği yüksek gerilme ve deformasyon koşullarını sağlayacak bölgeye kaymaktadır. Bu durumda yeni oluşan bu gerilme koşulunun sonucunda, hali hazırda yerleştirilen püskürtme betonun kırılma sonrası davranışının kontrol edilmesi ve yerinde yer değiştirme ölçümleri ile takip edilmesi gerekmektedir. Elde edilen bu arazi verileri mutlaka değerlendirilmeli ve stabilite açısından yorumlanmalıdır. Örneğin, püskürtme betonun kırılma sonrası

davranışını gösteren karakteristik eğrisi yukarıya atımlanmış arazi tepkime eğrisi ile yeniden kesişiyorsa tamirat yapıp gözlemlenmeye devam edilebilir. Ancak kesişmiyorsa tekrar sökölüp yeni tasarlanan tahkimatın uygulanması söz konusudur.

Bu amaçla çalışmada kırılma sonrasında püskürtme betonun farklı enerji yutma kapasiteleri için tahkimat tasarımında önemi araştırılmıştır. Bunun için EFNARC'ın standart deney olarak kullandığı bir dizi plaka eğilme deneyi gerçekleştirilmiştir. Bu deneyler sonucunda farklı enerji yutma kapasitelerine sahip 10 ayrı fiber karışımı için 23 adet panel örneğinin yük sehim eğrileri belirlenmiştir. Bu eğriler AHT ile normal yükleme koşullarındaki çekme gerilmesi – sehim eğrilerine dönüştürülmüş daha sonra Levenberg-Marquardt algoritması ile üretilen yeni çekme gerilmesi – sehim eğrileri ile yüksek korelasyonla karşılaştırılmış ve bu çalışma kapsamında geliştirilen ve bu eğrileri matematiksel olarak ifade eden Eşitlik (3.5)'in a, b ve c katsayıları da belirlenmiştir. Bu da püskürtme beton için enerji yutma kapasitelerinin örneğin 25 mm sehimde katsayılara göre hangi sınırlarda değişebileceğinin belirlenmesi anlamına gelmektedir. Eğrilerin katsayıları ile eğrilerdeki kırılma sonrası sehim, maksimum çekme gerilmesi ve süneklik indeksi arasında ilişki bulunmuştur. Bu sayede kırılma sonrasında mevcut püskürtme betonun galeri de ne kadarlık bir yer değiştirme sonucunda uygulanması gerektiği, ikincil gerilmeler sonucu püskürtme beton kaplamasında kırılma yaşandığında püskürtme betonun kaya kütleesindeki yeni gerilme ve deformasyon koşullarında sistemi dengeye ulaştırıp ulaştırmayacağı sorusunun cevabı verilebilecektir. Model parametreleri belirlenen çekme dayanımı ve sehim arasındaki ilişki belirten doğrusal olmayan Eşitlik (3.35)'teki denklem kullanılarak hangi rijitlikte ve süneklik indeksine sahip püskürtme betonun mevcut ve değişken arazi koşulları altında kaya tahkimat etkileşim terosine göre gereksinimleri ne kadar ve hangi zamanda karşıladığını tespit etmek mümkün olabilecektir. Çünkü model parametreleri olan a, b ve c'den a ve c parametreleri püskürtme betonun rijitliği, b ise süneklik indeksi ile ilişkili olduğu Şekil 3.12 ile gösterilmektedir.

Püskürme betonun kırılana kadar bir diğer deyişle yük – sehim grafiğindeki maksimum yük değerine ulaşılanaya kadar numune de basınç gerilmesi olduğu, kırılmadan sonra ise bu sıkışma gerilmesinin yerini kırılma hattı boyunca çekme gerilmelerine bıraktığı düşünülmektedir. Bu durumda kırılma öncesi enerji aslında sıkışma gerilmesine karşı koyulan toplam işi, kırılma sonrasında oluşan enerji de çekme gerilmesine karşı koyulan işi ifade etmektedir. Ancak kırılma sonrası çekme

gerilmesi lif veya başka bir malzemeye güçlendirilmemiş püskürtme betonda hemen hemen olmadığı için kırılma sonrasında süneklik indeksi de bu yüzden çok düşüktür. Bu durum Bölüm 2’de açıkça görülmektedir.

Basınç ve yer değiştirme eğrisinin karakteristiği kırılma sonrasında süneklik indeksine göre değişiklik göstermektedir. Bu çalışmaya konu olan maden galerileri Şekil 3.7’deki gibi başlangıçta kemerlenmiş ve stabilize olmuş galerilerdir. Ancak yakınlarda bir başka galerinin açılması ile Şekil 3.8’de verilen davranışı sergilemektedirler. Eğer Enerji 2’ye bağlı bir tahkimat karakteristiği ile destelemek söz konusu olursa tahkimat hiçbir zaman yeni oluşan gerilme koşulunu karşılayamayacak ve ortamda muhtemel bir göçük beklenecektir. Ancak süneklik indeksi yüksek olan püskürtme betonun tahkimat eğrisi (Enerji 1) ikincil gerilme koşulları altında oluşan kaya ortamını eğrisi ile tekrar çalışmakta ve denge koşulu sağlanmaktadır. Bu iki eğri, süneklik indeksi arttıkça daha yüksek yer değiştirmelerin olduğu yerlerde kesişmekte buna rağmen belirli bir deplasman sonunda kemerlenme gerçekleşmektedir. Bu da bu gibi yerlerde kırılan betonun tamir edilmesi ve ölçme aletleriyle gözlenmesi kararının verilebilmesine yardımcı olur. Eğer Enerji 2’deki gibi bir davranış varsa da kırılıp yenilen püskürtme beton sökülerek yerine ya Enerji 1 deki gibi bir karışım içeren püskürtme beton uygulanmalı ya da bu çalışmanın konu alanının dışında kalan kaya saplamaları gibi daha başka sağlamlaştırma işlemleri ile tahkimat karakteristiği daha sağlam bölgelere kaydırılmalıdır.

Sonuç olarak püskürtme beton kullanıcıları kullandıkları karışımın kırılma sonrasında da püskürtme betonun taşıyıcılığına devam etmesi, başka bir deyişle kaya tarafından aktarılan hareket enerjisini sönmülemeye devam etmesini istemektedir. Bunu ne düzeyde sönmülemeye devam edeceği ve bu düzeyin yeterli olup olmadığının araştırılması bu çalışmanın başlıca konusunu teşkil etmektedir. Çalışma sonucunda ortaya konan teoriyle kullanılan püskürtme betonun tamir edilmesi veya sökülüp yeni bir tahkimat yapılmasına karar verilmesi mümkün olabilmektedir.

4. NÜMERİK ÇALIŞMALAR

Bu bölümde kaya ve püskürtme beton etkileşimi teorisinin bileşenlerinden olan arazi tepkime eğrisinin belirlenmesi amaçlanmıştır. Bu amaçla geliştirilmiş deterministik metotlar yuvarlak kesitli açıklık, hidrostatik basınç gibi kabullere dayalı çözüm üretmektedir. Çalışma sahasında değişken jeolojik formasyonlar içinde açılmış kare kesitli galeriler bulunmaktadır. Bu neden karmaşık geometri ve jeolojik koşullarda arazi tepkime eğrilerinin belirlenebilmesi için nümerik yöntemler tercih edilmiştir.

Arazi tepkime eğrisinin belirlenmesi için kullanılan deterministik ve nümerik metotlar bu bölümde tanıtılmıştır. Uygulamada bir nümerik yöntem olan yük azaltma metodu kullanılmıştır. Çalışma sahasında seçilen 5 farklı galerinin jeolojik kesitleri çıkarılmıştır. Jeolojik formasyonlara ait mekanik ve fiziksel parametrelerin belirlenmesi için Çayeli Bakır İşletmeleri tarafından daha önce yapılan deneylerin sonuçları kullanılmıştır.

Madencilik faaliyetleri gereği, bir galeri çevresinde açılan diğer galerilerin ve bu galerilerin uzaklıklarının etkisi arazi tepkime eğrileri çıkarılarak incelenmiştir. Bu eğrilerin elde edilmesiyle üçüncü bölümde ortaya konulan püskürtme beton karakteristik eğrileri ile beraber çözümlenmeleri sağlanacaktır. Bu sayede püskürtme beton uygulayıcısı değişen yeni koşullarda püskürtme betonunun kırılma sonrası performansını belirleyebilecektir.

4.1 Sahanın Tanıtılması

Çayeli Bakır İşletmeleri A.Ş. Doğu Karadeniz bölgesinde, Rize ilinin 28 km doğusunda, Çayeli ilçesinin 8 km güneyinde bulunan Madenli kasabasında yer almaktadır (Şekil 4.1). İşletme sahası Pontit dağının eteklerinde bulunmaktadır. Bölge, yüksek topografik rahatlatma ve sağanak yağışlarla karakterize edilmiştir. Elde edilen cevheri, Çayeli Bakır İşletmeleri A.Ş. zenginleştirmektedir ve masif cevher işletme metodu ile Cu ve Zn konsantreleri elde edilmektedir.



Şekil 4.1 : Çayeli Bakır İşletmeleri (Erol, 2010).

Çalışma alanına ulaşım oldukça kolaydır. İşletme, Rize ile çevre il ve ilçelere asfalt tipi yollarla bağlıdır. Ulaşım Karadeniz sahil yolu ile yapılmaktadır (Şekil 4.2). Rize’de üretilen konsantreninde piyasaya sunulduğu bir liman mevcuttur. Köy yolları ise genellikle şase tipi yollardır (Erol, 2010).



Şekil 4.2 : Çayeli Bakır İşletmeleri’nin Konumu (Erol, 2010).

4.2 Sahanın Jeolojisi

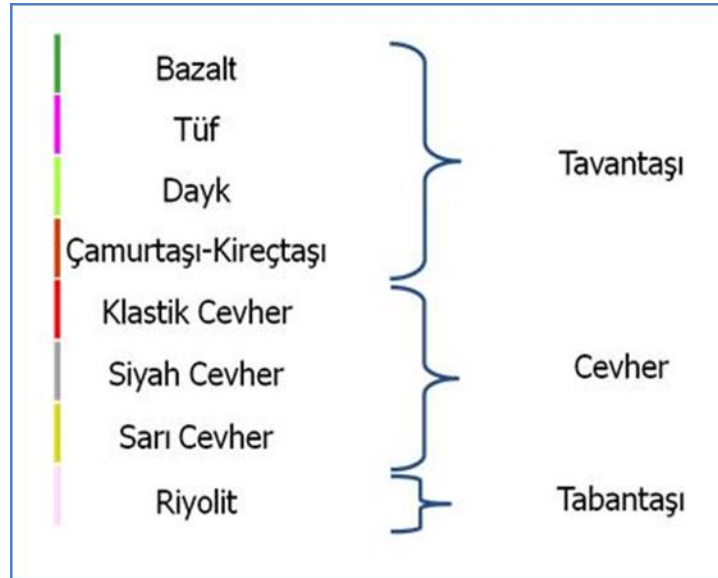
Saha jeolojisi; bölgesel ve yerel jeoloji, tektonik ve cevherin özellikleri açısından kısaca ele alınmıştır.

4.2.1 Bölgesel ve yerel jeoloji

Ruhsat sahası içinde bulunan Kuroko tipi volkanik sedimanter Bakır – Çinko cevher yatağının tabantaşı, tavantaşı, yerüstü jeolojik etütleri ile cevher üretimi için açılan hazırlık galerilerinin birimlerinin yerleşim planı Çayeli Bakır İşletmeleri'nde daha önce çalışan ve halen çalışmakta olan jeologlar tarafından özetlenmiştir (Şekil 4.3). Ruhsat sahası genellikle Çay tarım alanları ve tipik bir Doğu Karadeniz bitki örtüsü ile kaplı olup, engebeldir. Doğu Karadeniz Volkanik Kuşağı (Pontidler), başlıca üç ana birimden oluşur;

- Prekambrian Yaşlı, Kristalli Taban Kompleksi.
- Jura – Pliosen Yaşlı, Volkanik-Sedimanter Seri.
- Kretase – Oligosen Yaşlı, Granitik-Granodioritik Kompleks.

Çayeli-Madenli Cu-Zn yatağı, kuroko tipi masif sülfütlü yataklarla pek çok benzerlik göstermektedir. Cevherleşme, doğrultu boyunca KG 880 m, görünür yatak uzunluğu 200 m, görünür yatak doğrultu uzunluğu 500 m'dir. Kalınlık birkaç metreden 80 m'ye kadar değişmektedir. Ortalama cevher kalınlığı ise 20 m'dir ve ortalama 70° eğimle Kuzeybatı'ya dalmaktadır.



Şekil 4.3 : İşletme Jeolojisi (Erol, 2010).

4.2.2 Bölgesel ve yerel jeoloji

Jura sonu ile Eosen arasında oluşan geniş bir ada yayı sisteminin bir parçasını oluşturur. Bu kuşak batıda Karpatlar ve Balkanlardan, Doğuda İran'daki Elbruz

Dağları'na kadar uzanır. -Pontidler, Kaledoniyen, Hersinyen ve Alpin tektonik dönemlerinde oluşmuşlardır.

Cevher kütlelerinin taban ve tavantaşı kontaklarının ilksel sedimanter, Güney ve Kuzey uçlarında ise cevherin incelerek kapandığı, normal tabantaşı-tavantaşı kontağına geçildiği gözlenmiştir. Cevher kütlesi oluşum esnasında, yerleşme esnasında ve yerleşmeden sonra, tektonizmaya uğramıştır. Cevher kütlesi içinde genel olarak KD-GB doğrultulu, 30-70° KB eğilimli, kayma düzlemi, birkaç metre atımlı faylar gözlenmiştir.

4.2.3 Cevherin özellikleri

Görünür cevher kütlesi, Kuzey ve Güney uçlarda ince, orta kısımlarda daha kalındır. Taban ve tavantaşı sınırlarının eğim ve doğrultuları Kuzey ve Güney'de farklılıklar gösterir. Kot 920'de tavantaşı kontağının eğimi dikleşir ve bazı noktalarda Doğu'ya döner. Tabantaşı kontağı ise bazen net, bazen geçişlidir. Bazı katlarda Kuzey ve Güney uçlarda faylarla da sınırlandığı gözlenmiştir. Kot 920'de Kuzey galerisi cevher içinde devam etmiş ve 1999 yılında yapılan karotlu sondajlarla cevher kütlelerinin Kuzey 1920 ile Kuzey 2120 kesitleri arasında da süreklilik gösterdiği tespit edilmiş ve görünür rezerv 1,2 milyon ton arttırılmıştır (Erol, 2010).

Cevher kütlesi genel olarak iki ana kısımdan oluşur. Bunlar, cevherin %60'ını oluşturan masif sülfür çakıl ve breşleri ile bunların içinde bulunduğu dolomit ve barit de içeren hamurdur. Cevher iki ana gruba ayrılmıştır; Sarı Cevher (Düşük Çinkolu), Siyah Cevher (Yüksek Çinkolu). Bu ayırım cevherin içindeki çinko miktarına göre yapılır. Eğer çinko miktarı %6'dan fazla ise Siyah cevher, az ise Sarı cevher olarak adlandırılır. Tabantaşının cevher ile sınırını oluşturan, çatlakları pirit ve kalkopirit ile doldurulmuş, bozuşmuş breşleşmiş asidik volkanikler, besleme zonu olarak değerlendirilir. Cevher kütlesi fiziksel, mineralojik ve metalurjik özelliklerine göre alt sınıflara ayrılmıştır. Bunlar; masif siyah, kırılğan siyah, parçalı siyah, parçalı sarı, masif sarı, dağılgan sarı, damarlı sarı, ağsal damarlı sarı cevherlerdir (Erol, 2010).

ÇBI'de elde edilen cevher iki ana değerli mineral içerir. Bunlar kalkopirit (CuFeS_2) ve sfalerittir (ZnS).

Cevher örnekleri:

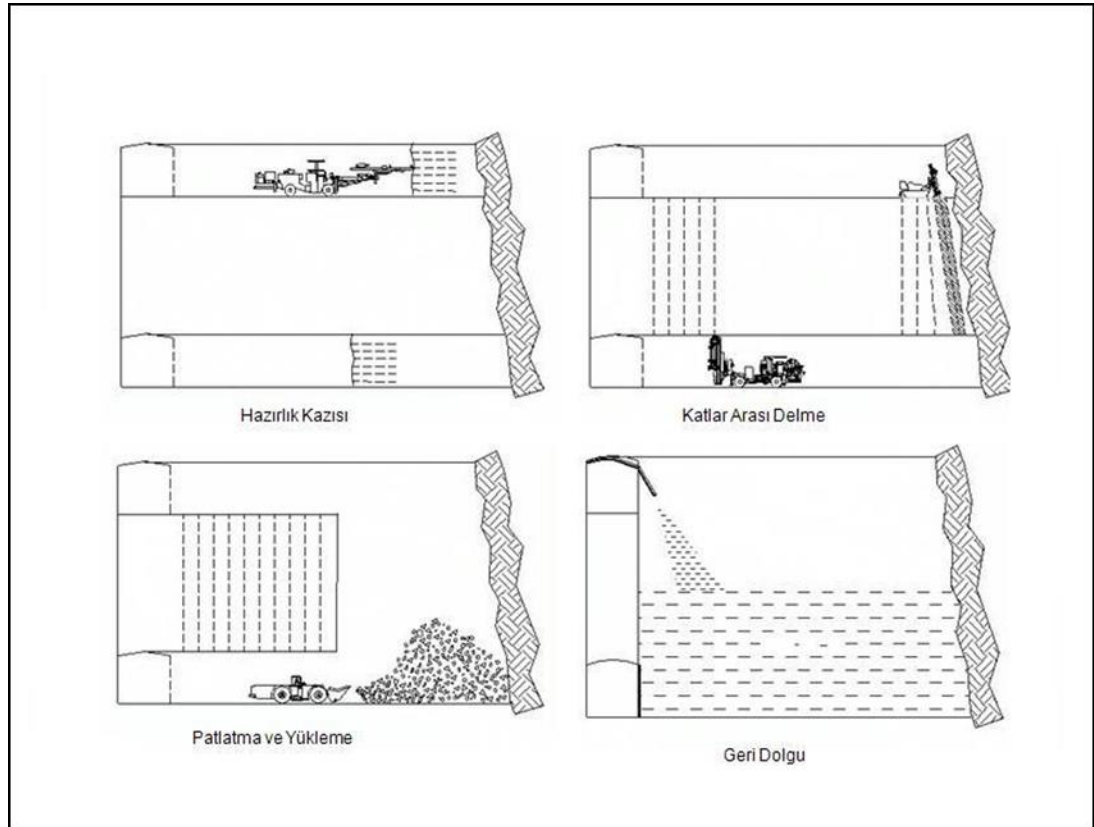
- Bakırca zengin sarı cevher

- Çinkoca zengin siyah cevher
- Sfalerit çakıllı (klastik) cevherdir.

Madenden çıkarılan, %3 bakır ve %5 çinko tenörlü cevher, fabrikada %25 bakır ve %50 çinko içerikli konsantreye dönüştürülür. Bu tenör değerleri dünya standartlarına göre yüksek tenör değerleridir.

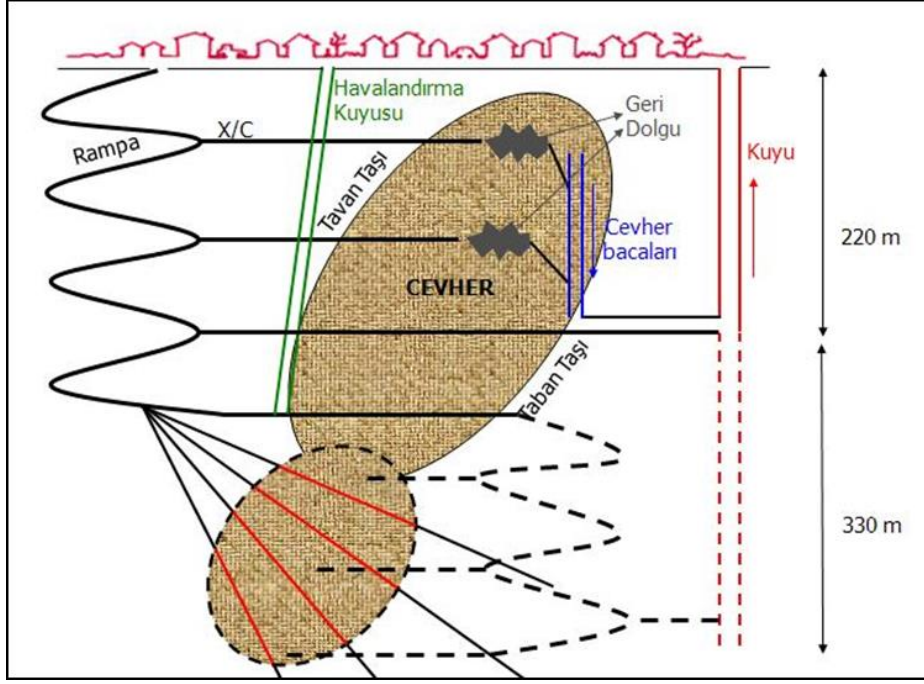
4.3 Üretim Yöntemi

ÇBI' de kullanılan madencilik metodu cevher yatımına dikey ve/veya cevher yatımına paralel ara kat göçertmeli, dolgulu yöntemdir (Şekil 4.4). Bu yöntem, tam topuk kazanımı ile %100 cevher çıkarımını sağlayıp, yer üstünde çökmelere sebebiyet vermemek amacıyla tasarlanmış olan bir yöntemdir (Erol, 2010).



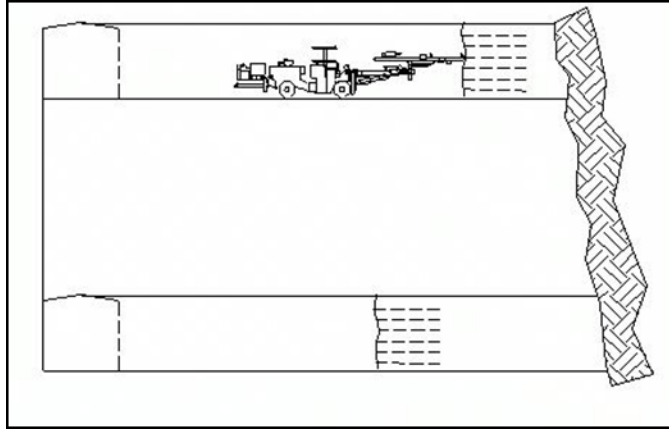
Şekil 4.4 : Katlararası Üretim Şekli (Erol, 2010).

Cevhere tavan taşındaki rampa ve taban taşındaki üretim kuyusu aracılığıyla ulaşılır. Ana katlar 80-100 metre dik aralıklarla, ara katlara 1080-800 kotları arasında 20 metre, 800 ve altı kotlar arasında ise 15 metre aralıklarla konumlanmıştır.



Şekil 4.5 : Cevherin ve Ocak Yollarının Görünüşü (Erol, 2010).

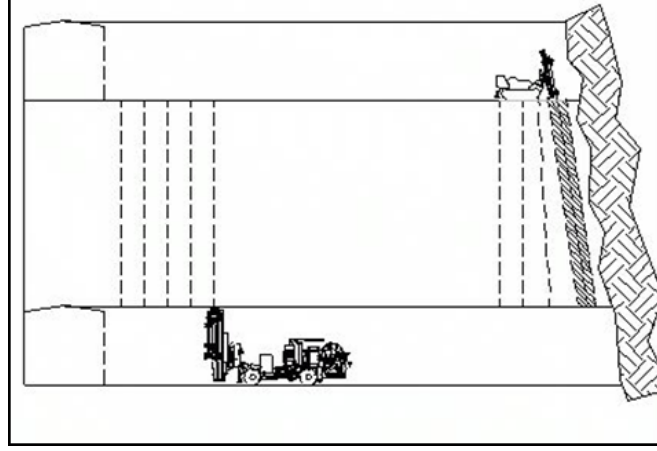
Cevherde ilerleme doğrultu yönünde kesiti 25 m² olan galeriler aracılığıyla tavantaşı, tabantaşı veya cevher tabakasının içinden cevher sınırına kadar ilerleyerek sağlanır (Şekil 4.5). Panoların hazırlanışı eşik galerileri aracılığıyla doğrultu boyunca tavan ya da taban taşına doğru, ya da düşük tenörde cevher olan yerlerde eşik tenörü sınırına kadar yapılır (Şekil 4.6).



Şekil 4.6 : Katlarda İlerleme (Erol, 2010) (Erol, 2010).

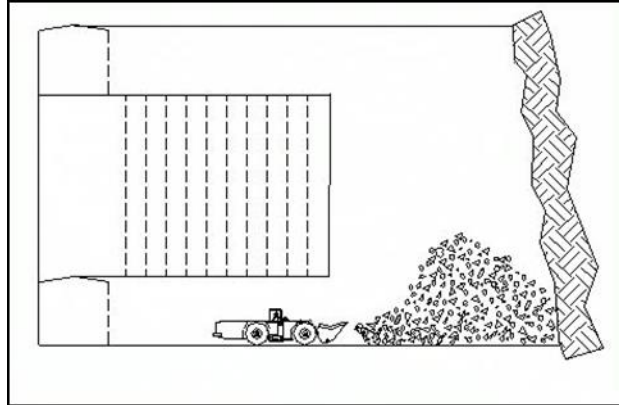
Eşik galerileri 7 metre genişliğinde ve 5 metre yüksekliğindedir. Alt veya üst galerilerde patlatılan cevherler Tamrock Toro kepçeler ile alınarak 28 tonluk Atlas Copco Wagner kamyonlara yer üstüne veya yeraltında cevher döküm kuyularına boşaltılır. Pano üretimi iki eşik galerisi arasındaki 15 metre uzunluğundaki basamak alınarak yapılır. Boş delikler iki eşik galerisinin son noktalarından açılır. Kuyu yarığa

doğru serbest kırılma yüzeyi yaratmak için genişletilir. Basamağın geri kalanı açık olan boş deliklere doğru patlatılır (Şekil 4.7).

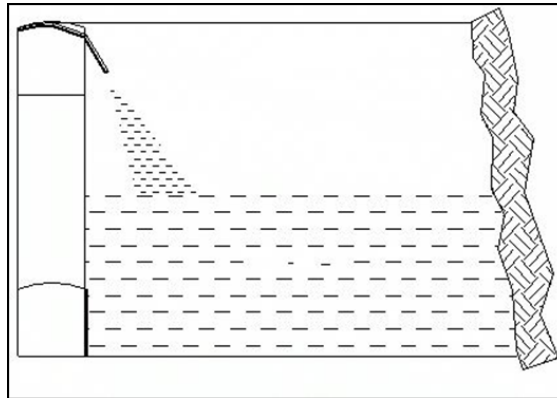


Şekil 4.7 : Katlararası Delik Delinmesi (Erol, 2010).

Cevher alttaki eşik galerisinden uzaktan kumandalı kepçeler aracılığı ile kaldırılır (Şekil 4.8). Daha sonra açık olan pano üstteki eşik galerisinin tabanına kadar geri doldurulur (Şekil 4.9).



Şekil 4.8 : Kat Göçertme (Erol, 2010).



Şekil 4.9 : Dolgu Yapılması (Erol, 2010).

Geri doldurulan taban bir dahaki kaldırma için zemin olur. Birbirine komşu iki birincil pano doldurulduktan sonra ortalarındaki topuk ikinci pano olarak çıkarılır. Böylelikle dolgu yapılmış birincil panolar topuk olmuş olurlar. İkinci panolarda üretimi yapıldıktan sonra doldurulurlar. Maden metodunun tüm aşamaları şu şekilde özetlenebilir (Erol, 2010):

- Cevher sınırından ortadaki topuğa ilerleme,
- Ana katın alt kısmından yukarıya doğru ilerleme,
- Birincil ve ikincil panoların değiştirilmesi,
- İkincil panolar birinci panolar doldurulduktan sonra açılması,
- Tüm katın, üçüncül panolar alınması ile bitmesi.

4.4 Arazi Tepkime Eğrisinin Elde Edilme Metotları

Arazi tepkime eğrilerinin belirlenmesi için literatürde deterministik ve nümerik metotlar bulunmaktadır. Deterministik metotlar yenilme kriterleri olan Mohr – Columb ve Hoek Brown yenilme kriterlerine dayandırılarak oluşturulmuştur. Prensip olarak Bölüm 3’te detaylı olarak anlatılan Hoek ve Brown tarafından 1980 yılında önerilen kaya – tahkimat etkileşimi teorisine dayalı çözümler üretilmiştir. Deterministik bu metotlarda dairesel kesitli tünel, hidrostatik basınç ve homojen gerilme dağılımı gibi kabuller yapılmıştır.

Bunun yanında, kaya – tahkimat etkileşimini ortaya koymak için elastisite modülü, yüzey oturmalarındaki hacim kaybı, tünelin ilk ve son pozisyonlarındaki farklar gibi parametreler kullanılan nümerik metotlar geliştirilmiştir.

Nümerik yöntemlerde kullanılan ağ ve düğüm sistemi deterministik metotlarda yapılan kabullerin dışında yani dikdörtgen kesitli galeriler, homojen olmayan basınç koşulları gibi durumlarda da tasarım yapılmasına imkân vermektedir.

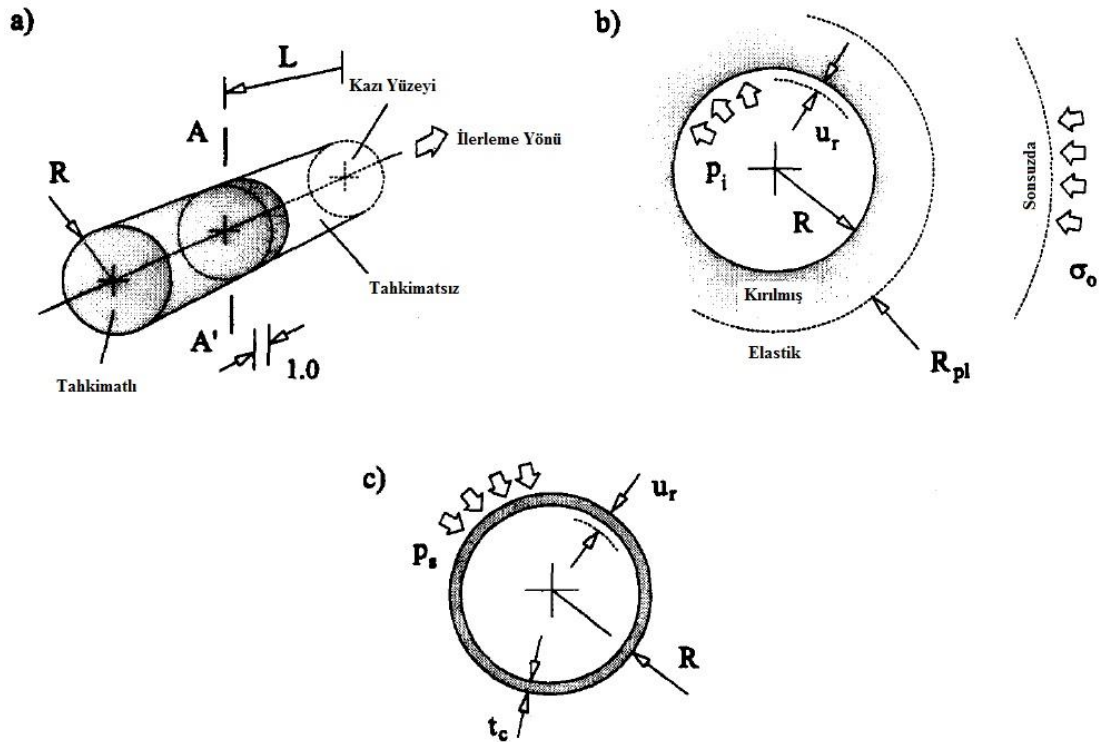
Çalışma sahası olan Çayeli Bakır İşletmeleri’nde dörtgen kesitli galeriler açılmaktadır. Cevher yatağının oluşum sürecindeki jeotermal aktiviteler nedeniyle çok küçük kesitlerde dahi formasyonların sıkça değiştiği gözlemlenmektedir. Bu nedenle tez çalışmasında yukarıdaki verilen kabullerin dışına çıkabilmek için deterministik yöntemlerin yerine nümerik yöntemler kullanılmıştır. Buna rağmen deterministik yöntemlere de değinmek faydalı olacaktır.

4.4.1 Deterministik metotlar

Arazi tepkime eğrisinin belirlenmesi için sıklıkla kullanılan Carranza –Torres ve Fairhurst Yöntemi ile Duncan Fama çözümlemesi hakkında bu bölümde detaylı olarak bilgi verilmiştir. Bu iki deterministik yöntemde de yuvarlak kesitli, hidrostatik basınç koşullarında ve gerilmelerin açıklık etrafında düzgün dağıldığı kabulleri yapılmıştır.

4.4.1.1 Carranza – Torres ve Fairhurst metodu

Carranza - Torres metodunda Hoek – Brown yenilme ölçütü kullanılmıştır. R yarıçaplı silindirik bir açıklıkta düzgün dağılmış ve açıklıktan uzak arazi gerilmeleri σ_0 ve açıklık içerisinden uygulanan basınç P_i varsayılmaktadır (Carranza-Torres ve Fairhurst, 1999). Bu gerilmeler Şekil 4.10b’de verilmiştir.



Şekil 4.10 : Kaya kütlesi içerisinde açılan R yarıçaplı açıklık (Carranza – Torres ve Fairhurst, 2000).

Kaya kütlesinin Hoek-Brown yenilme ölçütü ile uyumlu olduğu kabul edilmektedir. Bu kriterde değişkenler tek eksenli basınç dayanımı (yanal gerilme olmadan) σ_{ci} , bozulmamış kaya parametresi m_i , ve kaya kütle parametreleri olan m_b ve s' 'dir.

Galeri içerisinden düzgün dağılmış p_i basıncı ve galeri uzağındaki arazi gerilmesi S_0 aşağıdaki Eşitlik (4.1) ve (4.2)'deki gibi ifade edilmektedirler;

$$P_i = \frac{p_i}{m_b \sigma_{ci}} + \frac{s}{m_b^2} \quad (4.1)$$

$$S_0 = \frac{\sigma_0}{m_b \sigma_{ci}} + \frac{s}{m_b^2} \quad (4.2)$$

Arazi tepkime eğrisinde kritik basınç olan P_i^{cr} , kayanın elastik davranıştan plastik davranışa geçtiğini göstermektedir. $P_i \geq P_i^{cr}$ ise kaya elastik olmakta, $P_i < P_i^{cr}$ durumunda ise kaya plastik davranış göstermektedir. Kritik basınç Carranza – Torres'in yaklaşımında Eşitlik (4.3)'teki gibi ifade edilmektedir;

$$P_i^{cr} = \frac{1}{16} [1 - \sqrt{1 + 16S_0}]^2 \quad (4.3)$$

Eşitliğin tersi kullanılarak kritik basınç Eşitlik (4.4)'teki gibi de yazılabilmektedir;

$$P_i^{cr} = \left[P_i^{cr} - \frac{s}{m_b^2} \right] m_b \sigma_{ci} \quad (4.4)$$

$P_i \geq P_i^{cr}$ koşulunun sağlandığı kayacın elastik olduğu durumda radyal yer değiştirmeler Eşitlik (4.5)'te ifade edilmektedir.

$$u_r^{el} = \frac{\sigma_0 - p_i}{2G_m} R \quad (4.5)$$

Burada G_m kaya kütesinin kesme modülünü ifade etmektedir.

$P_i < P_i^{cr}$ koşulunun sağlandığı kayacın plastik durumda ise plastik zonun yarı çapı Eşitlik (4.6) ile tanımlanmaktadır;

$$R_{pl} = R \exp \left[2 \left(\sqrt{P_i^{cr} - \sqrt{P_i}} \right) \right] \quad (4.6)$$

Kayacın plastik olduğu durumda radyal yer değiştirmelerin belirlenmesi için Atkinson tarafından 1993'te önerilen akma teorisi kullanılmaktadır. Bu teoride kaya deforme oldukça hacimsel olarak da değişiklik göstermektedir. Bu durum ise dilatasyon açısı (ψ) ile açıklanmıştır. Bu açı sifıra eşitse hacimsel değişim olmamaktadır. Eğer sıfırdan büyükse hacimsel değişim plastik deformasyonla birlikte artmaktadır. Bu teoride kullanılan parametre dilatasyon sabiti olan K_ψ Eşitlik (4.7) ile tanımlanmaktadır.

$$K_\psi = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi} \quad (4.7)$$

Bu durum akma teorisini de içeren plastik kaya koşullarında radial yer değiştirmeler aşağıdaki Eşitlik (4.8)'de gösterildiği gibi hesaplanabilmektedir.

$$\begin{aligned} \frac{u_r^{pl}}{R} \frac{2G_m}{\sigma_0 - P_i^{cr}} &= \frac{K_\psi - 1}{K_\psi + 1} + \frac{2}{K_\psi + 1} \left(\frac{R_{pl}}{R} \right)^{K_\psi + 1} \\ &+ \frac{1 - 2\nu}{4(S_0 - P_i^{cr})} \left[\ln \left(\frac{R_{pl}}{R} \right) \right]^2 \\ &- \left[\frac{1 - 2\nu}{K_\psi + 1} \frac{\sqrt{P_i^{cr}}}{S_0 - P_i^{cr}} + \frac{1 - \nu}{2} \frac{K_\psi - 1}{(K_\psi + 1)^2} \frac{1}{S_0 - P_i^{cr}} \right] \\ &\times \left[(K_\psi + 1) \ln \left(\frac{R_{pl}}{R} \right) - \left(\frac{R_{pl}}{R} \right)^{K_\psi + 1} + 1 \right] \end{aligned} \quad (4.8)$$

4.4.1.2 Duncan – Fama çözümlemesi

Duncan Fama çözümlemesinde galeri etrafında kaya kütlelerinin homojen dağıldığını, elasto-plastik mükemmel plastik davrandığını ve kırılmanın birbirine çok yakın süreksizlik yüzeylerinin herhangi bir plastik hacimsel değişime yol açmadan gerçekleştiğini varsaymaktadır (Duncan Fama, 1993). Metot Mohr – Coulomb yenilme ölçütünü kullanmaktadır. Gerilme dağılımı Eşitlik (4.9) ile ifade edilmektedir.

$$\sigma'_1 = \sigma_{cm} + k\sigma'_3 \quad (4.9)$$

Kaya kütlelerinin basınç dayanımı σ_{cm} Eşitlik (4.10)'daki gibi tanımlanmıştır;

$$\sigma_{cm} = \frac{2c' \cos \phi'}{(1 - \sin \phi')} \quad (4.10)$$

σ'_1 ve σ'_3 birbirine oranı sonucu ortaya çıkan eğim k Eşitlik (4.11)'deki gibidir:

$$k = \frac{(1 + \sin \phi')}{(1 - \sin \phi')} \quad (4.11)$$

Burada;

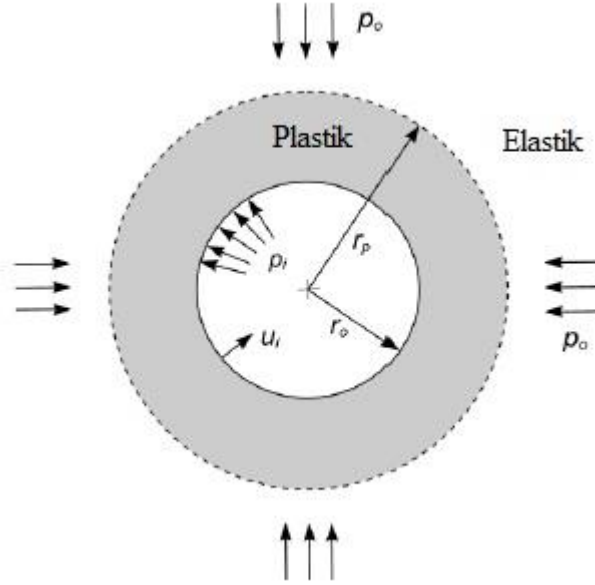
σ'_1 : yenilmenin olduğu andaki eksenel gerilme

σ'_3 : yanal gerilme

c' : kohezyon

ϕ' : kaya kütlesinin içsel sürtünme açısı olmaktadır.

Yarıçapı r_0 olan ve dairesel kesitli galeri ve hidrostatik gerilme P_0 ve düzgün dağılmış tahkimat basıncı P_i Şekil 4.11'deki gibi kabul edilmektedir. Yenilme tahkimat basıncı olan P_i 'nin kritik basınç olan P_{cr} 'den az olduğu zaman gerçekleşmektedir. Kritik basınç aşağıdaki gibi ifade edilmiştir.



Şekil 4.11 : Galerinin etrafındaki plastik zon.

$$u_{ie} = \frac{r_0(1 + \nu)}{E_m} (P_0 - P_i) \quad (4.12)$$

Burada;

E_m : kayanın Young modülü

ν : kayanın poisson oranıdır.

Yenilme olduğu durum galerinin etrafındaki plastik zonun yarıçapı Eşitlik (4.13)'teki gibi hesaplanmaktadır;

$$r_p = r_0 \left[\frac{2(P_0(k - 1) + \sigma_{cm})}{(1 + k)((k - 1)P_i + \sigma_{cm})} \right] \quad (4.13)$$

Plastik yenilmenin olduğu durumda galeri içerisindeki radyal yer değiştirme u_{ip} Eşitlik (4.14)'teki gibi ifade edilmektedir;

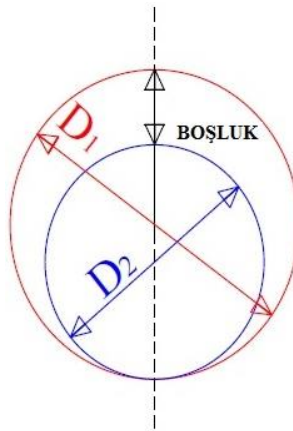
$$u_{ip} = \frac{r_0(1 + \nu)}{E} \left[2(1 - \nu)(P_0 - P_{cr}) \left(\frac{r_p}{r_0} \right)^2 - (1 - 2\nu)(P_0 - P_i) \right] \quad (4.14)$$

4.4.2 Nümerik metotlar

Bu bölümde arazi tepkime eğrisinin belirlenmesi için çeşitli nümerik yöntemler hakkında detaylı bilgi verilmiştir (Moldovan ve Popa, 2012). Bu yöntemler; boşluk metodu, elastisite modülü azaltma metodu, yük azaltma metodu, hacim kaybı metodu ve kademeli kazı elastisite metodu olarak sıralanmaktadır. Bu yöntemlerden ilk dördü konverjans kavramına dayalı geliştirilmiş olup tünel etrafında oluşan arazi gerilmelerini karşılayan tünel içi etkenlerin aşamalı şekilde azaltılmasına dayalıdır. Hacim kaybı metodu ise zemin özelliği gösteren formasyonda yüzeye yakın açılan tünellerde yüzey oturmasıyla tünel etrafındaki kütlenin arazi karakteristik eğrisinin belirlenmesine dayalıdır. Tez çalışmasında bu yöntemlerden yük azaltma yöntemi kullanılarak çalışma sahasındaki formasyonlara ait arazi tepkime eğrileri elde edilmiştir.

4.4.2.1 Boşluk metodu

Boşluk metodu 1983 yılında Rowe ve diğerleri tarafından önerilmiştir. Metotta sonlu elaman ağları içerisinde tanımlanmış boşluk kayada beklenen deformasyonu temsil etmektedir. Metotta kaya ile ilgili önerilen parametre kazı sırasında oluşan üç boyutlu deformasyon, işçilik, kaplama geometrisi, tünel makinesi kalkanı gibi değerlerin bir fonksiyonudur. Tanımlanan bu koşul farklı yapılarda değişiklik arz etmektedir (Lee ve diğerleri, 1991).



Şekil 4.12 : Tünel kazılarının modellemesinde kullanılan boşluk metodu

Boşluk parametresi Şekil 4.12’de görülen başlangıçtaki tünelin tepe noktasının konumu ile deformasyon sonucu oluşan tünelin tepe noktasının konumu arasındaki düşey fark olarak tanımlanmaktadır. Bu metotta Şekil 4.12’de iç kısımda gösterilen mavi kesit (küçük daire) tünel invertini ve dış kısımda gösterilen kırmızı kesit (büyük daire) ise kazı yapılmış alanı belirtmektedir. Bu boşluk yerleştirildikten sonra kırmızı renkle gösterilen kazı kesiti üzerindeki sınır koşulları kaldırılır. Tünel kaplaması ve kaya farklı iki yapı halinde iken boşluk kapanınca tahkimat yük almaya başlar. Sınır koşullarının kaldırılmasıyla birlikte, sonlu elemanların düğüm noktalarındaki yer değiştirmeler takip edilir (Üçer, 2006). Boşluk parametresi (GAP) Eşitlik (4.15)’teki gibi ifade edilmektedir;

$$GAP = G_p + u_{3D}^* + w \quad (4.15)$$

Bu eşitlikte;

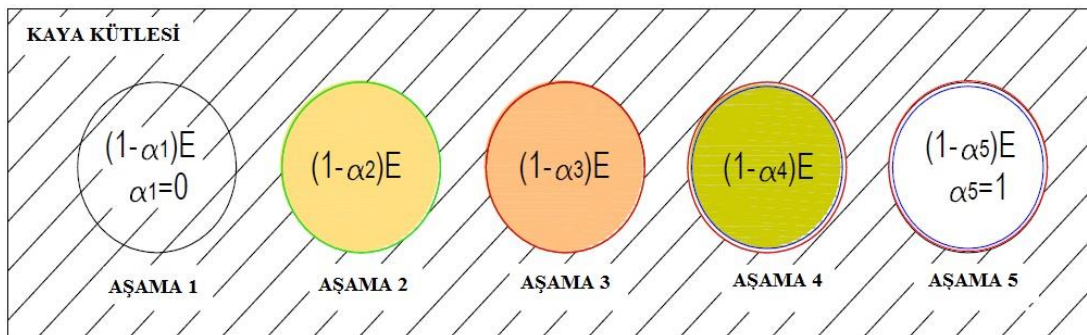
$G_p = 2\Delta + \delta$ fiziksel boşluğu (kaplamanın kalınlığı dahil)

$u_{3D}^* = \frac{\delta_x}{2}$ tünel kazı yüzeyinin üç boyutlu etkisini (Tünel aynasındaki eksenel deformasyon)

$w = 0.6G_p$ işçilik parametresini ifade etmektedir (Lee ve diğerleri, 1991).

4.4.2.2 Elastisite modülünü azaltma yöntemi

Bir konverjans metodudur. Tünel içerisindeki malzemenin elastisite modülünün Şekil 4.13’te görüldüğü gibi aşamalı olarak azaltılmasını önerir. Bu metotla yüzeydeki deformasyonun ve yakında açılmış galerilerdeki deformasyonun tespit edilmesi mümkündür (Potts ve Zdravkovic, 1999).

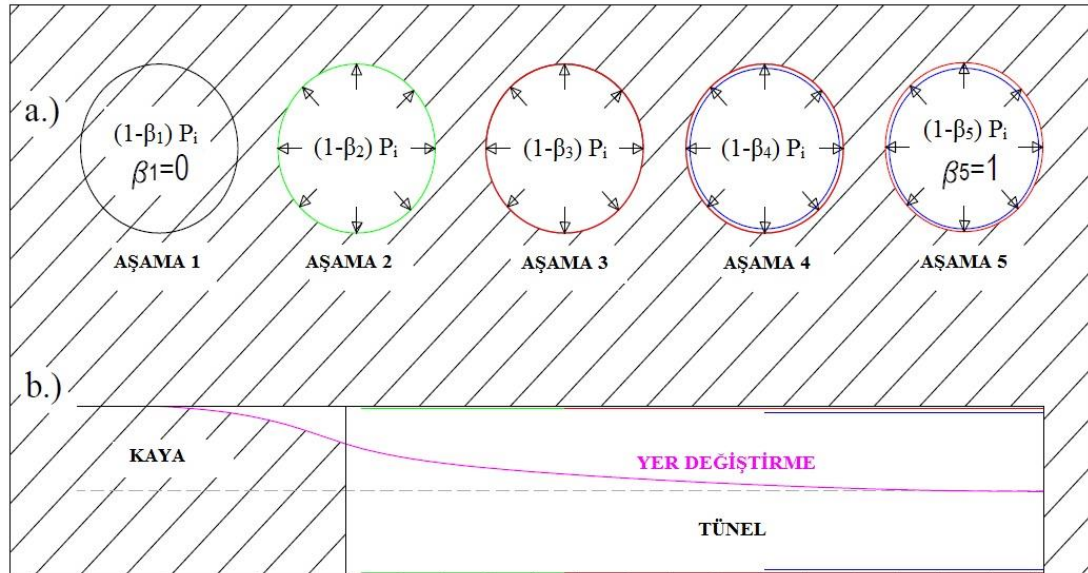


Şekil 4.13 : Elastisite azalma metodu (Mödlhamme, 2010).

Eğer $\alpha = 0$ ise tüneli çevreleyen kayaçla tünel içerisindeki kayaç aynı elastisite modülüne sahiptir. Eğer $\alpha = 1$ ise tünelin içerisindeki malzemenin elastisite modülü de sıfır olmuş olur ki bu kazının gerçekleşmesini temsil eder. Tünelin dışında, kaya kütlelerinin ağırlığı ve arazi gerilmeleri etkili olurken tünel içinde buna karşı koyacak herhangi bir gerilme yoktur (Mödlhamme, 2010). Analizlerde eksen simetrik model kullanılması önerilmektedir. Bu sayede her aşama için kullanılacak azaltma faktörünün değeri belirlenebilir. Aynı zamanda bu yöntemde tünel çeperinde bulunan püskürtme beton kaplamasının zamana bağlı dayanımının ve elastisite modülünün artması da modellenebilir. Bunun içinde püskürtme betonun elastisite modülü istenildiği şekilde artırma faktörü ile çarpılarak kaya ve tahkimat etkileşimi sistemi birlikte analiz edilebilir.

4.4.2.3 Yük azaltma yöntemi

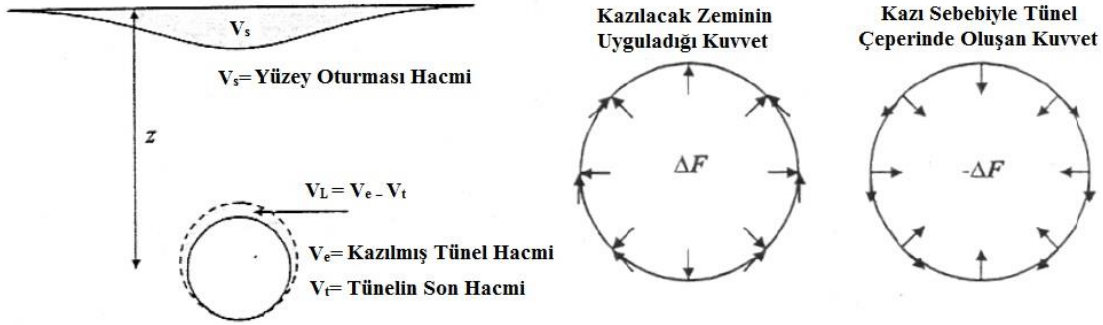
Bir konverjans metodudur. Bu metot bir önceki gibi aşamaların olduğu bir yöntemdir. Buradaki fark ise elastisitenin azaltılması yerine tünel içerisinden uygulanan basıncın azaltılmasına dayanır. Başlangıç durumunda galeri içerisinde uygulanan basınç arazi basıncına (P_0) eşittir. Uygulanan basınç (P_i) Şekil 4.14'te görüldüğü gibi her aşamada belirli bir azaltma faktörü kullanılarak azaltılır ve sonunda galeri içerisinden uygulanan basınç sıfıra eşit olmuştur (Mödlhamme, 2010).



Şekil 4.14 : Yük azaltma yöntemi a) Kesit Görünüm b) Boylamsal görünüm (Mödlhamme, 2010).

4.4.2.4 Hacim kaybı yöntemi

Bu yöntem konverjans metotlarına benzemektedir. Ancak burada etkin olan parametre yüzeydeki oturmalarından kaynaklı oluşan hacim kaybıdır. Bu yöntem yüzeye yakın ve tüneli çevreleyen malzemenin zemin özelliği taşıdığı durumlarda kullanılır. Hacim kaybı kavramı Şekil 4.15'te açıklanmaktadır.



Şekil 4.15 : Hacim kaybı yöntemi (Potts ve Zdravkovic, 2011).

Konverjans metotlarına benzer şekilde ΔF her bir aşamada n faktörüne bölünerek azaltılır ve her bir aşamada azaltılarak tünel içinden uygulanan kuvvet değeriyle birlikte yüzey oturması kaynaklı hacim kaybı gözlenir. Kabul edilebilir hacim kaybı için kaplama tasarımı yapılabilir. Ancak bu durumda kaplamanın rijitliği de hesaba katılmalıdır. Çünkü yük alan kaplamada oluşan yer değiştirmeye ek olarak yüzeyde oturmaya sebep olacak ve hacim kaybı oluşturacaktır (Chapman, 2010).

4.4.2.5 Kademeli kazıda elatisite modülü azaltma yöntemi

Bu yöntemin prensibi elatisite azaltma yöntemiyle aynıdır. Ancak Yeni Avusturya Tünel Açma Metodu (NATM) için kullanılmaktadır. NATM'deki alt yarı, üst yarı gibi her kazı aşaması için elatisite azaltma metodu ayrı ayrı uygulanır. Bu sayede kademeli kazıda arazi tepkime eğrisi elde edilmeye çalışılmaktadır (Potts ve Zdravkovic, 2001).

4.5 Çalışmada Arazi Tepkime Eğrisinin Elde Edilmesi

Arazi tepkime eğrilerin belirlenmesi için yük azaltma yöntemi kullanılmıştır. Modellemelerde Phase2 sonlu elemanlar yazılımı kullanılmıştır. Daha öncede bahsedildiği gibi madencilik faaliyetleri sırasında bir galerinin yakınında başka bir geleri açılması durumuna sıklıkla rastlanmaktadır.

Tez çalışmasının bu kısmında galerinin tek başına açıldığı durumdaki arazi tepkime eğrisinin belirlenmesi ve daha sonra da üzerinde kendisiyle birlikte bir başka galerinin açılmış bulunduğu durumdaki arazi tepkime eğrisinin belirlenmesinin nasıl yapıldığı konusuna yoğunlaşılacaktır. Nümerik modelde aşamaların kullanılabilmesi, karmaşık sistemlerin de çözümüne olanak sağlayabilmektedir. Örneğin bir galerinin belli bir deplasmandan sonra tahkim edilmesi ve üzerine başka bir galerinin yeniden açılması gibi. Ancak bu çalışmada tek galeri açılması ve üzerinde başka bir galerinin beraberinde bulunması durumu kıyaslanarak iki durum arasındaki fark görülmeye çalışılmıştır. İki galeri açıldığı durumlarda da galeriler arasındaki uzaklık değiştirilmiş (5m, 7,5m, 10m, 12,5m ve 15m) uzaklık arttıkça arazi tepkime eğrisindeki ötelenme miktarları ortaya koyulmuştur.

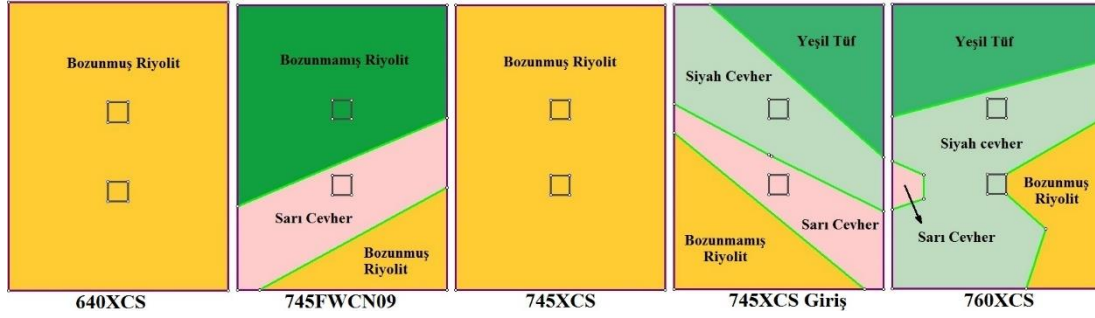
Nümerik analizin ilk aşamasında arazi gerilmeleri belirlenmiş ve mm mertebesinde yer değiştirmeler oluşmuştur. İkinci aşamada ise yer değiştirmeler sıfırlanarak ve mevcut arazi gerilmeleri ilk aşamadaki değerlerinde olduğu gibi bırakılarak iki galeri birden açılmıştır. Ancak bu aşamada alttaki galeri içinden uygulanan tahkimat basıncı mevcut arazi gerilmeleriyle aynı değerdedir. Çünkü azaltma faktörü olarak kullanılan ve 0 ile 1 arasında değişen değer bu aşamada 1 olarak seçilmiştir. Toplam 11 aşama bulunmaktadır ve ikinci aşamadan sonra azaltma faktörü her aşamada azalacak şekilde uygulanmış son aşama olan onbirinci aşamada ise 0 değeri verilmiş, bir diğer deyişle kazı gerçekleştirilmiştir.

Arazi tepkime eğrilerinin belirlenebilmesi için gerek tek galeri açıldığı durumda, gerekse de iki galeri açıldığı durumda; maksimum toplam yer değiştirmeler ve maksimum ortalama basınç değerleri kullanılmıştır. Ancak her bir aşamadaki ortalama basınç değeri o aşamadaki azaltma faktörü ile çarpılarak arazi tepkime eğrilerinin y eksenindeki değerler bulunmuştur. Eğrinin x eksenine karşılık gelen değerler ise her aşamadaki toplam yer değiştirmeler olmuştur.

Çalışma sahasında beş farklı galeri ele alınmış ve bu galerilerin jeolojik kesitleri Şekil 4.16'da verilmiştir. Galerilerin isimleri 640XCS, 745FWCN09, 745XCS, 745XCSGiriş ve 760XCS'dir.

Gerçekleştirilen analizlerin daha rahat anlaşılması için bu bölümde örnek bir analiz ele alınmıştır. Analizler sonucu her bir jeolojik kesit ve farklı mesafelerde açılmış

galerilerin durumları için elde edilmiş sonuçlar sunulacaktır. Her bir analizin detaylı sonucu EK B’de gösterilmiştir.



Şekil 4.16 : Galerilerin açıldığı jeolojik formasyonların kesitleri.

Nümerik analizlerde jeolojik formasyonların jeotermal faaliyet sonucu çok kırıklı ve çatlaklı olması nedeniyle Hoek – Brown Yenilme kriteri kullanılmıştır. Çözüm için kullanılan sınırları alt galerinin altında ve üst galerinin üstünde olmak üzere galeri açıklığı olan 5 m’nin altı katı seçilmiştir. Analizlerde arazi gerilmeleri ve kaya kütlelerinin ağırlığı hesaba katılmıştır. Sahada önemli bir su geliri olmadığı için su durumu analizlerde kullanılmamıştır. Formasyonlara ait mekanik, fiziksel özellikler ve kaya kütle özellikleri Çizelge 4.1’de sunulmaktadır.

Çizelge 4.1 : Arazida bulunan formasyonlara ait mekanik, fiziksel özellikler ve kaya kütle özellikleri.

Kaya Türü	Birim Hacim Ağırlığı (kN/m ³)	Endirekt Çekme Dayanımı (MPa)	Tek Eksenli Basınç Dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (GPa)	Poisson Oranı	GSI ve mi değerleri
Yeşil Tuf*	23,8	2,64	16,13	2,6	0,25	GSI-45 mi-15
Riyolit*	26,6	4,80	31,06	11,4	0,13	GSI-55 mi-16
Bozunmuş Riyolit*	25,3	2,73	35,32	5,4	0,16	GSI-45 mi-16
Kırmızı Tuf*	22,9	2,12	10,86	7,8	0,19	GSI-35 mi-15
Sedimanter Birim*	26,1	5,71	87,03	19,4	0,17	GSI-50 mi-10
Sarı Cevher**	41,3	3,4	32,8	16,9	0,25	GSI-45 mi-15
Siyah Cevher**	40,7	5,7	41,4	20,548	0,25	GSI-45 mi-15

Not: * ÇBİ (2013), **Tunçdemir (2012)

Bu aşamada Hoek ve Brown tarafından 1980 yılında önerilen yenilme ölçütünü hatırlamakta faydalı olacaktır. Yenilme ölçütü aşağıdaki Eşitlik (4.16), (4.17) ve (4.18) 'de verilen ifadelerle açıklanmaktadır;

$$\sigma'_1 = \sigma'_3 + \sigma_{ci} \left(m \frac{\sigma'_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^{0.5} \quad (4.16)$$

$$s = \exp \left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D} \right) \quad (4.17)$$

$$a = 0.5 + \frac{1}{6} (e^{-GSI/15} - e^{-20/3}) \quad (4.18)$$

Burada

σ'_1 : yenilmenin olduğu andaki eksenel gerilme,

σ'_3 : yanal gerilme,

σ_{ci} : kayacın basınç dayanımı,

m: malzeme sabiti,

s,a: kaya kütle sabitleri,

GSI: jeolojik dayanım indeksi,

D değeri patlatma sonucu arazide oluşan hasar miktarını ifade etmektedir. Çalışma sahasında delme ve patlatma yöntemi üretim gereği sıklıkla kullanıldığı için tüm analizlerde bu değer 0.5 alınmıştır. Analizlerde kullanılan Hoek-Brown yenilme ölçütü parametreleri her bir formasyon için Çizelge 4.2'de verilmiştir.

Çizelge 4.2 : Analizlerde kullanılan Hoek – Brown yenilme ölçütü parametreleri.

Parametreler	Bozunmuş Riyolit	Sarı Cevher	Bozunmamış Riyolit	Yeşil Tuf	Siyah Cevher
mb	1.16596	1.09308	1.87711	1.09308	1.09308
s	0.000653	0.000653	0.002479	0.000653	0.000653
a	0.508086	0.508086	0.504048	0.508086	0.508086
Artık mb	1.16596	1.09308	1.87711	1.09308	1.09308
Artık s	0.000653	0.000653	0.002479	0.000653	0.000653
Artık a	0.508086	0.508086	0.504048	0.508086	0.508086

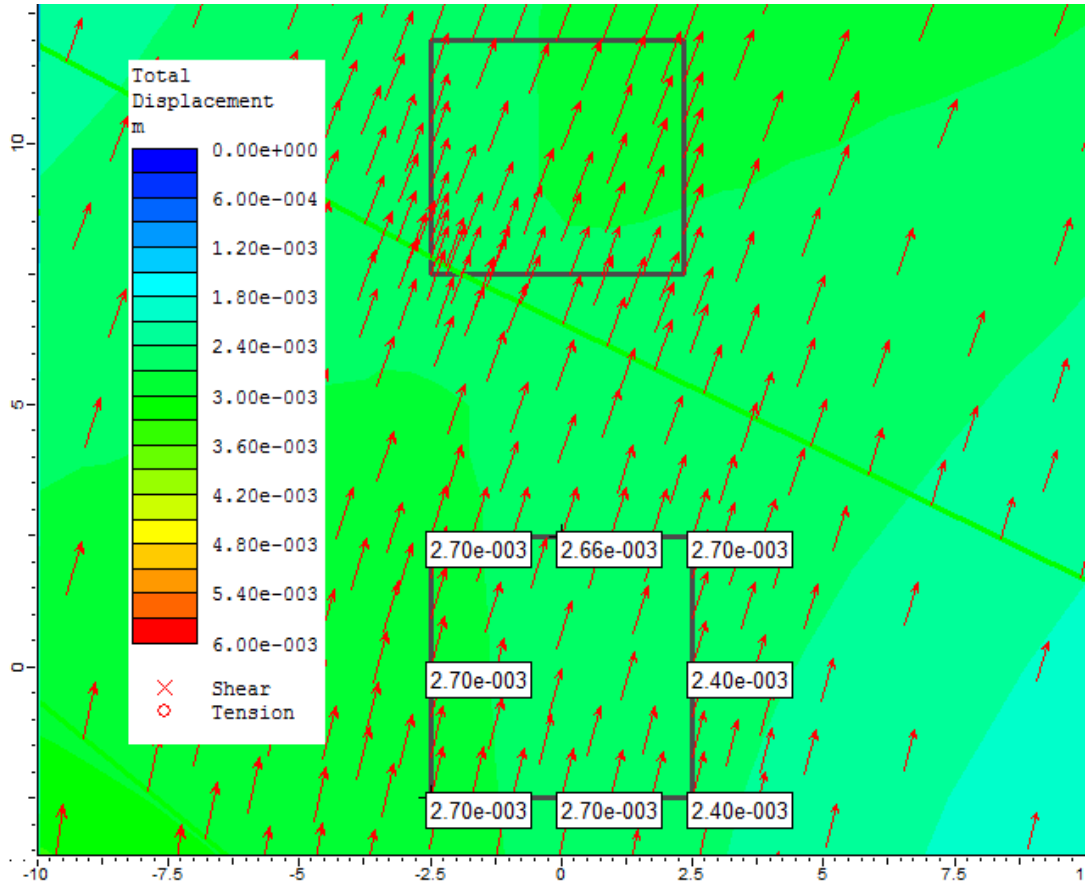
Galerilere ait derinlik bilgileri Çizelge 4.3'te sunulmuştur.

Çizelge 4.3 : Galeri derinlikleri.

Galeri	Derinlik (m)
640XCS	460
745FWCN09	355
745XCS	355
745XCSGiriş	355
760XCS	340

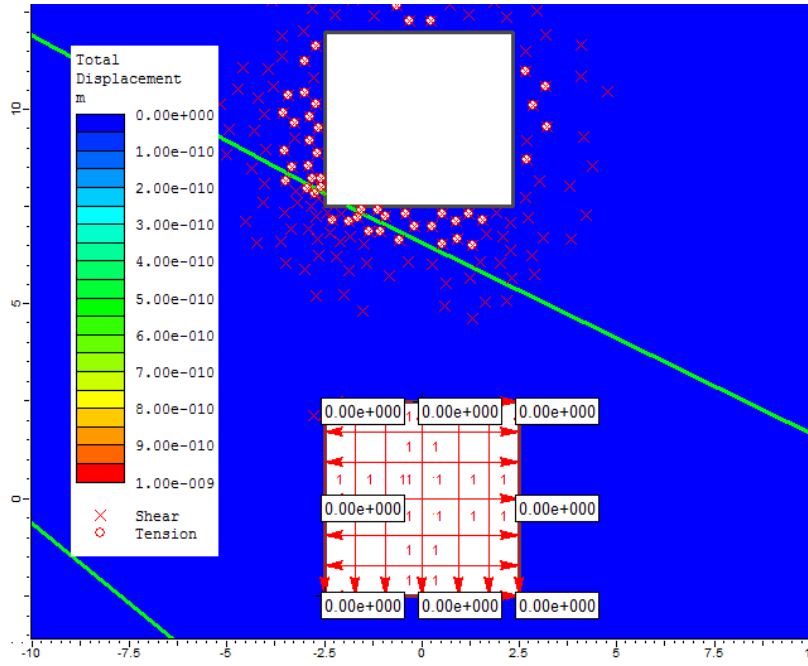
Yük azaltma yönteminde kullanılan azaltma faktörleri sırasıyla 1, 0,8, 0,4, 0,2, 0,1, 0,08, 0,04, 0,02, 0,01 ve 0 olarak alınmıştır. Başlangıç aşamasında herhangi bir galeri açılmamıştır ve arazi gerilmeleri ve sonlu eleman ağları sisteminin dengeye gelmesi için model çalıştırılmıştır. Azaltma faktörleri ikinci aşamadan onuncu aşamaya kadar uygulanmış ve son aşamada 0 olarak belirlenmiştir. Başka bir deyişle son aşamada kazı gerçekleştirilmiştir. İki galeri de ikinci aşamada açılmış ve alttaki galeriye yük azaltma metodu uygulanmıştır.

Örnek uygulama burada 745XCS Giriş galerisi için yapılmıştır Bu uygulamada ilk galeriden 5m yukarıda ikinci galeri açıldığında alttaki galeride etkin olan arazi gerilme eğrisi belirlenmiştir. Bunun için öncelikle yukarıda galeri açılmadan yapılan analizi ortaya koymak gerekir ve bu aşamada elde edilen sonuç Şekil 4.16’da sunulmuştur. Analizlerde daha önce de bahsedildiği gibi maksimum toplam yer değiştirme ve maksimum ortalama gerilme değerleri kullanılmıştır. Bu örnek için ve Ek B’de verilen diğer sonuçlar için verilen şekillerde sadece toplam yer değiştirme değerleri gösterilmiştir. Çünkü bu çalışmada püskürtme beton üzerinde oluşan gerilmeler sonucu oluşan yer değiştirmeler etkindir. Şekil 4.16 incelenirse en büyük yer değiştirmelerin köşelerde olduğu görülür.



Şekil 4.17 : 5 m galeri aralığında 745XCS Giriş galerisi için başlangıç durumu.

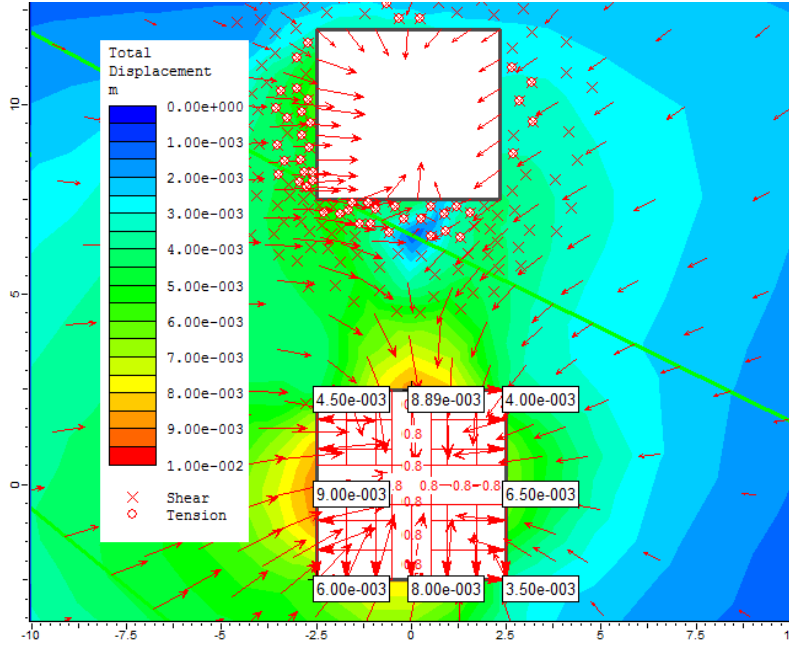
Görüldüğü gibi jeolojik formasyonların dizilimi, fiziksel ve mekanik özellikleri gereği yer değiştirme vektörleri yukarı doğru hareket etmektedir. Bu nedenle nümerik analizlerde aşamalı çalışırken doğru sonuç elde edilebilmesi için gerekli görülen yerlerde yer değiştirmelerin sıfırlanması gerekmektedir. Yer değiştirmeler ikinci aşamada sıfırlanmış ve arazi gerilmelerinde bir değişiklik yapılmamıştır. İkinci aşamada galeriler beraber açılmış ve alttaki galeriye yük azaltma faktörü uygulanmıştır. Bu aşamada arazi gerilmeleri ile galeri içinden uygulanan basıncın eşit olması istendiği için azaltma faktörü 1 olarak seçilmiştir. İkinci aşamadaki yer değiştirme değerinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.18’de sunulmuştur.



Şekil 4.18 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için ikinci aşama.

Şekil 4.18’de kırmızı çarpı işaretiyle görülen noktalar kesme dayanımının aşıldığı noktalar iken, kırmızı yuvarlak ile görülen noktalar ise çekme dayanımının aşıldığı noktalar olmuştur. Bu notasyon tüm şekillerde aynıdır.

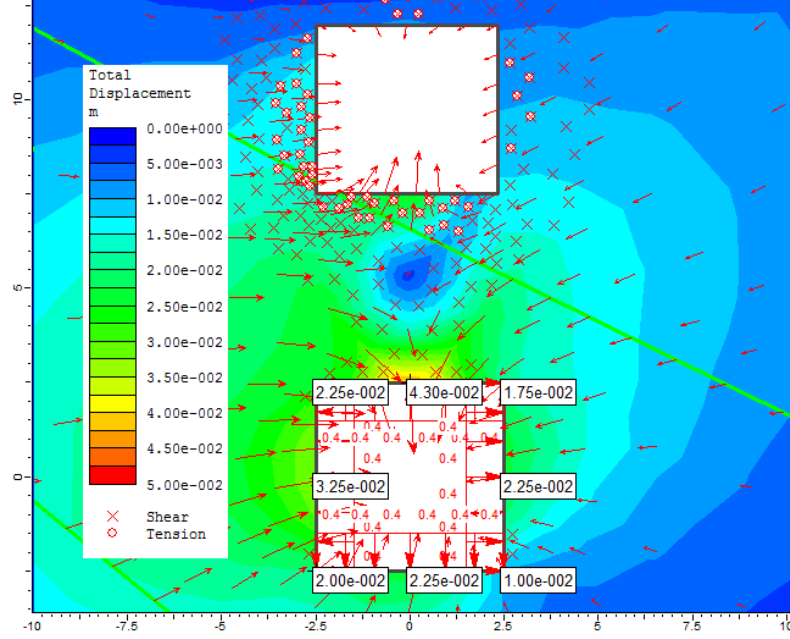
Üçüncü aşamada azaltma faktörü 0,8 olarak kullanılmıştır. Üçüncü aşamadaki yer değiştirme değerinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.19’da sunulmuştur.



Şekil 4.19 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için üçüncü aşama.

Bu aşamada alttaki (ilk) galeride de deformasyonlar başladığı için iki galeri arasında etkileşim başlamıştır ve üstteki galeride çekme dayanımı ve kesme dayanımının aşılması sonucu oluşan plastik zon genişlemeye başlamıştır.

Dördüncü aşamadaki yer değiştirme değerinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.20’de sunulmuştur.

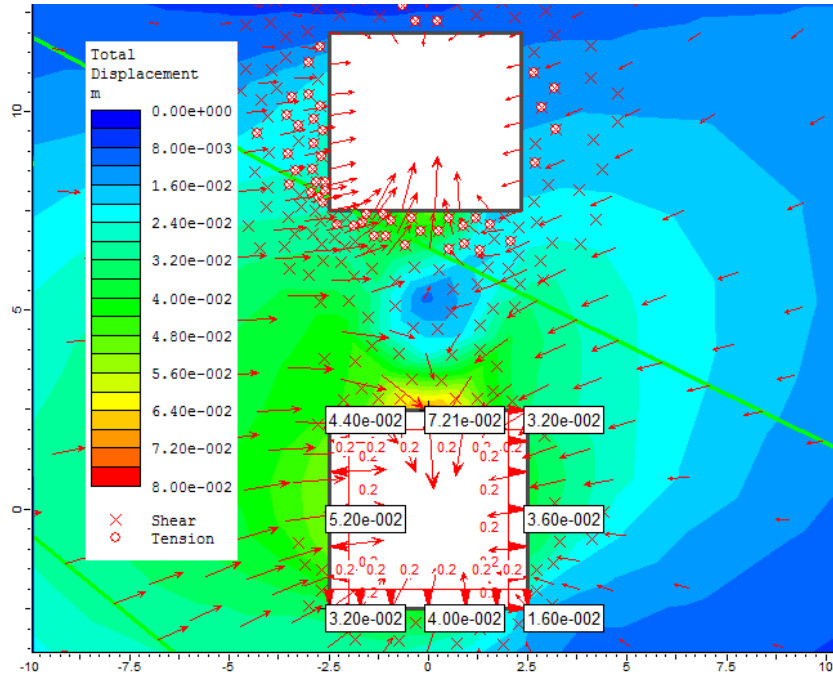


Şekil 4.20 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için dördüncü aşama.

Dördüncü aşamada yük azaltma faktörü 0,4 olarak uygulanmıştır. Bu durumda alttaki galeride oluşan deformasyonlar daha da artmıştır ve alttaki galeri etrafında kesme dayanımının aşılması sonucu plastik bölge oluşmaya başlamıştır.

Beşinci aşamada yük azaltma faktörü 0,2’ye azaltılmıştır. Galeri çevresindeki arazi gerilmeleri artmış ve beraberinde deformasyon artışı olmuştur. Kesme yenilmelerinin olduğu plastik zon daha da büyüyerek üstteki galerinin plastik zonu ile birleşmiştir.

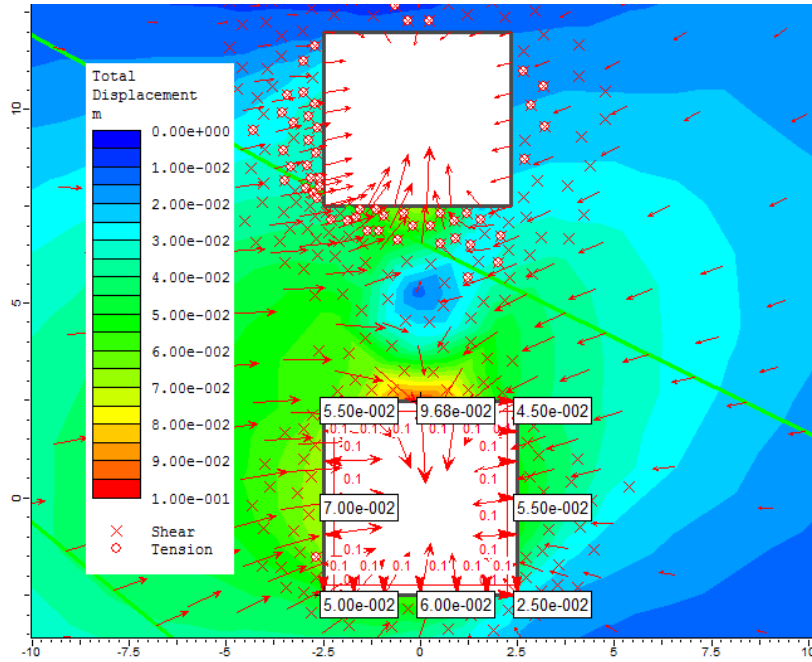
Beşinci aşamadaki yer değiştirme değerinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.21’de sunulmuştur.



Şekil 4.21 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için beşinci aşama.

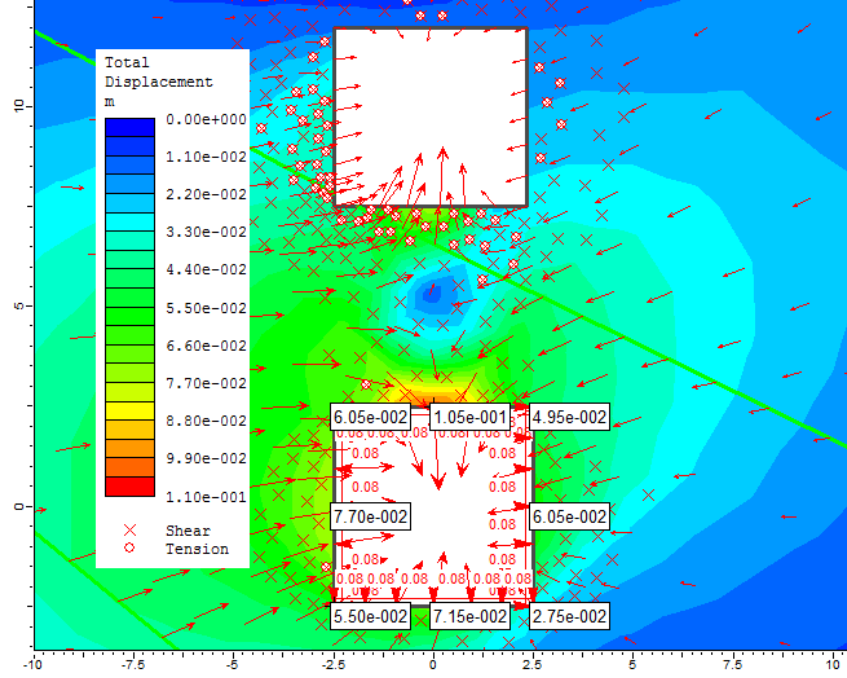
Benzer şekilde diğer aşamalarda yük azaltma faktörleri her bir aşama için azaltılmış, en son aşamada sıfıra düşürülerek kazı gerçekleştirilmiştir.

Altıncı aşamadaki yer değiştirme değerinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.22’de sunulmuştur. Altıncı aşamada kullanılan yük azaltma faktörü 0,1’dir.



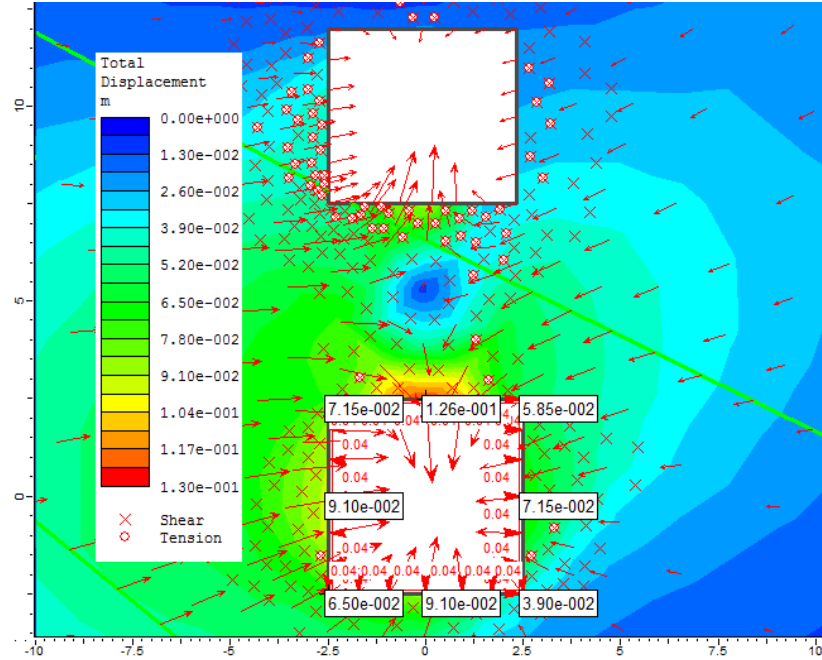
Şekil 4.22 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için altıncı aşama.

Yedinci aşamadaki yer değiştirme değerinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.23'te sunulmuştur. Yedinci aşamada kullanılan yük azaltma faktörü 0,08'dir.



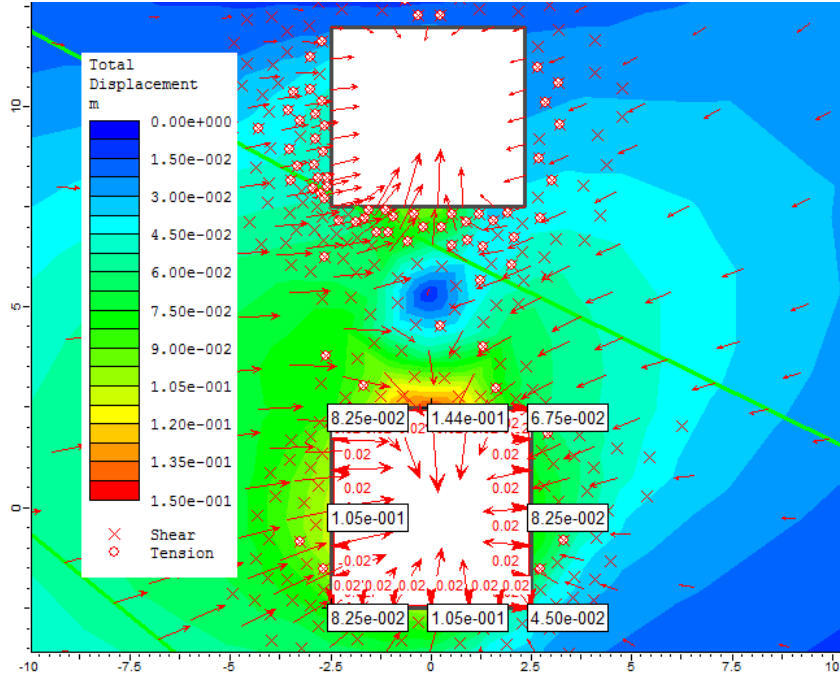
Şekil 4.23 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için yedinci aşama.

Sekizinci aşamadaki yer değiştirme değerinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.24'te sunulmuştur. Sekizinci aşamada kullanılan yük azaltma faktörü 0,04'dir.



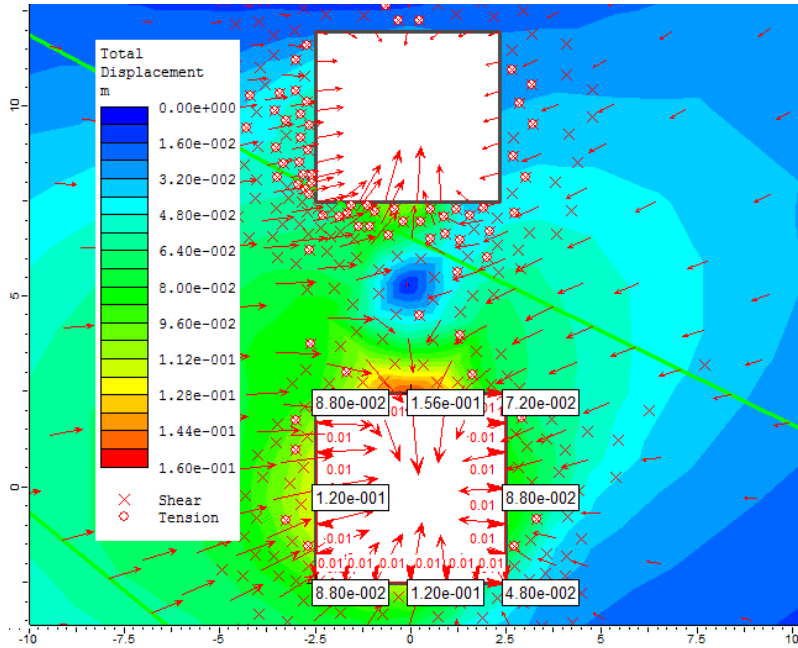
Şekil 4.24 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için sekizinci aşama.

Dokuzuncu aşamadaki yer değıştirme değeriinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.25'te sunulmuştur. Dokuzuncu aşamada kullanılan yük azaltma faktörü 0,02'dir.



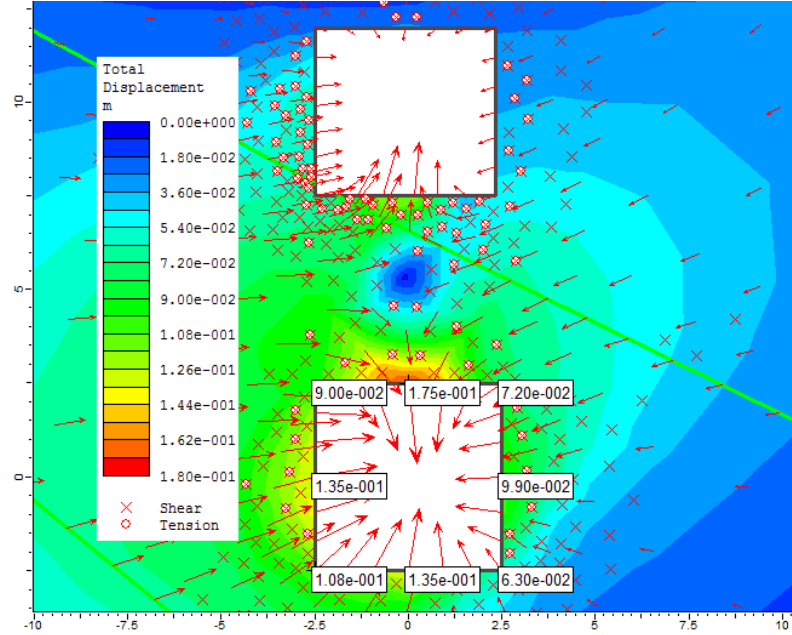
Şekil 4.25 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için dokuzuncu aşama.

Onuncu aşamadaki yer değıştirme değeriinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.26'da sunulmuştur. Onuncu aşamada kullanılan yük azaltma faktörü 0,01'dir.



Şekil 4.26 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için onuncu aşama.

Onbirinci ve son aşamada yük azaltma faktörü sıfırdır ve kazı gerçekleşmiştir. Onbirinci aşamadaki yer değiştirme değerinin bulunduğu sonuçlar Şekil 4.27’de sunulmuştur.



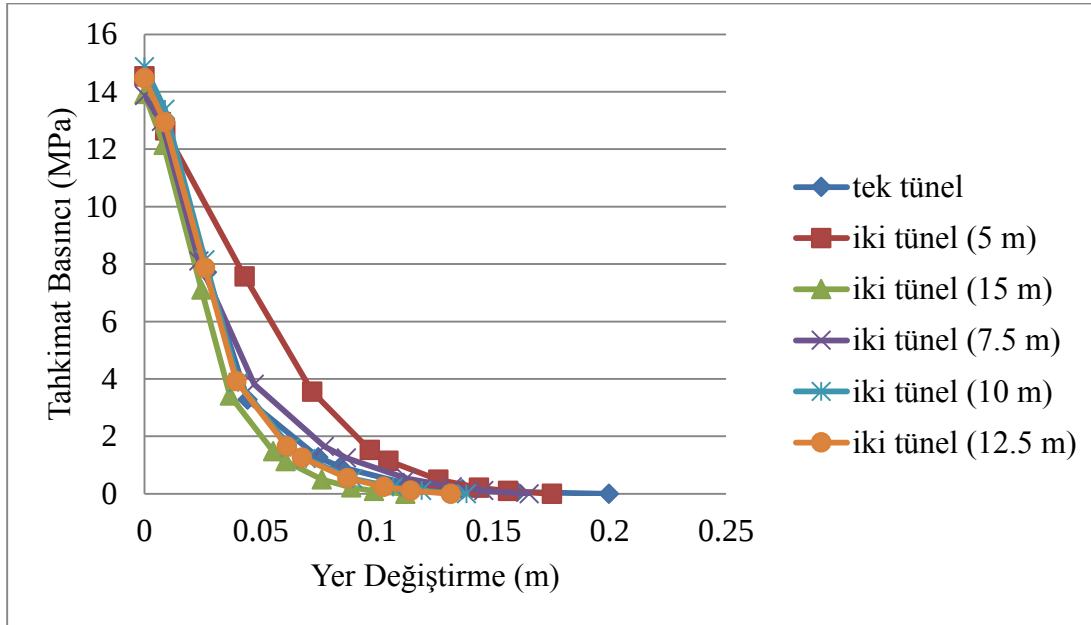
Şekil 4.27 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi için onbirinci aşama.

Analizlerde ilk aşama dışında her aşamadaki toplam yer değiştirmeler ve ortalama gerilme değerlerinin en büyükleri seçilerek arazi tepkilme eğrileri elde edilmiştir. Ortalama gerilme değerleri, her aşamada o aşamanın yük azaltma faktörü ile çarpılarak bulunmuştur. Tüm sonuçlar çizelgeler halinde Ek B’de verilmiştir. Yukarıda Şekil 4.17 ile Şekil 4.27 arasında çıktıları verilen örnek analize ait sonuçlar Çizelge 4.4’te sunulmuştur.

Çizelge 4.4 : 5 m yukarıda galeri açıldığında 745XCS Giriş galerisi sonuçlar.

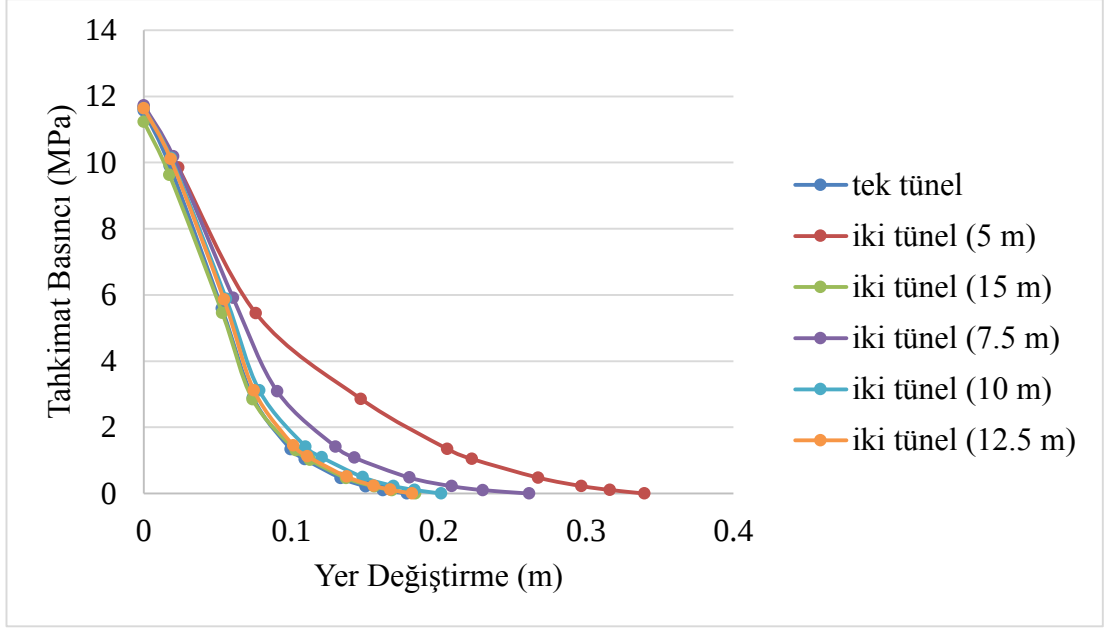
Aşama No	Toplam Yer Değiştirme [m]	Yük Azaltma Faktörü	Ortalama Gerilme [MPa]	
			Model Çıktısı	Hesaplanan
1	0,0027		14,58	
2	0,0000	1	14,53	14,53
3	0,0089	0,8	15,81	12,65
4	0,0430	0,4	18,92	7,57
5	0,0721	0,2	17,74	3,55
6	0,0968	0,1	15,26	1,53
7	0,1048	0,08	14,36	1,15
8	0,1263	0,04	12,10	0,48
9	0,1437	0,02	10,46	0,21
10	0,1563	0,01	9,51	0,10
11	0,1751	0	8,11	0,00

Yukarıda analiz örneği verilen yük azaltma yöntemi ile “arazi tepkime eğrisi” elde etme işlemi ÇBİ’de püskürtme beton uygulanan ve isimleri Çizelge 4.2’de verilen 5 ayrı formasyon için de benzer şekilde uygulanmıştır. Her formasyon için de ilk açılan galerinin üstünde 6 farklı mesafe için de aynı işlem uygulanmıştır. Bu da demektir ki $5 \times 6 \times 9 = 270$ adet şekil ile bunları göstermek gerekir. Burada sadece 745 XCS giriş galerisi için gerekli olan 9 adet şekil örnek olarak gösterilmi diğerleri EK B de sıralanmıştır. 745XCS Giriş galerisi için farklı mesafelerde açılmış galerilerin bulunduğu durumlara ve tek galerinin buldundığı duruma ait veriler Çizelge 4.4’teki gibi elde edilirse ve bunlar için çizilecek “arazi tepkime eğrileri” Şekil 4.28’de ki gibi oluşacaktır.



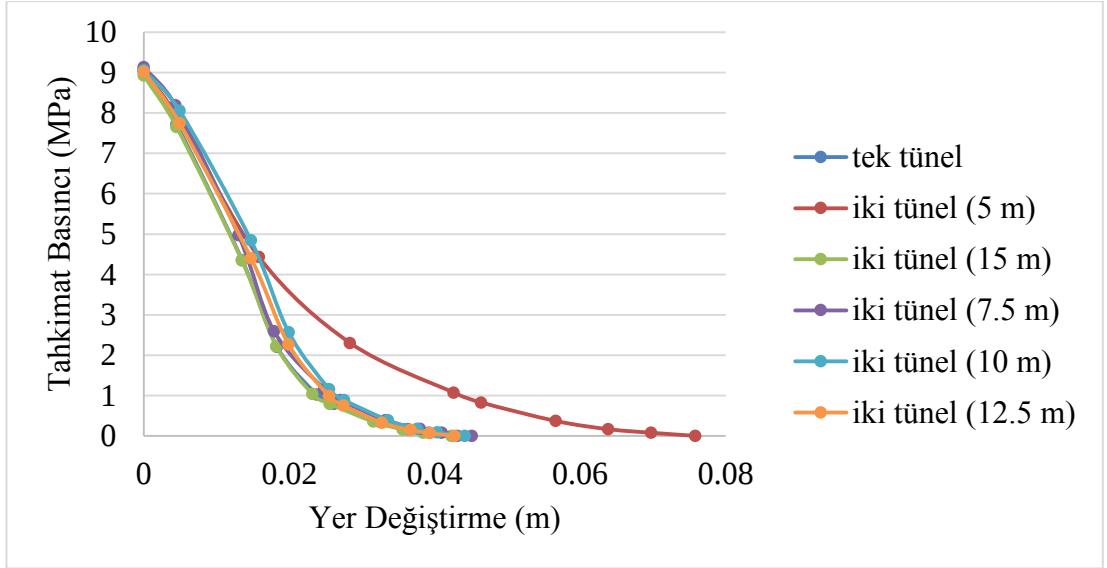
Şekil 4.28 : 745XCS Giriş galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri.

640XCS galerisi için farklı mesafelerde açılmış galerilerin bulunduğu durumlara ve tek galerinin buldundığı duruma ait arazi tepkime eğrileri Şekil 29’da sunulmuştur.



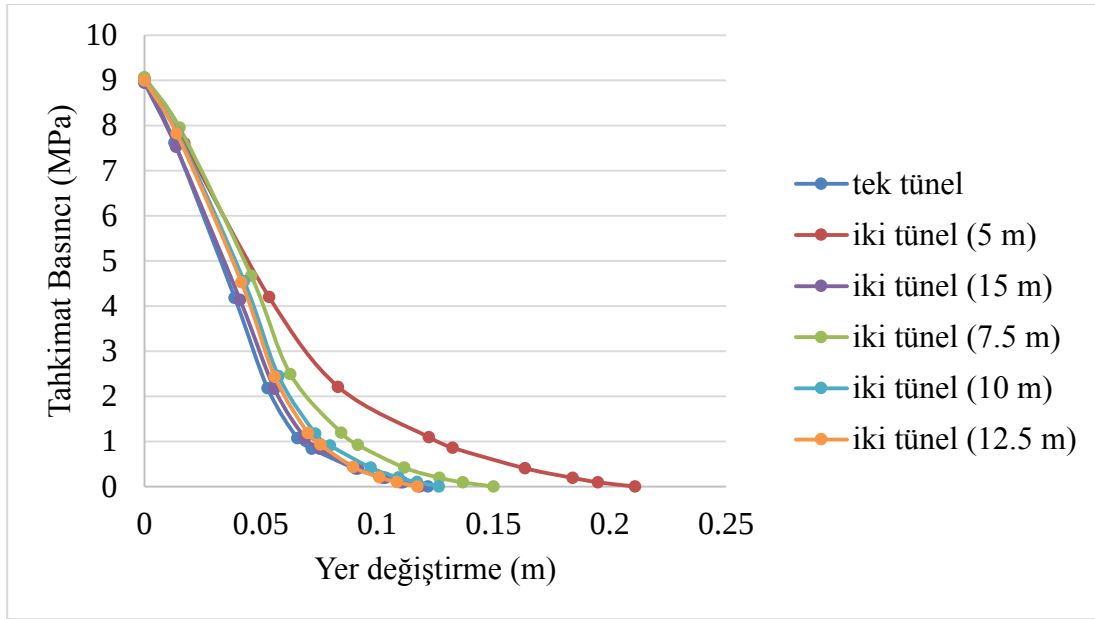
Şekil 4.29 : 640XCS galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri.

745FWCN09 galerisi için farklı mesafelerde açılmış galerilerin bulunduğu durumlara ve tek galerinin bulunduğu duruma ait arazi tepkime eğrileri Şekil 4.30'da sunulmuştur.



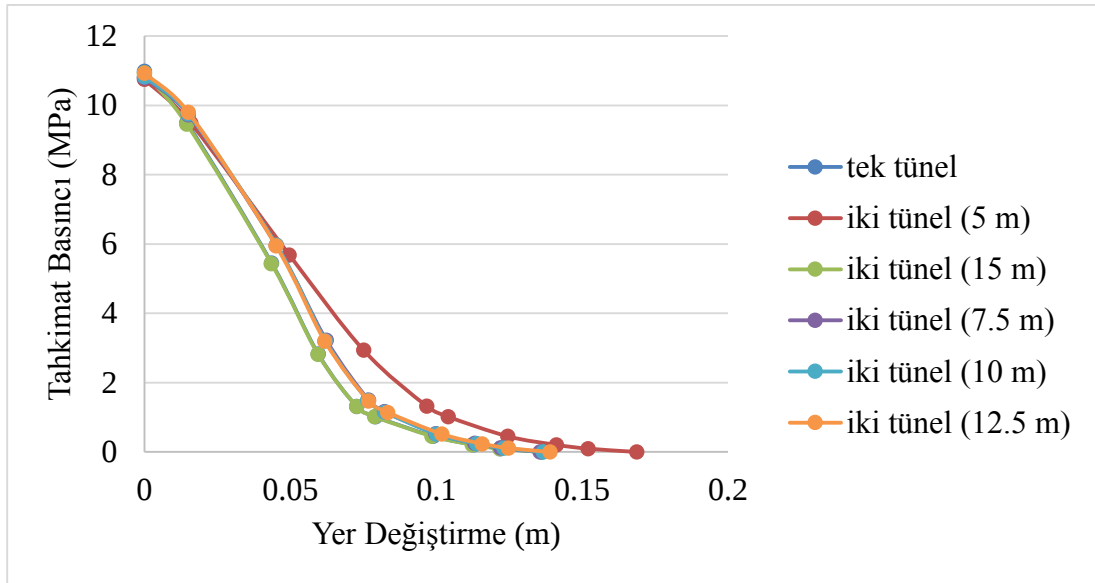
Şekil 4.30 : 745FWCN09 galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri.

745XCS galerisi için farklı mesafelerde açılmış galerilerin bulunduğu durumlara ve tek galerinin bulunduğu duruma ait arazi tepkime eğrileri Şekil 4.31'de sunulmuştur.



Şekil 4.31 : 745XCS galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri.

760XCS galerisi için farklı mesafelerde açılmış galerilerin bulunduğu durumlara ve tek galerinin bulunduğu duruma ait arazi tepkime eğrileri Şekil 4.32’de sunulmuştur.



Şekil 4.32 : 760XCS galerisi için farklı durumlarda arazi tepkime eğrileri.

İkinci galerinin açılmasıyla tek galerinin açılması durumu galeriler arası mesafeye göre kıyaslanacak olursa şu sonuçlar elde edilmektedir; Galeriler arası mesafe arttıkça belirli bir mesafeden sonra yukarıda galerinin açık olması aşağıdaki galeri etrafındaki gerilme ve deformasyonları azaltmaktadır. Bunun plastik zonların kesişmediği yani iki galerinin de kendi plastik zonu olduğu durumlarda yukarıda bulunan galeri

gerilmelerin ve yer değiştirmelerin bir kısmını karşımakta ve alttaki galeride oluşacak gerilme ve yer değiştirmeleri azaltmaktadır.

Bu yüzden her bir galeri için değerlendirme yapılmasında fayda olacaktır. 745XCS Giriş galerisinin üstünde 10 m'den yakın galeri açılması durumunda plastik zonlarda girişim oluşmaktadır. 640XCS galerisi için bu sınır en az 15 m'dir. 745FWCN09 galerisi için sınır yine en az 15 m'dir. 745 XCS galerisi için sınır en az 15 m iken, 760 XCS galerisi için bu sınır 7,5 m olmaktadır.

Bu bölümde elde edilen farklı durumlardaki arazi gerilme eğrileri, üçüncü bölümde bahsedilen farklı karışımlara ve lif içeriklerine sahip püskürtme betonları için oluşturulan püskürtme beton karakteristik eğrileri ile birlikte değerlendirilecektir. Değerlendirmede EK A'da sunulan doğrusal olmayan regresyon analizi sonucu elde edilen püskürtme beton karakteristik eğrileri kullanılmıştır.

Farklı koşullara ait arazi tepkime eğrileri ve püskürtme beton karakteristik eğrilerinin birlikte çözümüyle farklı lif içeriklerine sahip püskürtme beton karışımları kırılma sonrası davranışı analiz edilmiştir. Bu uygulayıcının arazi gerilme koşulları değişince kullandığı püskürtme betonun hangi durumlarda yük taşımaya devam ettiğini ve hangi durumlarda yetersiz kaldığını görebilmesini sağlayacaktır.

5. TARTIŞMA

Bölüm 2’den hatırlanacağı gibi tez çalışması kapsamında püskürtme betonun kırılma sonrası davranışının incelenmesi için çok sayıda EFNARC panel testi gerçekleştirilmiştir. Panel testlerine tabi tutulan örnekler farklı miktarda lif ve değişik oranlarda malzeme içermektedir. Tüm bu testler analiz edildikten sonra kırılma sonrası davranışı temsil edebilmek için yeni bir süneklik indeksi önerilmiştir. Daha sonra farklı lif içeriklerine ve süneklik indeksine sahip örneklerden elde edilen normal yükleme koşulundaki çekme gerilmesi – yer değiştirme grafikleri ile püskürtme betonun tahkimat karakteristik eğrisinin elde edilmesi için tüm bu aşamaları içine alan bir model oluşturulmuştur. Bu model içerisinde kırılma anındaki sehim, kırılma anındaki maksimum basınç ve süneklik indeksi değişken parametreler olarak kullanılmıştır. Bu sayede kullanıcı kendisine uygun olan püskürtme beton karakteristik eğrisini elde edebilmek için hangi değişkenleri nasıl değiştirebileceğini kestirebilecektir. Ancak bu değişkenlerin sınırlarının belirlenmesi gerekmektedir. Bu çalışmada bu değişkenlerin alt ve üst sınırları test edilen püskürtme beton malzemeleri açısından belirlenmiştir.

Arazi tepkime eğrilerinin farklı jeolojik kesitlerde açılan galeriler için elde edilmesi ve bu galeriler etrafında açılan yeni galerilerin arazi tepkime eğrisinde yaptığı değişikliklerin (ötelenmelerin) püskürtme beton karakteristik eğrisiyle birlikte çözümlenmesi sonucu uygulayıcı kullandığı püskürtme betonun kırılma öncesi ve sonrasında hangi koşullarda işlevini devam ettirdiğini öngörebilme şansına sahip olacaktır. Bu çerçevede püskürtme betonun kullanılabilirliğine karar verebilmek için püskürtme betonun dayandığını maksimum basıncın, bu basınca ulaştığında püskürtme betonda oluşan yerdeğiştirmenin ve bunun oranına (rijitlik), kırıldıktan sonra ise hangi şartlar altında iş göreceğinin (yükü karşılamaya devam edeceğinin) belirlenmesi kullanıcılar açısından büyük önem taşımaktadır. Bir diğer önemli parametre ise püskürtmenin ne zaman yapılacağıнын, başka bir deyişle galeride kazı yapılıp açıklık tesis edildikten sonra galeri içine doğru ne kadar deformasyon oluştuktan sonra püskürtme beton işleminin yapılacağıнын belirlenmesidir. Çünkü galeri yeni açıldığında arazi gerilmeleri galeri cidarında çok yüksek bir değerde iken

deformasyon devam ettikçe kemerlenme teorisine göre gerilmeler azalmakta, belirli bir zamandan sonra yer değiştirmeler ve gerilme sıfırlanmakta ve ortam kendi kendisini taşıyabilir duruma ulaşmaktadır. Bu düşünceden hareketle göçük kaygısıyla yeni açılan bir galeride çok hızlı püskürtme beton uygulanması daha yüksek mertebelerde yüke maruz kaldığı için teorik olarak kaplamada kırılmalara yol açabilmekte ve hatta yakınlarda yeni açılan bir galeri sonucunda ortamdaki gerilme koşullarının değişmesiyle taşıyıcılığı yetersiz kalabilmektedir.

Tez çalışması kapsamında eğilme momenti sonucu oluşan çekme gerilmelerinin kullanıldığı püskürtme beton karakteristik eğrileri elde edilmiştir. Bu koşullar altındaki püskürtme betonun akma hattı teorisine dayanılarak yapılan hesaplamaları sonucunda uygulanan yük yönüne dik yönlerde oluşan çekme dayanımı, lif içeren malzemelerde 0,17 MPa ile 0.45 MPa arasında değişmekte iken lif içermeyen malzemelerde bu değer 0.09 ile 0.16 MPa arasındadır. Püskürtme beton kaplamasında eğilme meydana getirecek bir mekanizmada püskürtme beton kırıldıktan sonra dayanacağı bu eğilme yönüne dik yönlerde kırılma hattı boyunca oluşan çekme gerilmeleri yukarıda bahsedilen değerler arasında değişmektedir. Elbette, burada püskürtme betonun yenilme mekanizmasının bilinmesi büyük önem taşımaktadır. Kare kesitli açıklıklarda eğilme hareketinden kaynaklı çekme dayanımı önemli bir parametre iken, daire kesitli tünellerde ise basınç dayanımı etkin olabilmektedir. Ancak, bu tez kapsamında sadece eğilme mekanizması sonucu oluşan çekme gerilmelerinin püskürtme beton tarafından kırılma hattı boyunca karşılanması hususu incelenmiştir. Çekme gerilmesinin etkin olduğu yenilme mekanizmasında püskürtme betonun arazi tepkime eğrilerini yakalayabilmesi için galeride oluşması gereken minimum deformasyon 23,04 mm ile 168,02 mm (bu değerlere kadar galeri cidarında yer değiştirmelere izin verdikten sonra püskürtme betonun atılması gerekmektedir) arasında değişmektedir. Bu durum çalışmada değerlendirilen bütün galerilerde elde edilen yer değiştirmelerin çekme dayanımı açısından değerlendirilmesi ile ortaya çıkmaktadır. Her bir galeri için kullanılması gereken deformasyon aralığı bu bölümün ileriki kısımlarında daha ayrıntılı olarak sunulacaktır.

Tez çalışmasında hem kullanılması düşünülen püskürtme beton malzemesi, kalitesi bakımından kendi içerisinde değerlendirilmiş hem de arazi ile birlikte kaya-tahkimat etkileşimi teorisi kapsamında değerlendirilmiştir. Farklı lif içeriklerine sahip

püskürtme beton malzemeleri maksimum kırılma yükü ve önerilen süneklik indeksi parametreleri kullanılarak karşılaştırılmıştır.

Bu aşamada püskürtme beton panel örneklerinin özelliklerini hatırlamak faydalı olacaktır. Bu özellikler Çizelge 5.1’de verildiği üzere lif türü, lif içeriği ve çökme (slump) değerleridir. Burada PP polipropilen lifleri temsil etmektedir.

Çizelge 5.1 : Püskürtme beton örneklerinin lif içerikleri ve slump değerleri

Lif Türü	Lif İçeriği (kg)	Slump (cm)	Lif Türü	Lif İçeriği (kg)	Slump (cm)
Çelik	40	24	PP22	7	13,5
PP11	1,1	17	PP23	7	20,5
PP12	4	Veri Yok	PP24	4	21,5
PS	0	23	PP31	5	22
PP21	5	22			

Püskürtme beton içerisine eklenen çelik lif miktarı çalışma sahasında 40 kg olarak belirlenmiştir. PS ise lif içermeyen püskürtme betonu ifade etmektedir. Polipropilen lif içeren püskürtme betonlarda farklı miktarlarda lif eklenmiştir.

Bütün örneklerden elde edilen analizler bir arada değerlendirilirse, çelik lif içeren panel örneği ve PP22 nolu polipropilen lif içeren panel örneğinin sırasıyla 82,43 kN ve 91,1 kN ile en fazla kırılma yüküne sahip örnekler olduğu gözükmemektedir (Çizelge 2.9) . Tam tersine lif içermeyen püskürtme beton ise 30,88 kN ile en düşük kırılma yüküne sahip olan örneklerden biridir. 2. bölümdeki panel test verileri ve çizilen grafikler incelendiğinde bazı lif içeren örneklerde az miktarda lif katkısının maksimum taşıma yüklerini başka bir deyişle süneklik indeksini artırmak konusunda hiçbir etkisinin de bulunmadığı burada hatırlatılmalıdır.

Bu çalışmada önerilen süneklik indeksi, kırılma sonrası numunenin yük-sehim eğrisinin altında kalan alanının, mükemmel süneklik hattının altında kalan alana oranıdır. Süneklik indeksi açısından bakıldığında en yüksek indeks değerine sahip numune 0,8457 ile PP23 olmuştur. PP11 ise ikinci en büyük süneklik indeks değerine sahiptir; 0,7408. Üçüncü numune ise 0,7033 süneklik indeksi değeri ile PP24’tür. Lif içermeyen PS numuneleri ise en düşük süneklik indeksine sahip örneklerin arasındadır. Süneklik indeksinin belirlenmesi için kullanılan alanlarda sehimde oluşan değişim oranı (oransal artış miktarı) yükte oluşan değişim oranına göre daha fazladır ve bu sebeple sehimde oluşan değişim oranı daha etkilidir ve kırılma sonrası davranışta egemen olmaktadır. Bu durum ikinci bölümde yük-sehim eğrisi altında kalan alanların

değerlendirilmesi sırasında ortaya konmuştur. Bu nedenle püskürtme beton karakteristik eğrisi ile arazi tepkime eğrisi birlikte çözümlenirken, süneklik indeksinin püskürtme beton karakteristik eğrisinin yeni (ikinci açılan galeriden sonra) arazi tepkime eğrisini kestiği noktalardaki sehim değeri üzerindeki etkisini belirlemek gerekmektedir. Süneklik indeksinin bu etkisi kullanıcıya yeni oluşan arazi gerilme koşullarında kullandığı püskürtme betonun ne ölçüde taşıma kapasitesini koruduğu hakkında fikir verecektir. Nitekim üçüncü bölümde ortaya konulan püskürtme beton karakteristik eğrisinin genelleştirildiği Şekil 3.8’ de gösterilen modelde de süneklik indeksinin bu açıdan önemli bir parametre olduğu görülmektedir (Yani daha sünek olan (süneklik indisi fazla olan) malzeme yeni oluşan arazi tepkime eğrisini yakalayabilmekte yani defomasyonları karşılayarak durdurabilmektedir. Az sünek olan (süneklik indisi düşük olan) malzeme ise yeni galeri açıldıktan sonra oluşan gerilme koşullarını hiçbir zaman karşılayamamaktadır).

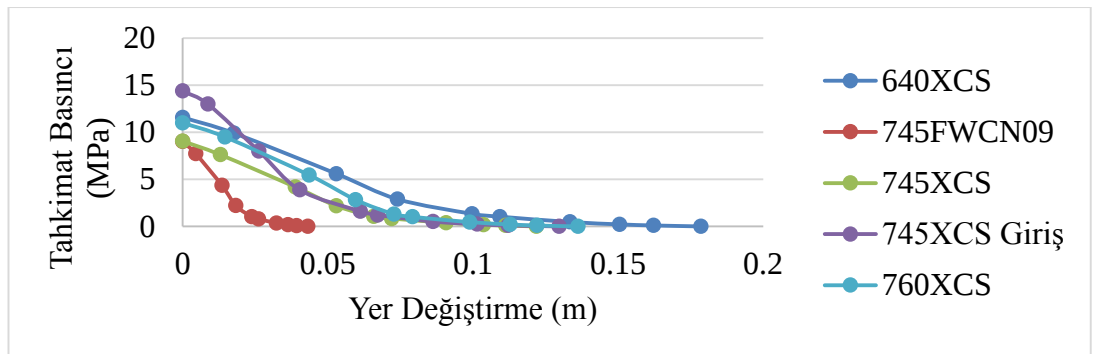
Şekil 3.8 irdelendiğinde püskürtme beton karakteristik eğrisinin arazi tepkime eğrisi üzerinde konumlandırılmasında önemli parametrelerin süneklik indisi, kırılma hattı boyunca oluşan maksimum çekme dayanımı ve püskürtme işleminin yapılmaya başlandığı sehim miktarıdır. Bunlardan biri az önce de bahsedildiği gibi püskürtme betonun uygulanabilmesi için galeride oluşacak yer değiştirme (tünelin içine doğru kapanma) miktarıdır. Bir diğer deyişle bu deformasyondan önce püskürtme beton atılırsa tüm enerji yutma kapasitesi aşılmış olur ve henüz arazi tepkime eğrisi ile kesişmeden püskürtme beton kullanım dışı kalır. Bu durum püskürtme betonun süneklik indeksine maksimum çekme dayanımına ve püskürtmenin yapılma zamanına göre değişmektedir.

Ç.B.İ de püskürtme betonun uygulandığı 5 ayrı formasyon bu kapsamda değerlendirilmiş bunların kesitleri çıkartılmıştır (Şekil 4.16). Bu jeolojik kesitler için arazi tepkime eğrilerinin çıkartılması amacıyla nümerik analizler gerçekleştirilmiştir. Bu analizlerle numunelere ait püskürtme beton karakteristik eğrilerini birlikte çözümlmek gerekmektedir. Bu çözümleme farklı karışımlardaki püskürtme betonların değişik jeolojik formasyonlara ait galerilerin bulunduğu koşullar altındaki davranışını belirlemek amacıyla yapılmıştır. Çizelge 5.1’de görüldüğü gibi bu çalışma kapsamında 8 farklı karışım ve 1 de hiç fiber içermeyen karışım olmak üzere 9 ayrı karışıma sahip püskürtme beton örneklerinin 5 ayrı formasyonda nasıl bir performans sergileyeceğini göstermek üzere nümerik analizler yapılmıştır. Bu yapılırken de 5 ayrı

formasyona ait gerilme tepkime eğrileri önce tek bir tünel varken sonra 5, 7,5, 10, 12,5 ve 15 m uzakta ikinci bir galeri açıldıktan sonra meydana gelen ötelenmelerle beraber gösterilmiştir. Daha sonra bu gerilme tepkime eğrilerine sahip formasyonlarda hangi sehim değerinde püskürtme atılırsa püskürtme beton karakteristik eğrisi kırılma sonrasında arazi tepkime eğrisini yakalar sorusuna karşılık bulmak için püskürtme beton karakteristik eğrisi grafikte konumlandırılmıştır.

Galerilerde püskürtme betonun kırılma sonrası performansının değerlendirilebilmesi için güvenlik katsayısı 1 olarak seçilmiştir. Kaya ve tahkimat etkileşiminde orta ve kısa vadede açılan galeriler için bu değer 1,3 olarak alınmaktadır. Ancak burada kırılma sonrası davranışın rahatlıkla kıyaslanabilmesi için tek galeri olduğu durumda sistemin tam dengede olduğu varsayılmaktadır. Yeni bir galeri açıldığı durumda ise kırıldığı varsayılmıştır. Güvenlik katsayısının 1 olarak seçilmesinin amacı EK C’de de gösterilen püskürtme beton karakteristik eğrisi ve arazi tepkime eğrilerinin çözümlendiği grafiklerde kırılma sonrası davranışın tahkimat karakteristik eğrisinde kullanılması yaklaşımının daha rahat anlaşılabilmesini sağlamaktır. Aksi takdirde 1.3 seçilirse püskürtme beton ikinci açılan galeri olduğu durumların bazılarında da henüz kırılmamış olmakta, bu durum ise yeni açılan galerilerin kırılma sonrası davranış yaklaşımının anlatılmasında karışıklığa yol açmaktadır.

Püskürtme beton numunelerinin performanslarını her bir jeolojik kesit için belirlemeden önce formasyonları kendi aralarında kıyaslayabilmek amacıyla tek galeri olduğu durumdaki arazi tepkime eğrilerini sunmak uygun olacaktır. Her bir jeolojik kesitte açılan tek galeri için arazi tepkime eğrileri Şekil 5.1’de sunulmuştur.



Şekil 5.1 : Farklı formasyonlarda açılan tek bir galeri için nümerik analizle oluşturulan arazi tepkime eğrileri.

Arazi gerilmesine en yüksek mertebeden başlayan formasyonun 745XCS giriş ve deformasyonlarının en yüksek olduğu formasyonu içeren galeri ise 640XCS olurken

745FWCN09 galerisinde ise gerilme ve deformasyonlar en azdır. Bu durum ise arazi tepkime eğrileri ve püskürtme beton karakteristik eğrileri beraber çözümlendiğinde püskürtme işleminin yapılacağı zamanlarda (sehim miktarlarında) farklılık olması gerektiğini göstermektedir.

640XCS galerisinde püskürtme betonun işlev görebilmesi için kazı yapıldıktan sonra açık kalan boşluk çevresinde oluşması gereken minimum yer değiştirme miktarı, çalışmada analiz edilen tüm püskürtme betonların karakteristik eğrileri dikkate alındığında, 130 mm ile 168,02 mm arasında değişmiştir. Bu değer 760XCS galerisinde 92 – 115,28 mm, 745XCS Giriş galerisi için 80 – 110 mm, 745XCS için 81 – 113,02 mm ve 745FWCN09 galerisi için ise 25 – 39 mm arasında değişmektedir. Yani bir önceki cümlede belirtilen formasyonlara sahip galerilerde, bu çalışmada uygulanan malzeme kalitesine sahip püskürme betonlar uygulanırsa yukarıda belirtilen oranlarda sehim gerçekleştikten sonra püskürtme beton işlemi uygulanması yerinde olacaktır. Hoek ve Brown (1980) arazi tahkimat etkileşiminde izin verilen en yüksek yerdeğiştirmenin % 2-3'ten daha az olması gerektiği kriteri ile bu sonuçları bağdaştırmak ikinci bir kontrol açısından daha tutarlı bir yaklaşım olacaktır. Buna göre 5m genişliğinde ve yüksekliğinde bir galeride izin verilen maksimum yer değiştirme 150 mm olmaktadır. Buradan da görüleceği gibi püskürtme beton uygulanması için erişilmesi gereken yer değiştirme miktarı bu teorik yaklaşımla da 640XCS formasyonunun üst sınırı (168,02mm) dışında karşılanmaktadır.

Çelik lif eklenen numuneler için 6, polipiropilen lif içeren numuneler için 30, lif içermeyen beton içinse de 2 adet numune panel testlerine tabi tutulmuştur. Burada çelik lif ve polipiropilen lif arasında eklenen lif miktarı ve slump değerleri açısından çeşitlilik bulunmaktadır. Bu çeşitlilik sonucu 9 adet numune tipi belirlenmiştir. Bu dokuz farklı özellik içeren numunenin her biri için süneklik indeksleri bakımından en yüksek ve en düşük değerlere sahip olanları bu bölümdeki analizlerde kullanılmıştır. Bunun nedeni numune türlerine ait püskürtme beton karakteristik eğrilerinin alt ve üst sınırlarını belirlemek olmuştur. EK C'de yukarıda bahsedilen dokuz farklı numune için en düşük ve en yüksek süneklik indeksine sahip numuneler kullanılarak kaya tahkimat ekleşimi teorisine uygun olarak değerlendirme yapılan ve bu değerlendirme sonucu oluşan grafikler teker teker sunulmuştur.

Her bir formasyon açısından numunelerin performanslarını değerlendirebilmek için püskürtme beton tahkimat karakteristik eğrilerinin arazi tepkime eğrilerini kestiği

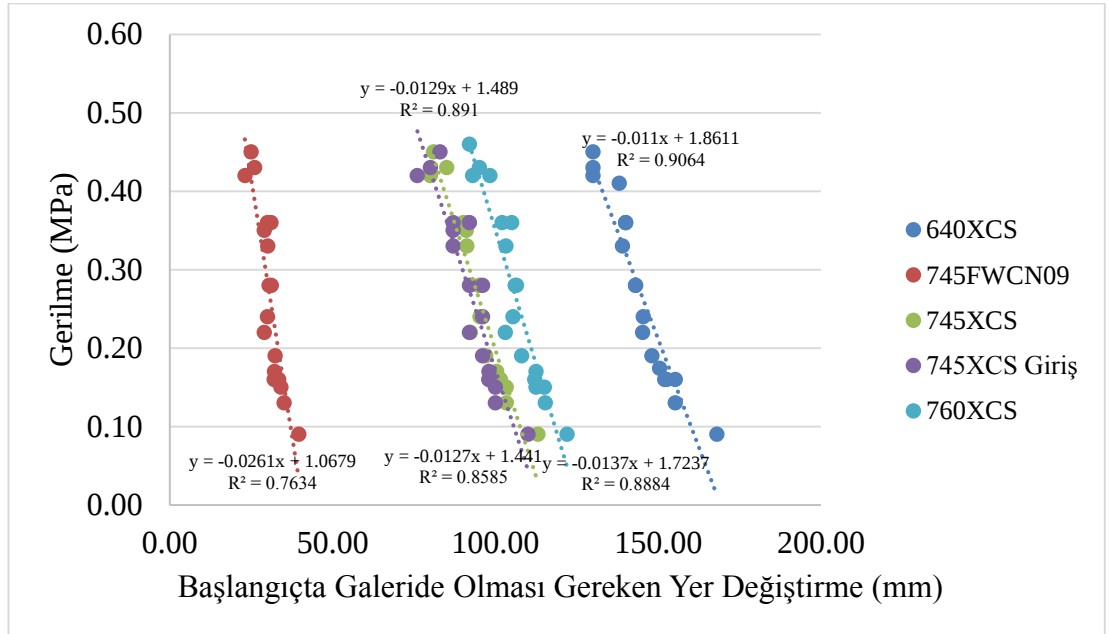
noktalardaki gerilme ve yer değiştirme miktarları tespit edilmiştir. Bunun dışında püskürtme betonun dayanabildiği maksimum çekme gerilmesi ve bu gerilme anındaki yer değiştirme miktarı ile püskürtme betonun uygulanabilmesi için galeride oluşması gereken minimum deformasyon miktarları ortaya konmuştur. 640XCS galerisi için bu değerler Çizelge 5.2’de sunulmuştur.

Değerlendirme yaparken kırılma öncesi ve kırılma sonrası püskürtme betonun davranışı için farklı değerlendirmede bulunmak doğru olacaktır. Kırılma öncesi davranış için maksimum gerilme ve yer değiştirme, tek galeri bulunduğu durumda arazi tepkime eğrisininin püskürtme beton karakteristik eğrisi ile kesiştiği ve püskürtme betonun uygulanması için galeride oluşması gereken minimum deformasyon değerlendirilmelidir. Kırılma sonrası için ise püskürtme beton karakteristik eğrilerinin arazi tepkime eğrilerini kesitiği noktadaki sehim değerlendirmek ve hangi koşullarda kesişme olmadığını vurgulamak önem arz etmektedir.

Çizelge 5.2 : 640XCS galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.

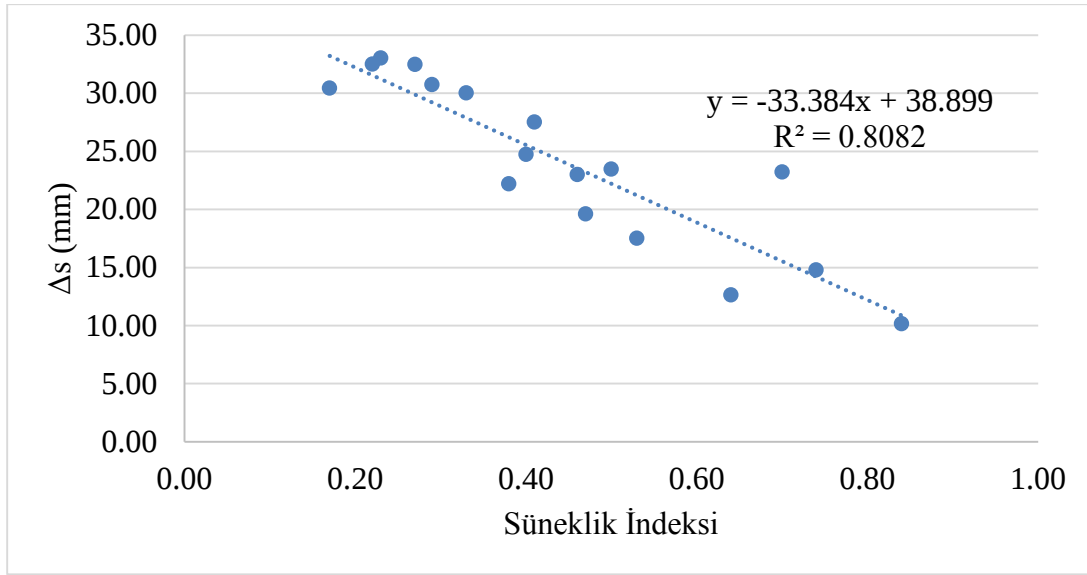
Numune Adı			Başlangıçtaki Yer Değiştirme (mm)	Maksimum		Tek Galeri		GAM = 10 m		GAM = 12,5 m		DI
				YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	
Çelik	2012_5_2	En İyi	130,00	136,58	0,45	134,54	0,42	154,10	0,38	140,32	0,44	0,53
	2011_1_1	En Kötü	145,40	151,00	0,24	147,73	0,22	175,75	0,16	157,37	0,22	0,40
PP11	2011_2_3	En İyi	145,20	156,10	0,22	151,72	0,20	170,90	0,21	158,68	0,22	0,74
	2011_2_1	En Kötü	148,06	154,28	0,19	152,74	0,18	176,50	0,14	159,94	0,18	0,38
PP12	2011_4_3	En İyi	140,00	143,98	0,36	141,99	0,32	171,50	0,19	155,59	0,24	0,41
	2011_4_1	En Kötü	143,01	146,71	0,28	145,20	0,27	176,75	0,14	160,10	0,17	0,33
PP21	2011_3_3	En İyi	155,28	157,82	0,16	156,60	0,14	188,58	0,07	170,08	0,09	0,29
	2011_3_2	En Kötü	155,28	159,56	0,13	158,00	0,12	190,00	0,06	171,00	0,08	0,17
PP22	2012_1_1	En İyi	130,00	137,57	0,43	134,29	0,43	150,21	0,42	141,09	0,43	0,64
	2012_1_2	En Kötü	138,07	142,98	0,41	140,00	0,34	162,60	0,29	145,47	0,39	0,47
PP23	2012_2_2	En İyi	130,00	141,31	0,42	135,80	0,40	151,47	0,41	142,38	0,42	0,84
	2012_2_3	En Kötü	139,00	143,64	0,33	141,37	0,32	167,12	0,24	154,97	0,26	0,50
PP24	2012_3_5	En İyi	143,03	146,42	0,28	145,19	0,26	169,64	0,20	156,37	0,23	0,70
	2012_3_1	En Kötü	140,00	142,45	0,36	141,45	0,31	175,50	0,17	161,56	0,18	0,23
PP31	2011_4_3	En İyi	152,04	157,00	0,16	155,60	0,15	180,00	0,12	162,62	0,15	0,46
	2011_4_1	En Kötü	150,46	155,52	0,17	154,90	0,17	188,00	0,08	168,18	0,11	0,27
PS	2011_5_1	En İyi	152,62	157,48	0,16	157,00	0,15	190,00	0,06	171,38	0,07	0,22
	2011_5_2	En Kötü	168,02	169,28	0,09	169,02	0,05	188,72	0,06	170,00	0,09	0,19
YD: Yer Değiştirme, ÇG : Çekme Gerilmesi, GAM: Galeriler arası mesafe, DI Süneklik indeksi												

640XCS galerisi için maksimum çekme dayanımı yüksek olan numunelerin daha erken zamanda (kazı yapıldıktan sonra açılan boşluk çevresinde içeriye doğru daha az yer değiştirme olduğunda) yerleştirilebileceği gözükmektedir. Bu ilişki Şekil 5.2’de verilmiştir. Örneğin çelik lif, PP22 ve PP23 içeren karışımlardaki püskürtme beton, galeride yaklaşık sırasıyla, 145,4 mm, 138,07 mm, 139 mm yer değiştirme olduktan sonra uygulanabilirken, lif içermeyen püskürtme betonun uygulanması için galeride minimum 168,02 mm’lik yer değiştirme oluşması gerekir. Bununla beraber çelik lif, PP22 ve PP23 numunelerine ait maksimum gerilmeler 0,45 MPa düzeylerinde iken, lif içermeyen püskürtme betonda bu değer 0,09 MPa düzeylerine kadar düşmektedir. Diğer parametrelerin değişim değerleri Çizelge 5.2’de sunulmuştur.



Şekil 5.2 : Maksimum gerilme ile püskürtme işlemi için galeride oluşması gereken yer değiştirme arasındaki ilişki.

Süneklik indeksi arttıkça ise yeni açılan galerilerin değiştirdiği arazi tepkime eğrileri ile püskürtme beton karakteristik eğrilerinin kesiştiği noktalardaki sehim değerleri azalmaktadır. Buna örnek olarak 640XCS galerisinin 10 m yukarısında bir galeri açılma durumunda oluşan arazi tepkime eğrisi ile tahkimat eğrilerinin kesiştiği noktalardaki (sistemin dengede olduğu nokta) sehimin kırılma esnasındaki sehimden farkı (Δs) ile süneklik indeksi Şekil 5.3’te sunulmuştur. Burada kırılma esnasındaki sehimin kullanılmasının sebebi süneklik indeksi parametresinin kırılma sonrası bir özellik olmasıdır.



Şekil 5.3 : 640XCS galerisi için galeriler arası mesafenin 10 m olduğu durumda Δs ile süneklik indeksi arasındaki ilişki.

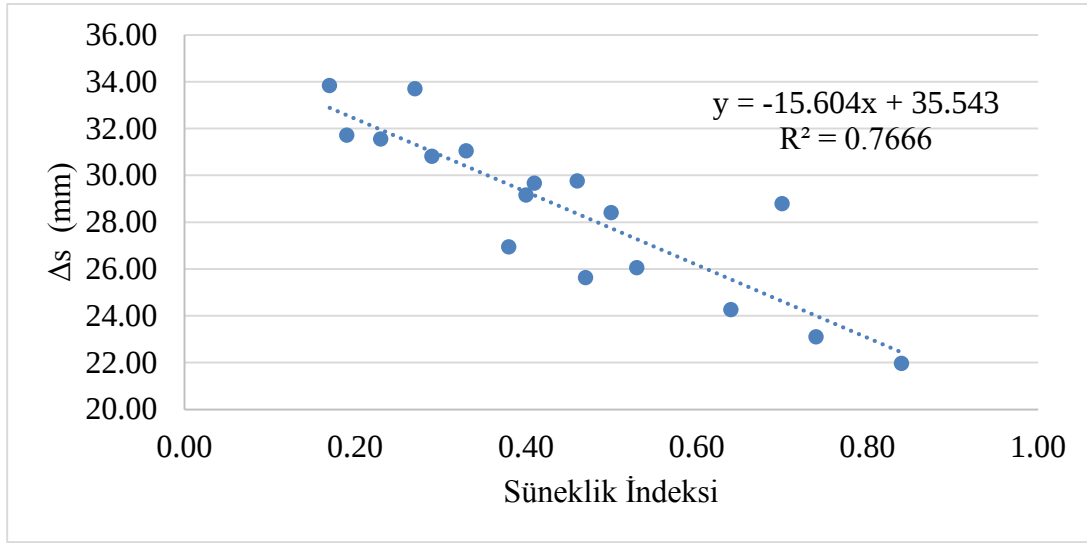
640XCS galerisinde püskürtme beton numuneleri için kırılma olduktan sonra ancak püskürtme betonun işlevine devam edebilmesi, bir diğer deyişle yeni açılan galeri sonucu püskürtme beton karakterisiktik eğrisinin oluşacak arazi tepkime eğrisini kesebilmesi için galeriler arası mesafenin en az 10 m olması gerekmektedir. Püskürtme betonun liflerinin uzunluğu burada önem taşımaktadır. Çünkü püskürtme betonda oluşan çatlak açıklığı lif uzunluğunu geçince liflerin işlevi ortadan kalmaktadır.

745FWCN09 galerisinde yüksek çekme dayanımına sahip püskürtme betonların püskürtme işleminin yapılabilmesi için galeride gerçekleşmesi gereken yer değiştirme miktarları şöyle olmalıdır: Çelik lifli karışım kullanıldığında 30 mm, PP22 nolu karışım kullanıldığında 29.01 mm ve PP23 nolu karışım kullanıldığında 30.10 mm. Lif içermeyen püskürtme betonu uygulayabilmek için galeride en az 39,56 mm'lik yer değiştirmenin beklenmesi gerekir. Çizelge 5.3'te 745FWCN09 galerisi için galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları verilmiştir.

Çizelge 5.3 : 640XCS galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.

Numune Adı			Başlangıçtaki Yer Değiştirme (mm)	Maksimum		Tek Galeri		GAM = 5 m		GAM = 10 m		DI
				YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	
Çelik	2012_5_2	En İyi	25,00	32,15	0,45	30,75	0,44	58,21	0,35	33,10	0,45	0,53
	2011_1_1	En Kötü	30,00	35,34	0,24	34,11	0,23	64,50	0,15	35,68	0,24	0,40
PP11	2011_2_3	En İyi	29,00	39,24	0,22	35,00	0,19	62,34	0,21	36,48	0,21	0,74
	2011_2_1	En Kötü	32,34	39,06	0,19	36,26	0,17	66,00	0,14	37,74	0,18	0,38
PP12	2011_4_3	En İyi	30,00	33,33	0,36	32,35	0,34	63,00	0,19	34,12	0,36	0,41
	2011_4_1	En Kötü	31,13	34,60	0,28	33,61	0,27	65,64	0,14	35,57	0,27	0,33
PP21	2011_3_3	En İyi	35,04	39,06	0,13	37,28	0,12	69,88	0,07	35,21	0,13	0,29
	2011_3_2	En Kötü	34,05	37,16	0,15	36,50	0,14	71,00	0,06	39,06	0,13	0,17
PP22	2012_1_1	En İyi	26,02	32,34	0,43	31,20	0,43	56,60	0,41	33,35	0,43	0,64
	2012_1_2	En Kötü	29,01	32,66	0,35	31,99	0,35	58,29	0,32	33,57	0,35	0,47
PP23	2012_2_2	En İyi	23,04	34,87	0,42	31,19	0,41	56,84	0,39	33,27	0,42	0,84
	2012_2_3	En Kötü	30,10	33,05	0,33	32,65	0,33	61,45	0,23	34,31	0,33	0,50
PP24	2012_3_5	En İyi	31,03	33,88	0,28	33,42	0,27	62,67	0,19	35,54	0,28	0,70
	2012_3_1	En Kötü	30,50	32,95	0,36	31,00	0,32	64,50	0,17	35,45	0,28	0,23
PP31	2011_4_3	En İyi	33,36	38,24	0,17	36,48	0,15	68,00	0,11	38,24	0,17	0,46
	2011_4_1	En Kötü	32,12	36,30	0,17	35,50	0,17	70,00	0,08	37,26	0,17	0,27
PS	2011_5_1	En İyi	32,08	37,34	0,16	36,81	0,15	VY	VY	38,46	0,14	0,22
	2011_5_2	En Kötü	39,56	40,28	0,09	40,06	0,06	72,00	0,06	40,20	0,08	0,19
YD: Yer Değiştirme, ÇG: Çekme gerilmesi, GAM: Galeriler arası mesafe, DI Süneklik indeksi												

745FWCN09 galerisinde Çizelge 5.3'te belirtilen püskürtme beton karışımları uygulandığında kırılma sonrası davranış, süneklik indeksi parametresi bakımından irdelenmiştir. Bu çerçevede süneklik indeksi ile kırılma sonrasında ikincil gerilme durumlarının oluşturduğu arazi tepkime eğrisini kesmek ve dengeye ulaşmak için püskürtme betonda gerçekleşecek sehim miktarı arasında doğrusal ve ters orantılı bir ilişki bulunmaktadır (Şekil 5.4). Bu ilişki süneklik indeksi arttıkça, püskürtme beton karakteristik eğrisi açılan yeni galeriler sonucu değişen arazi tepkime eğrisini daha erken bir noktada (daha az sehim miktarında) kesmektedir.



Şekil 5.4 : 745FWCN09 galerisi için galeriler arası mesafenin 5 m olduğu durumda Δs ile süneklik indeksi arasındaki ilişki.

745FWCN09 galerisinde Çizelge 5.3 değerlendirildiğinde, püskürtme beton numuneleri 10 m yukarıda açılacak bir galerinin oluşturacağı yeni gerilme ve deformasyon koşullarında yük taşımaya devam ederken, 5 m yukarıda açılan galerinin oluşturduğu koşullarda ise lif içermeyen püskürtme betonun yük taşıma kapasitesinin yetersiz kalacağı gözükmemektedir. Ancak burada süneklik indeksi düşük olan püskürtme beton, galeriler arası mesafe 5 m olan durumdaki arazi tepkime eğrisini kesmişken süneklik indeksi düşük olan püskürtme beton için denge noktası yakalanamamıştır. Bunun nedeni süneklik indeksi düşük olan malzemenin aynı zamanda maksimum çekme dayanımının yüksek olması nedeniyle daha erken püskürtülebmesidir. Püskürtme beton karakteristik eğrisinin sehim açısından sınırı mevcuttur. Bu çalışmada bu sınır 40 mm olarak alınmıştır. Sehim miktarını belirleyecek olan etken püskürtme betonun “artık dayanıma” ulaştığı noktadır.

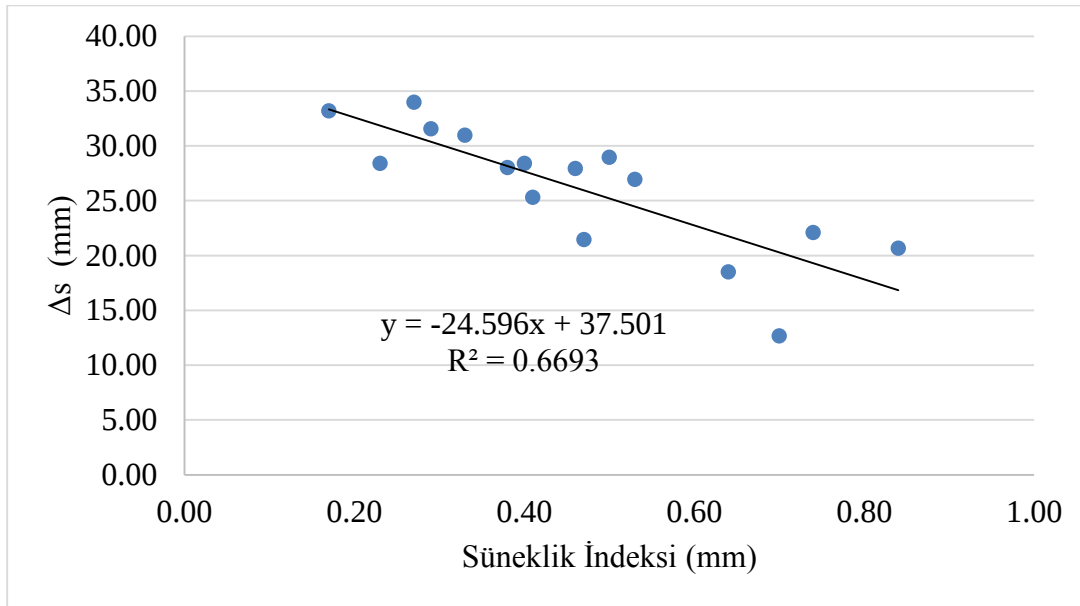
Çizelge 5.4'te 745XCS galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları verilmiştir.

Çizelge 5.4 : 745XCS galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.

Numune Adı			Başlangıçtaki Yer Değiştirme (mm)	Maksimum		Tek Galeri		GAM = 7,5 m		GAM = 10 m		DI
				YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	
Çelik	2012_5_2	En İyi	81,00	88,15	0,45	86,38	0,44	115,09	0,34	96,61	0,42	0,53
	2011_1_1	En Kötü	95,27	102,60	0,24	99,48	0,24	131,00	0,15	109,16	0,21	0,40
PP11	2011_2_3	En İyi	92,26	104,92	0,22	101,36	0,21	127,00	0,20	108,52	0,22	0,74
	2011_2_1	En Kötü	97,06	103,98	0,19	102,56	0,18	132,00	0,13	109,84	0,18	0,38
PP12	2011_4_3	En İyi	90,17	103,69	0,36	92,54	0,35	129,00	0,18	107,21	0,39	0,41
	2011_4_1	En Kötü	95,00	100,15	0,28	97,42	0,27	131,12	0,14	109,51	0,18	0,33
PP21	2011_3_3	En İyi	103,28	108,00	0,13	107,05	0,13	139,54	0,07	118,08	0,09	0,29
	2011_3_2	En Kötü	103,28	106,82	0,15	104,82	0,13	140,00	0,06	118,00	0,08	0,17
PP22	2012_1_1	En İyi	85,02	91,64	0,43	88,42	0,41	110,15	0,41	95,70	0,43	0,64
	2012_1_2	En Kötü	91,05	95,47	0,35	93,10	0,34	116,92	0,32	100,71	0,34	0,47
PP23	2012_2_2	En İyi	80,04	91,30	0,42	88,30	0,41	111,96	0,39	96,60	0,41	0,84
	2012_2_3	En Kötü	91,27	95,54	0,33	93,65	0,33	124,49	0,23	105,56	0,27	0,50
PP24	2012_3_5	En İyi	91,00	93,83	0,36	93,45	0,35	106,50	0,19	106,32	0,25	0,70
	2012_3_1	En Kötü	95,15	98,70	0,28	97,32	0,27	127,11	0,19	106,75	0,23	0,23
PP31	2011_4_3	En İyi	100,00	105,52	0,16	104,50	0,16	133,44	0,11	111,78	0,15	0,46
	2011_4_1	En Kötü	100,40	105,52	0,17	105,18	0,17	139,50	0,07	115,74	0,12	0,27
PS	2011_5_1	En İyi	101,56	106,34	0,16	105,80	0,15	VY	VY	119,96	0,07	0,22
	2011_5_2	En Kötü	113,02	114,28	0,09	113,98	0,04	141,46	0,06	117,20	0,09	0,19
YD: Yer Değiştirme, ÇG: Çekme gerilmesi, GAM: Galeriler arası mesafe, DI Süneklik indeksi												

Bu sonuçlar kapsamında 745XCS galerisinde yüksek çekme dayanımına sahip püskürtme betonların püskürtme işleminin yapılabilmesi için galeride beklenilmesi gereken yer değiştirme miktarı çelik lif kullanıldığında 95,27, PP22 nolu karışım kullanıldığında 91,05 mm ve PP23 nolu karışım kullanıldığında 91,27 mm'dir. Lif içermeyen püskürtme betonu uygulayabilmek için galeride 113,02 mm'lik yer değiştirmenin beklenmesi gerekir.

Çalışmada incelenen püskürtme beton karışımları, 745XCS galerisine 7,5 m'den daha yakın bir galeri açıldığında yük taşıma kapasitelerini yitirdikleri için işlevsiz kalmaktadırlar. Galeriler arası mesafe 7,5 m iken de lif içermeyen püskürtme betonun kullanılması yine yetersiz kalmaktadır. Püskürtme betonların 745XCS galerisindeki kırılma sonrası performansları süneklik indeksi parametresi ile incelenmiştir. Süneklik indeksi ile kırılma sonrası sehim arasında 745XCS galerisine 7,5 m mesafede açılacak galerinin oluşturacağı koşulda Şekil 5.5'teki gibi doğrusal ve ters orantılı bir ilişki ortaya çıkmıştır.



Şekil 5.5 : 745XCS galerisi için galeriler arası mesafenin 5 m olduğu durumda Δs ile süneklik indeksi arasındaki ilişki

Analizlerde kullanılan bir diğer galeri de 745XCS Giriş galerisidir. 745XCS giriş galerisine ait kaya tahkimat etkileşimi analiz sonuçları Çizelge 5.5'te sunulmuştur.

Çizelge 5.5 : 745XCS Giriş galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.

Numune Adı			Başlangıçtaki Yer Değiştirme (mm)	Maksimum		Tek Galeri		GAM = 10 m		GAM = 12,5 m		DI
				YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	
Çelik	2012_5_2	En İyi	83,00	89,62	0,45	89,24	0,45	93,81	0,44	90,76	0,45	0,53
	2011_1_1	En Kötü	96,00	102,56	0,24	100,48	0,24	108,59	0,21	103,70	0,24	0,40
PP11	2011_2_3	En İyi	92,00	103,24	0,22	102,32	0,22	107,98	0,22	104,60	0,22	0,74
	2011_2_1	En Kötü	96,00	105,90	0,19	104,46	0,18	110,52	0,18	107,12	0,19	0,38
PP12	2011_4_3	En İyi	92,00	95,65	0,36	94,46	0,35	105,83	0,25	99,07	0,32	0,41
	2011_4_1	En Kötü	96,00	99,02	0,28	98,02	0,27	110,96	0,18	104,43	0,22	0,33
PP21	2011_3_3	En İyi	100,00	104,50	0,13	103,50	0,12	122,34	0,08	117,30	0,09	0,29
	2011_3_2	En Kötü	100,00	102,82	0,15	101,80	0,14	126,00	0,07	120,00	0,07	0,17
PP22	2012_1_1	En İyi	80,00	86,80	0,43	84,04	0,42	93,99	0,43	91,80	0,43	0,64
	2012_1_2	En Kötü	87,00	91,42	0,35	88,75	0,33	101,16	0,34	97,54	0,34	0,47
PP23	2012_2_2	En İyi	76,00	87,30	0,42	83,95	0,41	94,96	0,41	92,70	0,41	0,84
	2012_2_3	En Kötü	87,00	91,16	0,33	89,33	0,32	105,67	0,26	101,45	0,27	0,50
PP24	2012_3_5	En İyi	92,00	96,54	0,28	94,05	0,26	109,35	0,22	104,11	0,23	0,70
	2012_3_1	En Kötü	87,00	89,45	0,36	88,00	0,33	112,50	0,17	106,84	0,18	0,23
PP31	2011_4_3	En İyi	98,00	103,12	0,16	101,00	0,14	115,74	0,13	110,68	0,14	0,46
	2011_4_1	En Kötü	98,00	102,82	0,17	100,68	0,15	110,34	0,11	120,50	0,10	0,27
PS	2011_5_1	En İyi	98,00	103,48	0,16	102,20	0,13	127,36	0,06	120,60	0,07	0,22
	2011_5_2	En Kötü	110,00	111,28	0,09	114,14	0,07	123,96	0,07	118,20	0,08	0,19
YD: Yer Değiştirme, ÇG: Çekme gerilmesi, GAM: Galeriler arası mesafe, DI Süneklik indeksi												

745XCS Giriş galerisinde yüksek çekme dayanımına sahip püskürtme betonların püskürtme işleminin yapılabilmesi için galeride çelik lifli karışım kullanıldığında en az 96 mm, PP22 ve PP23 nolu karışımlar kullanıldığında en az 87 mm'lik yer değiştirme oluması gerekmektedir. Lif içermeyen püskürtme betonu uygulayabilmek için galeride 110 mm'lik yer değiştirmenin beklenmesi gerekmektedir.

Kırılma sonrası davranışın süneklik indeksi ile yer değiştirme değerleri açısından değerlendirildiğinde yeni açılan galeriyle mesafe 10 m olduğunda süneklik indeksi yüksek olan PP22, PP23 numunelerinin denge noktasında oluşturdukları sehimin kırılma sonrasında ortalama 8 mm civarında olduğu tespit edilmiştir. Benzer şekilde süneklik indeksi düşük olan lif içermeyen püskürtme betonun aynı koşullarda kırılma sonrası yer değiştirmesinin ortalama 17 mm'ye ulaştığı görülmüştür. Burada PP22 ve PP23 numunelerinin içerisinde bulunan 7 kg'lık polipiropilen lifin etkisi görülmektedir.

745XCS Giriş galerisinde 10 m'den daha yakın açılacak bir galeride artan gerilme ve deformasyon koşullarından dolayı, çalışmada incelenen püskürtme betonların kırılma sonrasında da yük taşıma kapasitelerinin aşıldığı görülmektedir.

Son olarak 760XCS galerisinde çekme dayanımı yüksek olan çelik fiberli püskürtme beton karışımı, PP22 ve PP23 karışımlarının püskürtülebilmesi için galeride oluşması gereken yer değiştirme miktarları şöyledir; çelik lifli karışım 105,40 mm, PP22 nolu karışım 98,28 mm ve PP23 nolu karışım 103,23 mm. Bu değer lif içermeyen püskürtme beton için 122,02 mm'dir. 745XCS Giriş galerisi için galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları Çizelge 5.5'te verilmiştir.

760XCS püskürtme betonların kırılma sonrası performansı incelendiğinde tüm püskürtme beton karışımları galerinin üstünde açılacak yeni galerinin oluşturduğu gerilme ve deformasyon durumunda Çizelge 5.6'da görüldüğü üzere yük taşımaya devam edebilmektedirler. Ancak bu mesafe 5 m olduğunda sadece PP22, PP23 önemli miktarda yük taşıma kapasitelerini kormuşlardır. Diğer karışımlar galeriler arası mesafenin 5 m olduğu durumlarda taşıyıcılık göstermemektedir.

Çizelge 5.6 : 760XCS galerisi için kaya tahkimat etkileşimi sonuçları.

Numune Adı			Başlangıçtaki Yer Değiştirme (mm)	Maksimum		Tek Galeri		GAM = 5 m		GAM = 7,5 m		DI
				YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	YD (mm)	ÇG (MPa)	
Çelik	2012_5_2	En İyi	92,00	99,77	0,46	98,24	0,45	VY	VY	103,01	0,45	0,53
	2011_1_1	En Kötü	105,40	112,42	0,24	111,20	0,24	VY	VY	115,52	0,23	0,40
PP11	2011_2_3	En İyi	103,00	113,14	0,22	112,74	0,22	128,52	0,21	114,88	0,22	0,74
	2011_2_1	En Kötü	108,06	115,16	0,19	113,74	0,18	133,00	0,15	117,04	0,18	0,38
PP12	2011_4_3	En İyi	102,00	105,93	0,36	104,54	0,35	VY	VY	112,30	0,28	0,41
	2011_4_1	En Kötü	106,50	109,30	0,28	109,00	0,28	VY	VY	115,88	0,21	0,33
PP21	2011_3_3	En İyi	115,28	119,90	0,13	119,50	0,13	139,26	0,08	121,96	0,12	0,29
	2011_3_2	En Kötü	115,05	117,82	0,15	117,40	0,15	140,00	0,07	123,50	0,10	0,17
PP22	2012_1_1	En İyi	95,02	101,70	0,43	99,71	0,43	116,20	0,42	104,52	0,43	0,64
	2012_1_2	En Kötü	98,28	102,75	0,42	100,99	0,40	123,83	0,29	108,90	0,26	0,47
PP23	2012_2_2	En İyi	93,04	102,23	0,42	100,46	0,41	128,33	0,39	104,62	0,41	0,84
	2012_2_3	En Kötü	103,23	107,13	0,33	105,65	0,33	140,00	0,23	110,40	0,31	0,50
PP24	2012_3_5	En İyi	106,08	110,54	0,28	108,47	0,27	142,40	0,19	113,41	0,26	0,70
	2012_3_1	En Kötü	105,00	107,45	0,36	106,50	0,32	VY	VY	116,23	0,20	0,23
PP31	2011_4_3	En İyi	112,46	116,96	0,17	115,92	0,17	VY	VY	120,62	0,15	0,46
	2011_4_1	En Kötü	112,04	117,12	0,16	116,32	0,16	150,00	0,11	118,68	0,16	0,27
PS	2011_5_1	En İyi	122,02	123,28	0,09	123,20	0,09	158,00	0,06	125,28	0,09	0,22
	2011_5_2	En Kötü	112,50	117,68	0,15	117,56	0,15	VY	VY	125,30	0,09	0,19
YD: Yer Değiştirme, ÇG: Çekme gerilmesi, GAM: Galeriler arası mesafe, DI Süneklik indeksi												

Tez çalışmasında amaçlanan; püskürtme beton kaplamasının kırılma sonrası davranışını kaya tahkimat etkileşimi yaklaşımı içerisinde kullanarak, püskürtme beton kullanıcılarına, kaplamanın kırılma sonrasında değişken gerilme ve deformasyon koşullarında ne düzeyde hizmet verebileceğini ortaya koymak olmuştur. Kırılma sonrası davranışın daha rahat anlaşılabilmesi için önerilen süneklik indeksi ile kırılma sonrasında püskürtme betonun ne kadar yer değiştirme olduktan sonra kaya tahkimat etkileşiminde dengeye ulaşacağı farklı jeolojik formasyonlarda açılan galerilerde ve farklı gerilme ve deformasyon koşulları altında incelenmiştir. Ayrıca incelenen püskürtme beton karışımlarının galeride en az ne kadar deformasyon oluştuktan sonra uygulanması gerektiğinin cevabı çalışma sahasında farklı jeolojik kesitlerde sürülmüş olan galeriler için verilmiştir.

Genellikle madencilik faaliyetlerinde (özellikle kömür madenciliğinde) %3'lük bir deformasyon oranına izin verilmektedir (Medhurst, 2005). Çalışma sahasında açılan galeriler kare kesitli olup 5 m açıklığındadır. Bu durumda %3'lük deformasyon 15 cm'e tekabül etmektedir. Püskürtme işlemine başlamadan galeride ne kadar deformasyon olmalı sorusuna cevap ararken önsel tasarımlarda az önce belirttiğimiz kabul kullanılabilir. Ancak esas çözüm yerinde ölçümlerle arazi tepkime eğrisinin takip edilmelidir. Aksi takdirde sakıncalı sonuçlar doğabilir. Bu çalışma kapsamında püskürtme beton karakteristik eğrisinin çıkarılması için eğilme davranışı altındaki çekme gerilmeleri değerlendirilerek bir model ve kırılma sonrası davranışı temsilen süneklik indeksi kavramı önerilmiştir. Tasarımlandırmada arazi davranışının belirlenebilmesi için ise nümerik modelleme yapılmıştır. Fakat arazi davranışının kesin olarak belirlenebilmesi için mutlaka yerinde deformasyon ölçümü gerçekleştirilmesi gerekmektedir. Ancak bu sayede püskürtme beton uygulayıcısı kırılma sonrası davranışın kendisi için uygun olup olmadığını net olarak belirleyebilir.

Değerlendirmeler sonucunda püskürtme betonun maksimum çekme gerilmesinin püskürtme işlemine başlamadan önce galeride oluşması (beklenmesi) gereken deformasyonla ilişkisi ortaya konmuştur. Burada gerilme ve deformasyon koşulları ne kadar kötüleşirse (arazi tepkime eğrisi uzağa doğru ötelenirse) püskürtme betonu o kadar geç (büyük sehim değerinde) püskürtmek gerektiği ortaya çıkmaktadır. Madencilik faaliyetleri bir galeriye yakın bir yerde açılan başka bir galerinin etkisi dikkate alındığında püskürtme betonda kırılma olmakta ve kırılma sonrası davranış başlamaktadır. Yeni koşullar sonucu oluşan arazi tepkime eğrisi ile püskürtme beton

karakteristik eğrisi kesişerek sistemin tekrar dengeye ulaşp ulaşamayağı ya da ulaşırsa ne kadar yer değıştirme sonrasında ulaşacağı sorusunun cevabı verilebilmektedir. Bu cevabın verilmesinde süneklik indeksi de önemli bir parametre olmaktadır. Kırılma sonrası denge konumuna ulaşılırsa ve yerinde ölçümler deformasyonların azalarak devam ettiğini gösterirse kullanıcı kaplamada tamir işlemi uygulayarak çözüme ulaşabilir. Yerinde yapılan ölçümlerde deformasyonların artış hızı dengeyi bozacak görüşü hâkimse, kırılma sonrası kaya tahkimat etkileşiminde dengeye ulaşılrsa da ulaşılmasa da kullanıcı kaplamayı sökmelidir. Çünkü yük taşıma kapasitesinin aşılacağını ve aşılma zamanı öngörölmüş olacaktır. Böylesi durumlarda kaplamanın sökülmesinden sonra tasarımın yeniden yapılması yeni tasarımılandırılmış tahkimat elemanlarıyla yukarıda irdemesi yapılan model ile yeniden çözüme gidilmesi gerekmektedir.

6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Püskürtme beton yeraltında açılan tüm maden galerilerinde ana sağlamlaştırma elemanı olarak kullanılmaktadır. Püskürtme beton kaplaması mekanik olarak bir çok yenilme parametresine bağlı olarak tasarımılandırılmaktadır. Bu yenilme kriterleri tutunma yenilmesi, eğilme yenilmesi, doğrudan kesme yenilmesi, zımbalama sonucu kesme yenilmesi, basınç yenilmesi ve çekme yenilmesi olarak sınıflandırılmıştır (Barret ve McCreath, 1995). Bu çalışmada eğilme yenilmesi sonucu kırılma hattı boyunca oluşan çekme gerilmelerine bağlı olarak püskürtme betonun kırılma sonrası performansı araştırılmıştır.

Mevcut kaya tahkimat etkileşimi teorisinde püskürtme beton, basınç yenilmesi ele alınmış ve dayanım parametresi olarak basınç dayanımı kullanılmıştır (Hoek ve Brown, 1980). Bu yaklaşım dairesel kesitli galerilerde ve hidrostatik basınç koşulları altında ortaya konmuştur. Çalışma sahasında ise düzgün dağılım göstermeyen jeolojik formasyonların bulunduğu ve kare kesitli galerilerin açılmış olduğu görülmektedir. Bu koşullar altında kaya saplamaları ile sabitlenmiş püskürtme beton kaplamaları arasında oluşan eğilme davranışı önem kazanmaktadır.

Bu davranışı belirlemek için çok sayıda panel testi gerçekleştirilmiştir. Ayrıca mevcut kaya tahkimat etkileşimi yönteminde püskürtme beton kaplamasında kırılma yaşanmadığı duruma göre tasarım gerçekleştirilmektedir. Ancak madencilik faaliyetleri gereği bir galeriye yakın bir yerde açılan yeni galerilerin gerilme ve deformasyon koşullarını ağırlaştırdığı ve püskürtme beton kaplamasının bu koşullar altında kırılabildiği görülmektedir. Panel testlerinden çıkarılacak diğer bir sonuç ise püskürtme betonun kırılma sonrasında da içerisinde bulunan lif ve çelik hasır gibi güçlendirici malzemeler sayesinde yük taşımaya devam ettiğidir. Hatta o kadar ki püskürtme beton numunelerine uygulanan panel testi sonuçları incelendiğinde püskürtme betonun kırılma öncesinde kırılma sonrasına kıyasla çok az enerji yuttuğu görülmektedir.

Bu kapsamda püskürtme betonun kırılma sonrasında yuttuğu enerjinin teorik olarak mükemmel sünek davranış gösterdiğiindeki enerjiye oranı ile ifade edilen bir süneklik

indeksi (Eşitlik 2.2) önerilmiştir. Bu indeks yardımıyla bir püskürtme beton karışımından elde edilen numunenin diğer bir numuneyle kırılma sonrası sünek davranış açısından kıyaslanabilmesi mümkün olabilmektedir. Mevcut yöntemde kırılma öncesi ve sonrası davranış birlikte değerlendirilirken bu çalışma sayesinde süneklik indeksi kavramıyla püskürtme betonun kırılma öncesi ve kırılma sonrası davranışı birbirinden ayrılmıştır. Çünkü kırılma öncesi davranış rijitliği ifade ederken kırılma sonrası davranış ise süneklik ya da kırılma sonrası ifade etmektedir.

Süneklik indeksi üzerinde sehimin yüke kıyasla daha etkin bir parametre olduğu da yapılan bu testler sonucunda tespit edilmiştir. Süneklik indeksi aynı zamanda enerji yutma kapasitesi ile doğrudan ilişkili olduğu için Papworth tarafından 2002 yılında güncellenen Barton Q grafiği de güncellenerek Şekil 2.19’da de sunulmuştur.

Püskürtme betonun kaya tahkimat etkileşiminde kullanılabilmesi için eğilme davranışı sonucu ortaya çıkan çekme gerilmesi – yer değiştirme grafiğinin elde edilmesi gerekmektedir. Bu amaçla akma hattı teorisi kullanılarak uygulanan normal kuvvetin oluşturduğu enerji ile bu kuvvetin püskürtme beton numunesi içerisinde meydana getirdiği çekme gerilmeleri tespit edilmiştir. Püskürtme beton içerisindeki liflerin püskürtme betonda çatlak oluşukça sünek davranışı desteklemeleri yüzünden normal kuvvetin sebep olduğu kümülatif enerji miktarı kullanılarak püskürtme beton numunesine ait normal yükleme koşulundaki çekme gerilmesi – yer değiştirme karakteristik eğrileri belirlenmiştir. Tez içerisinde bu eğriler püskürtme beton karakteristik eğrisi olarak tanımlanmıştır. Çok sayıda panel testi sonucu elde edilen bu çekme gerilmesi – yer değiştirme eğrileri doğrusal olmayan - regresyon yöntemiyle genelleştirilmiştir. Bu aşamada bir yakınsama algoritması olan Levenberg – Marquardt algoritması kullanılmıştır. Regresyon analizleri sonucunda önerilen model parametreleri ile maksimum çekme gerilmesi, kırılma anındaki sehim ve süneklik indeksi parametreleri arasında ilişki tespit edilmiştir. Bu ilişkiyi gösteren ve bu çalışma kapsamında geliştirilen Eşitlik 3.35’te 3. Bölümde sunulmuştur. Bu sayede püskürtme beton kullanıcısı kendisi için uygun olabilecek püskürtme beton karakteristik eğrisini oluşturabilmek için kullanması gereken değişkenleri ve bu değişkenleri ne ölçüde değiştirmesi gerektiğini kestirebilecektir. Buradaki model ancak kullanılan model parametre değerlerinin alt ve üst limitleri için geçerlidir. Bu limitlerin dışındaki değerler için kestirim yapılması ancak farklı karışımlar ile yeni deneyler yapılması sonucu mümkündür.

Kaya tahkimat ekileşiminde arazi tepkime eğrilerinin belirlenmesi için de birçok deterministik ve nümerik yöntem bulunmaktadır. Ancak deterministik yöntemler çalışma sahasında bulunmayan bazı kabulleri (dairesel kesit, hidrostatik basınç koşulları) içerdiği için nümerik yöntemlerle arazi tepkime eğrisinin belirlenmesi tercih edilmiştir.

Bu çalışmada nümerik yöntemlerden “yük azaltma yöntemi” kullanılmıştır. Yöntemde galeri içerisinde arazi gerilmesine ters yönde olan gerilmeler başlangıçta arazi gerilmelerine eşit, daha sonra her aşama için belirli bir azaltma faktörü ile azaltılmış olarak uygulanmaktadır. Son aşamada ise kazı gerçekleştirilmektedir. Her aşamadaki maksimum toplam yer değiştirme ve ortalama gerilme değerleri arazi tepkime eğrisinin belirlenmesi için kullanılmıştır.

Arazi tepkime eğrileri ve püskürtme beton karakteristik eğrileri beraberce incelendiğinde galeriler arası mesafe belirli bir değeri geçtikten sonra aşağıdaki galeri etrafındaki gerilme ve deformasyonları azaltmaktadır. Her bir galeri için değerlendirme yapıldığında 745XCS Giriş galerisinin üstünde 10 m’den yakın galeri açılması durumunda plastik zonlarda girişim oluşmaktadır. 640XCS, 745 XCS ve 745FWCN09 galerisi için bu sınır en az 15 m’dir. 760 XCS galerisi için ise bu sınır 7,5 m olmaktadır.

Gerilme ve deformasyon koşullarının en ağır olduğu galeri 640XCS galerisidir. Bu galeriyi sırasıyla 745FWCN09, 745XCS, 745XCS Giriş ve 760XCS galerileri takip etmektedir. Çelik lif içeren, PP22 ve PP23 nolu numuneler süneklik indeksi ve maksimum gerilme açısından en performanslı numuneler olurken lif içermeyen püskürtme beton bu parametreler açısından en kötü performans sergileyenlerden biridir. Bu kırılma süneklik açısından değerlendirildiğinde düz püskürtme betonun kırılma bir malzeme özelliği gösterdiği, çelik lif, PP22 ve PP23 içeren örneklerin ise oldukça sünek bir davranış biçimi gösterdiğini söylemek mümkündür.

Çalışma sahasında farklı jeolojik kesitlerde açılmış beş farklı galeri için arazi tepkime eğrileri oluşturulmuştur. Ayrıca bu galerilerin çevresinde farklı mesafelerde açılacak galerilerin de arazi tepkime eğrisindeki etkisi incelenmiştir. Bu incelemenin sebebi daha önceden belirtildiği gibi püskürtme beton kaplamasının başlangıçtaki tasarımında kullanılan dayanımının aşıldığıdır. Bu dayanım aşıldığında püskürtme beton kırılma sonrası davranış göstermektedir.

Bu kapsamda elde edilen püskürtme beton karakteristik eğrileri ile arazi tepkime eğrileri birlikte çözümlenmiştir. Bu çözümlemede kullanılan önemli parametreler kırılma öncesi için püskürtme betonunun uygulanması için galeride oluşması gereken minimum yer değiştirme, kırılma sırasındaki gerilme ve yer değiştirme olmuştur. Kırılma sonrasında kullanılan değerlendirme parametreleri ise süneklik indeksi, püskürtme beton karakteristik eğrisinin açılan yeni galeri sonucu değişen arazi tepkime eğrisini kestiği noktalardaki gerilme ve yer değiştirme miktarları ve galeriler arası mesafe ne olursa püskürtme betonun yük taşımaya devam edebileceği olmuştur.

Bunun yanında galerilerde püskürtme betonun uygulanabilmesi için gerçekleşmesi gereken minimum yer değiştirme değerleri de kıyaslanmıştır. Bu değerler 640XCS galerisinde 130 mm ile 168 mm arasında, 760XCS galerisi için 92 mm ile 115 mm arasında, 745XCS Giriş galerisi için 80 mm ile 100 mm arasında, 745XCS için 81 mm ile 113 mm arasında ve 745FWCN09 galerisi için ise 25 mm ile 39 mm arasında değişmiştir.

Tüm galerilerde PP22 ve PP23 numunelerinin diğer numunelere kıyasla yüksek performans gösterdiği belirlenmiştir. Bu performans değerlendirmesi kırılma öncesi davranış ve kırılma sonrası davranış için az önce belirtilen parametreler kullanılarak yapılmıştır.

Süneklik indeksi ile kırılma sonrasında yeni gerilme koşullarının oluşturduğu arazi tepkime eğrisi analiz edildiğinde püskürtme beton karakteristik eğrisinin arazi tepkime eğrisi ile kesiştiği noktalardaki sehim değerleri ile süneklik indeksi arasında doğrusal ve ters orantılı ilişki belirlenmiştir (Şekil 5.3 – 5.5). Süneklik indeksi arttıkça püskürtme beton karakteristik eğrisi kırılma sonrasında arazi tepkime eğrisini daha erken bir noktada kesmektedir.

Sonuç olarak püskürtme betonun kırılma sonrası davranışının kaya tahkimat etkileşimi ile beraber kullanılmasıyla püskürtme beton kullanıcısı uygulama zamanı ve kırılma sonrasında kullandığı püskürtme beton hangi koşullarda yük taşımaya devam edebileceğini öngörebilecektir. Ancak burada önemli olan husus yerinde yer değiştirme ölçümleri ile arazinin davranışının net olarak gözlenmesidir. Aksi takdirde formasyonlar burada belirtilen formasyonlarla birebir örtüşmeyebileceği için beklenmedik sonuçlar ortaya çıkabilir. Eğer arazideki mevcut yer değiştirmeler azalıyorsa ve püskürtme beton halen yük taşıma kapasitesini kaybetmemişse tamir

işlemi ile çözüm aranabilir. Eğer arazideki deformasyonlar artarak devam ediyorsa kullanıcı püskürtme beton kaplamasını sökmeli ve yeniden tahkimat tasarımılandırması işlemini gerçekleştirmelidir.

Püskürtme betonun kırılma sonrası davranışının kaya tahkimat etkileşimi teorisinde kullanılmasıyla ilgili tez çalışmasında önerilen yaklaşımın eksikliklerinin giderilmesi amacıyla aşağıda sıralanmış çalışmaların gerçekleştirilmesi faydalı olacaktır;

- Püskürtme betonun zamana bağlı olarak mekanik özelliklerindeki değişiminde karakteristik eğrisine entegre edilebileceği bir model oluşturulması önerilmektedir.
- Literatürde farklı kalınlıklarda püskürtme beton numuneleriyle testler yapılarak enerji yutma kapasiteleri açısından aralarındaki korelasyon incelenmiştir. Buna benzer kalınlık etkisini inceleyen çalışmaların bu yaklaşım içerisinde yer bulması gerekmektedir.
- Bu çalışmada 60 cm x 60 cm x 10 cm boyutlarında kare kesitli paneller üzerinde testler gerçekleştirilmiştir. Ancak püskürtme beton ve kaya saplamalarının birlikte çalıştığı nümerik modeller oluşturularak, bu koşullar altında farklı geometrilerde kırılma sonrası davranışındaki değişiklikler belirlenmelidir.
- Püskürtme beton karışımındaki lif etkisiyle ilgili literatürde birçok çalışma mevcuttur. Bu çalışmaların tamamı sistematik olarak değerlendirilmeli ve kaya tahkimat etkileşimi içerisinde yeri tespit edilmelidir.

KAYNAKLAR

- AGI** (1997) *Dictionary of Mining, Mineral, and Related Terms*, 2nd ed. Alexandria, VA, American Geological Institute, 646.
- Ampey, P.F.** (2011). Art, Design, and Shotcrete— Miami Beach’s New World Symphony Concert Hall, *Shot. Mag. Vol.13* (4), 6–8.
- Ansell, A.** (2010). Investigation of shrinkage in shotcrete on tunnel drains, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.25, 607-613.
- Arioğlu, E., Girgin C.** (1998). Çelik lifli püskürtme beton kaplama tasarımı-kaya patlama olayına maruz tünellerde kullanım, *4.Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu Bildiriler Kitabı*, 22-23 Ekim , Zonguldak, Türkiye.
- Arioğlu, E., Yüksel, A., Yılmaz, A.O.** (2008). *Püskürtme beton bilgi föyleri – çözümlü problemler*, TMMOB Maden Mühendisleri Odası Yayını, ISBN 978-9944-89-565-1, Mayıs, İstanbul.
- Armelin, H.S.** (1997). *Rebound and toughness mechanisms in steel fiber reinforced dry-mix shotcrete*, (PhD Thesis), Department of Civil Engineering, The University of British Columbia.
- Aster, R.C., Borchers, B., Thurber, C.H.** (2012). *Parameter Estimation and Inverse Theory*, Elsevier, ISBN 978-0-12-385048.
- ASTM** (2006). *Standard Test Method for Flexural Toughness and First-Crack Strength of Fiber-Reinforced Concrete (Using Beam With Third-Point Loading)*, (ASTM C 1018),ASTM International, West Conshohocken, PA.
- ASTM** (2012). *Standard test method for flexural toughness of fiber reinforced concrete (Using centrally loaded round panel)*, (ASTM C 1550),DOI: 10.1520/C1550-12A.
- ASTM** (2010). *Standard specification for fiber-reinforced concrete*. (ASTM C1116/C1116), American Society for Testing and Materials.
- ASTM** (2011). *Standard practice for preparing and testing specimens from shotcrete test panels*, (ASTM C1140/C1140M), American Society for Testing and Materials.
- ASTM** (2008). *Standard Specifications for admixtures for shotcrete*, (ASTM C1141/C1141M), American Society for Testing and Materials.
- ASTM** (2010). *Standard practice for sampling materials for shotcrete*. (ASTM C1385/C1385M), American Society for Testing and Materials.
- ASTM** (2008). *Standards specifications for materials for shotcrete*, (ASTM C1436), American Society for Testing and Materials.
- ASTM** (2012). *Standards specification for packaged, pre-blended, dry, combined materials for use in wet or dry shotcrete application*, (ASTM C1480/C1480M), American Society for Testing and Materials.

- ASTM** (2012). *Standard Test Method for Flexural Toughness of Fiber-Reinforced Concrete (Using Centrally Loaded Round Panel)*, (ASTM C1550–12a), ASTM International, West Conshohocken, USA, 14.
- ASTM C1604/C1604M** (2012). *Standard Test Method for Obtaining and Testing Drilled Cores of Shotcrete*, (ASTM C1604/C1604M), ASTM International, West Conshohocken, USA, 2012: 4.
- ASTM C1609/C1609M** (2010). *Standard Test Method for Flexural Performance of Fiber-Reinforced Concrete*, (ASTM C1609/C1609M), ASTM International.
- Atkinson, J.** (1993). *An introduction to the mechanics of soil and foundations*, McGrawhill, Newyork.
- Austin, S.A., Peaston C.H., Robins P.J.** (1997). Material and fibre losses with fibre reinforced sprayed concrete, *Constructions and Building Materials*, Vol. 11(5-6), 291-298.
- Bae, G.J., Chang, S.H., Lee, S.W., Park, H.G.** (2004). Evaluation of iterfacial properties between rock mass and concrete, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.41, No.3.
- Banthia, N, Armelin, H.** (2002). A novel double anchored steel fiber for shotcrete, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 29, 58.
- Banthia, N, Trottier, J.F., Beaupre, D.** (1994). Steel-fiber-reinforced wet-mix shotcrete: Comparisons with cast concrete, *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol.6, No.3, 430-437.
- Banthia, N., Gupta, P., Yan, C.** (1999), Impact resistance of fiber reinforced wet – mix shotcrete Part2: plate tests, *Materials and Structures*, Vol 32, 643-650.
- Banton, C.J.,** 2005. *Mechanistic Investigation of Shotcrete as Rock Support: Interpretation and Numerical Modelling of Field Test Results*, (MSc. Thesis), Department of Geological Sciences and Geological Engineering, Queen's University, Ontario, Canada.
- Barret, S.V.L.** (1993). *Shotcrete Support Design for Underground Exacavations in Rock*, (MSc Thesis). Department of Civil Engineering, University of Toronto, Canada.
- Barrett, S.V.L., McCreath, D.R.** (1995). Shotcrete support design in blocky ground towards a deterministic approach, *Tunnelling and Undeground Space Technology*, Vol.10, No.1, 79-89.
- Barsby, C.** (2011). *Toughness based analysis and design of fiber reinforced concrete*, (MSc. Thesis), Arizona State University, USA.
- Beaupre, D.** (1994). *Rheology of High Performance Shotcrete*, (PhD. Thsesis), Department of Civil Engineering, The University of British Columbia.
- Belie, N.D., Grosse, C.U., Kurz, J., Reinhardt, H.W.** (2005). Ultrasound monitoring of the influence of different accelerating admixtures and cement types for shotcrete on setting and hardening behaviour, *Cement and Concrete Research*, Vol.35, 2087-2094.

- Bernard, E.S.** (2004). Durability of cracked fibre reinforced shotcrete, *Shotcrete More Engineering Developments*, ISBN 04 1535 898 1, 59-66.
- Bernard, E.S.** (2007). Early- age load resistance of fibre reinforced shotcrete linings, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.23, 451-460.
- Bernard, E.S., Pricher, M.** (2001). The influence of thickness on performance of fiber reinforced concrete in a round determinate panel test, *Cement, concrete and Aggregates*, Vol.23, No.1, 27-83.
- Bernard, E.S.** (2004). Design performance requirements for fibre reinforced shotcrete using ASTM C-1550. *Shotcrete: More Engineering Developments*, Print ISBN: 978-0-415-35898-9, 67-80.
- Bernard, E.S.** (2008). Early-age load resistance of fibre-reinforced shotcrete linings, *Tunn. Undergr. Space Technol.* Vol. 23 (4) 451–460.
- Bernard, E.S.** (2010). Influence of fiber type on creep deformation of cracked fiber-reinforced shotcrete panels, *ACI Mat. J.* 2010, Vol. 107 (5) 474–480.
- Bernard, E.S.** (2011) Influence of geometric factors on the punching load resistance of early-age fibre-reinforced shotcrete linings, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 26 (4) 541–547.
- Bindiganavile, V., Banthia, N.** (2001). Fiber reinforced dry-mix shotcrete with metakaolin, *Cement&Concrete Composites*, Vol. 23, 503-514.
- Boldini, D., Lackner, R., Mang, H.A., Asce, F.** (2005). Ground-Shotcrete interaction of NATM tunnels with high overburden, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.131, 886-897.
- Bourchier, F.W.** (1990). *Practical Considerations of Shotcreting in an Underground Mining Environment*, (MSc. Thesis), Department of Civil Engineering, University of Toronto, Canada.
- Brady, B.H.G, Brown, E.T.** (2007). *Rock Mechanics for Underground Mining*, 3rd ed., Springer, p. 626. ISBN13: 978-1402020643
- Brown, E.T., Bray, J.W., Ladanyi, B., Hoek, E.** (1983). Ground Response Curves for Rock tunnels, *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.109, No.1, 15-39.
- Bryne L.E.** (2014). Laboratory testing of early age bond strength of shotcrete on hard rock, *Tunelling and Undeground Space Technology*, Vol.41, 113-119.
- BS EN** (2006). *Sprayed concrete – execution*, (BS EN 14487 – 2), British Standards.
- BS EN** (2006) *Testing sprayed concrete – Determination of Energy Absorption Capacity of Fiber-Reinforced Slab Specimens*, (BS EN 14488 – 5), European Committee For Standardization, Brussels, p. 12.
- BS EN** (2006). *Testing sprayed concrete – Fiber content of fiber reinforced concrete*, (BS EN 14488 – 7), *British Standards*.
- BS EN** (2006). *Testing Sprayed Concrete – Compressive Strength of Young Sprayed Concrete*, (BS EN 14488-2), European Committee For Standardization, Brussels, p. 14.

- BS EN (2006).** *Testing Sprayed Concrete – Flexural Strengths (First peak, Ultimate and Residual) of Fiber-Reinforced Beam Specimens*, (BS EN 14488-3), European Committee For Standardization, Brussels, 2006: p. 16.
- BS EN (2008)** *Testing Sprayed Concrete – Bond Strength of Cores by Direct Tension*, (BS EN 14488-4), European Committee For Standardization, Brussels, p. 10.
- BS EN (2006)** *Testing Sprayed Concrete – Thickness of Concrete on a Substrate*, (BS EN 14488-6), European Committee For Standardization, Brussels, 2006: p. 10.
- BS EN (2007).** *Admixtures for concrete, mortar and grout*, (BS EN 934 – 5), British Standards.
- Cardarelli, F. (2008).** *Materials Handbook: A Concise Desktop Reference*, 2nd ed., Springer-Verlag Ltd., London, p. 1364. ISBN-13: 9781846286681, Library of Congress Control Number: 2008921525.
- Carranza – Torres, C., Fairhurst, C. (1999).** The elasto – plastic response of underground excavations in rock masses that satisfy the Hoek – Brown failure criterion, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, Vol. 36 (6), 777-809.
- Carranza – Torres, C., Fairhurst, C. (2000).** Application of the convergence confinement method of tunnel design to rock masses that satisfy the Hoek-Brown Failure Criterion, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 15 (2), 187-213.
- Cengiz O., Turanli L. (2004).** Comparative evaluation of steel mesh, steel fibre and high performance polypropylene fibre reinforced shotcrete in panel test, *Cement and Concrete Research*, Vol.34, 1357-1364.
- Centonze, G., Leone, M., Aiello, M.A. (2012).** Steel fibers from waste tires as reinforcement in concrete: A mechanical characterization, *Construction and Building Materials*, Vol.36, 45 – 57.
- Chapman, P.D., Metje, N., Stark, A. (2010).** *Introduction to tunnel construction*, CRC Press, p.390.
- Chen, S., Fu, C., Shahrour, I. (2009).** Finite element analysis of jointed rock masses reinforced by fully-grouted bolts and shotcrete lining, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol.46, 19-30.
- Chrysanthakis, P., Barton, N., Lorig, L., Christianson, M. (1997).** Numerical simulation of fiber reinforced shotcrete in a tunnel using the discrete element method, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol 34 (3-4), paper no:54.
- Ciancio, D., Mazzotti, C., Buratti, N. (2014).** Evaluation of fibre reinforced concrete fracture energy through tests on notched round determinate panels with different diameters, *Construction and Building Materials*, Vol. 52, 86-95.
- Clark, C.C., Stepan, M.A., Seymour, J.B., Martin, L.A. (2011).** Early strength performance of modern weak rock mass shotcrete mixes, *Mining Engineering*, Vol. 63 (1), 54-59.

- Çakıroğlu, M.A.** (2007). *Betornarme girişlerin güçlendirilmesinde püskürtme betonun alternatif bir yöntem olarak kullanılması*, PhD Thesis, İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı, Fen Bilimleri Enstitüsü, Süleyman Demirel Üniversitesi, Türkiye.
- ÇBİ** (2013). Çayeli Bakır İşletmeleri Şirketiçi Yayınlanmamış Teknik Raporlar, Çayeli, Rize.
- Decker, J., Madsen, P., Gall, V., O'Brien, T.** (2012). Use of synthetic, fiber-reinforced, initial shotcrete lining at Devil's Slide Tunnel Project in California, *Transp. Res. Rec. No. 2313*. 147–154.
- Dehghan A.N., Shafiee S.M., Rezaei F.** (2012). 3-D stability analysis and design of the primary suppoort of karaj metro tunnels: Based on convergence data and back analysis algorithm, *Engineering Geology, Vol 141 – 142*, 141 – 149.
- Delgado, F., Guillermo, G.** (1977). *Large scale testing of thin shotcrete layers*, (PhD Thesis), Department of Civil Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA.
- Denney, J.M., Hagan, P.C.** (2004). A study ofn the effect of changes in fibre type and dosage rate on fibre reinforced shotcrete performance, *Shotcrete More Engineering Developments*, ISBN 04 1535 898 1, 103-108.
- Desayi, P., Muthu, K.U.** (1988), A brief on strength, deflection and cracking of rectangular, skew and circular reinforced concrete slabs, *Journal of Indian Institute Science, Vol. 68*, 91-108.
- Dictionary of Engineering**, (2003). *2nd ed., McGraw-Hill Professional*, New York,: p. 643. ISBN 0071417990, 9780071417990
- Ding, Y., Kusterle, W.** (1999). Comparative study of steel fibre-reinforced concrete and steel mesh-reinforced concrete at early ages in panel tests, *Cem. Concr. Res. Vol. 29 (11)* 1827–1834.
- Dube J.** (2009). *Investigation into the mechanism of rock support provided by sprayed liners*, (MSc. Thesis), Faculty of Engineerinnng and the Built Environment, University of witwatersrand, Johannesburg.
- Duncan Fama, M.E.** (1993). Numerical modelling of yield zones in weak rock, *Comprehensive Rock Engineering, Pergamon, Vol.2*, 49-75.
- EFNARC** (1996). *European Federation of Producers and Applications of Specialist Products for Structures, European specification for sprayed concrete*, EFNARC, Loughborough University, Leicestershire, U.K., 1996: pp.8–10.
- Erol, A.** (2010). *Çayeli Bakır İşletmelerinde Püskürtme Beton ve Çelik Hasırdan Yapılan Beton Kuşak Uygulamasının Etüdü*, (Bitirme Çalışması), İTÜ Maden Mühendisliği Bölümü.
- Galobardes, I., Cavalaro S.H., Aguado, A., Garcia, T.** (2014), Estimation of the modulus of elasticity for sprayed concrete, *Conctruction and Building Materials, Vol 53*, 48-58.

- Gara, F., Ragni, L., Roia, D., Dezi, L.** (2012). Experimental behaviour and numerical analysis of floor sandwich panels, *Engineering Structures*, Vol.36, 258 – 269.
- Ghio, V.A.** (1993). *The Reology of Fresh Concrete and Its effect on the Shotcrete Process*, (PhD. Thesis), Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, USA.
- Girgin, C., Yüksel, A., Arıoğlu, E.** (1998). Tünellerde püskürtme betonun mekanik büyüklükleri ve kalite kontrol ilkeleri, *Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu Bildiriler Kitabı*, 22-23 Ekim, Zonguldak, Türkiye.
- Graziani, A., Boldini, D., Ribacchi, R.** (2005). Practical estimate of deformation and stress relief factors for deep tunnels supported by shotcrete, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Vol.38, 345-372.
- Gupta, P., Banthia, N., Yan .** (2000). Fiber reinforced wet mix shotcrete under impact, *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 12, No.1, 81-90.
- Güçlü, E., Tunçdemir, H.** (2011). Shotcrete, an unavoidable reinforcement material for mines and tunnels, *22nd World Mining Congress & Expo*, 11-16 Eylül, İstanbul, Vol.1, (s.249-258).
- Güçlü, E., Tunçdemir, H.** (2012). Correlation analysis of some mechanical properties of shotcrete by linear multiple regression, *Eurock 2012*, 28 – 30 Mayıs, Stokholm, İsveç.
- Güçlü, E., Tunçdemir, H., Altınoluk, S., Paralı, B., Taş, O.** (2013). Application of various shotcrete types in mine tunnels: a case study, *World Tunneling Congress, Cenevre*, 31 Mayıs – 7 Haziran, İsviçre, (s.1534-1540).
- Güçlü, E., Tunçdemir, H., Bayram, O.** (2013). A Compilation of Shotcrete Standards to Reinforce Underground Openings, 3. *Uluslararası Ulaşımında Yeraltı Kazıları Sempozyumu*, 29 – 30. Kasım, (s. 519-528).
- Hahn, T., Holmgren, J.** 1979. Adhesion of shotcrete to various types of rock surfaces, *Proc to IV.Int. Congress on Rock Mechanics*, Montreux, (p.431-439).
- Hanskat, C.** (2013). U.S. Shotcrete standards update, *Shot. Mag.*, Vol. 15 (3), 44–46.
- Harrison, J.P., Hudson, J.A.** (1997–2000). *Engineering Rock Mechanics*, Pergamon, Oxford, UK,. ISBN0080430104.
- Hearn, G.J.** (2011). *Slope Engineering for Mountain Roads*, Geological Society of London, London, p. 301.
- Hellmich, C., Mang, H.A. Ulm, F.** (2001). Hybrid method for quantification of stress states in shotcrete tunnel shells: combination of 3D in situ displacement measurements and thermochemoplastic material law, *Computers and Structures*, Vol.79, 2103-2115.
- Hellmich, C., Sercombe, J., Ulm, F.J., Mang, H.** (2000). Modelling of early-age creep of shotcrete II: Application to tunnelling, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.126, 292-299.
- Hisatake, M.** (2003). Effects of steel fiber reinforced high strength shotcrete in a squeezing tunnel, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.18, 197-204.

- Hoek, E, Brown, E.T.** (1980). *Underground excavation in rock*, Institution of Mining and Metallurgy, London, s.527.
- Hoek, E., Kaiser, P.K., Bawden, W.F.** (1995). *Support of Underground Excavations in Hard Rock*, Taylor & Francis, p. 300. ISBN: 9054101865.
- Holmgren, J.B.** (2004). Experiences from shotcrete works in Swedish hard rock tunnels, *Shotcrete More Engineering Developments*, ISBN 04 1535 898 1, 169-173.
- Holmgren, J.** (1993), The use of yield line theory in the design of steel fiber reinforced concrete slabs”, *Shotcrete for Underground Support IV Proceeding of Engineering Foundation Conference*, Niagara –on-the-lake, Canada, 2-6 Mayis, (p. 91-98).
- Holmoy, K.H., Aagaard, B.** (2002). Spilling bolts and reinforced ribs of sprayed concrete replace concrete lining, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.17 (4), 403-413.
- Hussein, Z.S.** (2011). *Flexural behavior of steel fiber-reinforced rubberized concrete*, (MSc Thesis), University of Alaska Anchorage.
- Iwaki, K., Hiram, A., Mitani, K., Kaise, S., Nakagawa, K.** (2001). A quality control method for shotcrete strength by pneumatic pin penetration test, *NDTE International*, Vol.34, pp.395-402.
- Jeng, F., Lin, M.L., Yuan, S.C.** (2002). Performance of toughness indices for steel fiber reinforced shotcrete, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.17, 69-82.
- Jeon, S, You, K., Park, B., Park, H.G.** (2006). Evaluation of support characteristics of wet mixed shotcrete with powder type cement mineral accelerator, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.21, 425-426.
- Jolin, M., Beaupre, D., Mindess, S.** (1999). Tests to characterise properties of fresh dry-mix shotcrete, *Cement and Concrete Research*, Vol.29, 753-760.
- Joshi, A.S.** (2008). *Lattice model simulations of fracture: Structural Applications of fiber reinforced cement composites*, (MSc Thesis), Department of Structural Engineering, University of California, USA.
- Jovicic, V., Sustersic, J., Vukelic Z.** (2009). The application of fibre reinforced shotcrete as primary support for a tunnel in flysch, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.24, 723-730.
- Karki, N.B.** (2011). *Flexural behaviour of steel fiber reinforced prestressed concrete beams and double punch test for fiber reinforced concrete*, (PhD Thesis), University of Texas at Arlington, USA.
- Karpuz, C., Hindistan, M.A.** (2006). *Kaya Mekaniği İlkeleri, Uygulamaları*, TMMOB Maden Mühendisleri Odası, Ankara, s. 346.
- Kaufmann, J., Frech, K., Schuetz, P., Münch, B.** (2013). Rebound and orientation of fibers in wet sprayed concrete applications, *Construction and Building Materials*, Vol. 49, 15 – 22.
- Kennedy, G., Goodchild, G.H.** (2004). *Practical yield line design*, Concrete Center Publication, 175 ss., ISBN 1-904818-08-0, Surrey, UK.

- KGM (2006).** *Karayolları Genel Müdürlüğü Teknik Şartnamesi*, Ankara, Turkey.
- Kim, D.G., Lee, G.P., Bae, G.J.** (2006). Compressive and adhesive strength of shotcrete deteriorated by hazardous components in the groundwater, *Tunneling and Underground Space Technology*, Vol.21, p.323.
- Kim, D.J.** (2009). *Strain rate effect on high performance fiber reinforced cementitious composites using slip hardening high strength deformed steel fibers*, (PhD Thesis), Department of Civil Engineering, The University of Michigan, USA.
- Kou, S.C., Poon, C.S.** (2012). Enhancing the durability properties of concrete prepared with coarse recycled aggregate, *Construction and Building Materials*, Vol.35, 69 – 76.
- Kovari, K.** (2003). History of the sprayed concrete lining method-Part II: milestones up to the 1960s, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.18, 71-83.
- Kuchta, M., Hustrulid, W., Lorig, L.** (2003). The importance of rock surface preparation in shotcreting operations, *3rd International Seminar on Surface Support Liners*, August, Quebec City, Canada.
- Kuchta, M.E.** (2002). Quantifying the increase in the adhesion strength of shotcrete applied to surface treated with high-pressure water, *SME Annual Meeting*, 25-27 February, Phoenix, Arizona.
- Lackner, R., Mang, H.A.** (2003). A posteriori error estimation and adaptive mesh refinement in chemoplastic analyses of shotcrete tunnel linings, *Computer methods and applied mechanics and engineering*, Vol.195, 363-372.
- Lackner, R., Mang, H.A.** (2003). Cracking in shotcrete tunnel shells, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.70, p.1047-1068.
- Langille, C.C.** (1999). *Observations of Shotcrete Support in Underground Hardrock Mines*, (MSc. Thesis), Department of Mining Engineering, Queen's University, Ontario, Canada.
- Laranjeira, F., Aguado, A., Molins, C., Grünwald, S., Walraven, J., Cavalaro, S.** (2012). Framework to predict the orientation of fibers in FRC: A novel philosophy, *Cement and Concrete Research*, Vol.42 (6), 752-768
- Le, T.T., Austin, S.A., Lim, S., Buswell, R.A., Law, R., Gibb, A.G.F., Thorpe, T.** (2012). Hardened properties of high – performance printing concrete, *Cement and Concrete Research*, Vol. 42 (3), 558-566.
- Lee, S.** (2010). Numerical analysis for irregular shotcrete on uneven tunnel perimeter, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol.47, 488-495.
- Lee, S., Kim, D., Ryu, J., Lee, S., Kim, J., Kim, H., Choi, M.** (2006). An experimental study on the durability of high performance shotcrete for permanent tunnel support, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.21, 431.
- Lee, K.M., Rowe, R.K., Lo, K.Y.** (1991). Subsidence owing to tunnelling. I. Estimating gap parameter, *Can. Geotech. J.* Vol. 29, 929-940.

- Lee, S., Jung, J., Nam, S., Lee, I.** (2006). The influence of seepage forces on ground reaction curve of circular opening”, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 22, 28-38.
- Leung, C.K.Y., ASCE, M., Lee, A.Y.F., Lai, R.** (2006). A new testing configuration for shrinkage cracking of shotcrete and fiber reinforced shotcrete, *Cement and Concrete Research*, Vol.36, 740-748.
- Leung, C.K.Y., Lai,R., Lee, A.Y.F.** (2005). Properties of wet-mixed fiber-reinforced shotcrete and fiber-reinforced concrete with similar composition, *Cem. Concr. Res.* 35 (4) 788–795.
- Li, C., Zhang, W., Jin, X.,** (2004). Convergence and Uniqueness Properties of Gauss-Newton's Method, *Computers and Mathematics with Applications*, Vol. 47, 1057 – 1067.
- Lok, T.S., Xiao, J.R.** 1999. Flexural strength assessment of steel fiber reinforced concrete, *J. Mater. Civ. Eng.* Vol. 11 (3), 188–196.
- Luiz, R.P.Jr.** (1998). Accelerating admixtures for shotcrete, *Cement and Concrete Composites*, Vol.20, 213-219.
- MacKay, J., Trottier, J.-F.** (2004). Post-crack creep behaviour of steel and synthetic FRC under flexural loading, *Shotcrete More Engineering Developments*, ISBN 04 1535 898 1, 183-192.
- Malmgren, L, Nordlund, E., Rolund, S.** (2005). Adhesion strength and shrinkage of shotcrete, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 20, 33-48.
- Malmgren, L, Svensson, T.** (1999). Investigation of important parameters for unreinforced shotcrete as a rock support in Kiirunavaara Mine, Sweden, *37th US Rock Mechanics Symposium*, Vail, Colorado, USA, 6-9 June 1999, Vol.2, (p.629-635).
- Malmgren, L.** (2005). *Interaction Between Shotcrete and Rock*, (PhD. Thesis), Department of Civil and Environmental Engineering, Lulea University of Technology.
- Malmgren, L., Norlund, E.** (2006). Interaction of shotcrete with rock and rockbolts- A numerical Study, *International Journal of Rock Mechanics&Mining Sciences*, Vol.45, 538-553.
- Malmgren, L.** (2007). Strength, ductility and stiffness of fibre-reinforced shotcrete, *Mag. Concr. Res.*, Vol. 59 (4), 287–296.
- Mao, D., Nilsen, B., Lu, M.** (2011). Analysis of loading effects on reinforced shotcrete ribs caused by weakness zone containing swelling clay, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 26 (3), 472-480.
- Mason, D.P., Stacey, T.R.** (2008). Support to rock excavations provided by sprayed liners, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol.45, 773-788.
- Mathworks** (2003). Optimization toolbox for use with Matlab, User's Guide Version 2, Mathworks Inc., Massachusetts, ABD, s. 2-23.

- Meda, A., Minelli, F., Plizzari, G.A.** (2012). Flexural behaviour of RC beams in fiber reinforced concrete, *Composites: Part B Engineering*, Vol. 43 (8), 2930-2937.
- Medhurst, T.P.** (2005). Practical considerations in longwall support behavior and ground response, *Coal Operators' Conference*, University of Wollongong & the Australasian Institute of Mining and Metallurgy, (p. 49-58).
- Melbye, T., Dimmock, R., Garshol, K.F.** (1994). Sprayed concrete for rock support, UGC International, Division of BASF Construction Chemicals, p. 280.
- Minelli, F.A., Plizzari, G.A.** (2010). Fiber reinforced concrete characterization through round panel test – Part II: analytical and numerical study, *Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, Vol 39 (5), 1461-1468.
- Moldovan, A.R., Popa, A.** (2012). Finite element modelling of tunnelling excavation, *Civil Engineering and Architecture*, Vol 55 (1), 98-113.
- Momayez, M., Hassani, F., Guevremont, P., O'Donnell, D.** (2002). Evaluation of shotcrete rock support systems in underground mines by a new non-intrusive technique, *CIM Bull.* Vol. 95 (1063), 65–68.
- More, J.** (1977). The Levenberg-Marquardt algorithm: Implementation and theory, *Proceedings of the Biennial Conference Held at Dundee*, 28 Haziran – 1 Temmuz, (p.105-116).
- Mödlhamme, H.**, (2010). *Numerical methods for tunnelling using ABAQUA and investigation of long time effect of the shotcrete and its impact on the combined support system.* (MSc. Thesis) Montanuniversität.
- Nordström, E.** (2000). *Steel Fibre Corrosion in Cracks Durability of Sprayed Concrete*, (Msc. Thesis) Department of Civil and Environmental Engineering, Lulea University of Technology.
- Nordström, E.** (2005). *Durability of Sprayed Concrete*, (PhD. Thesis), Department of Civil and Environmental Engineering, Lulea University of Technology.
- Oliver, D.S., Reynolds, A.C., Liu, N.** (2008). *Inverse Theory for Petroleum Reservoir Characterization and History Matching*, Cambridge University Press, ISBN: 9780521881517, Newyork, 157-158.
- Oreste, P.P.** (2003). A procedure for determining the reaction curve of shotcrete lining considering transient conditions, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Vol.36, 209-236.
- Oreste, P.P., Peila, D.** (1997). Modelling progressive hardening of shotcrete in convergence-confinement approach to tunnel design, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol.12 (3), p.425-431.
- Ortlepp, W.D., Stacey, T.R.** (1998). Performance of Tunnel Support under Large Deformation static and Dynamic Loading, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol 13 (1), ss. 15-21.
- Ozturk, H.** (2005). *Adhesion between thin spray liners and rock or concrete*, (PhD Thesis), Department of Civil & Environmental Engineering, University of Alberta, Canada.

- Pacovsky, J.** (1999). Continuous measurements of stress and temperature during testing of a fibre shotcrete pressure plug, *Geotechnical and Geological Engineering*, Vol. 17, 335-349.
- Paglia, C., Wombacher, F., Böhm, H.** (2003). The influence of alkali-free and alkaline shotcrete accelerators with cement systems Influence of the temperature on the sulphate attack mechanisms and damage, *Cement and Concrete Research*, Vol.33, 387-395.
- Papworth, F.** (2002). Design guidelines for the use of fibre reinforced shotcrete in ground support, *Our World in Concrete Structures*, Singapore, August.
- Park, H., Sung, S., Park, C., Won, J.** (2008). Influence of a C12A7 mineral based accelerator on the strength and durability of shotcrete, *Cement and Concrete Research*, Vol.38, 379-385.
- Pfeuffer, M., Kusterle, W.** (2001). Rheology and rebound behaviour of dry-mix shotcrete, *Cement and Concrete Research*, Vol.31, 1619-1625.
- Potts, D.M., Zdravkovic, L.** (1999). *Finite element analysis in geotechnical engineering. Theory*. Imperial College of Science, Technology and Medicine.
- Potts, D.M., Zdravkovic, L.** (2001). *Finite element analysis in geotechnical engineering. Theory*. Imperial College of Science, Technology and Medicine, Thomas Telford Publishing.
- Puri, U.C., ASCE M., Uomoto T.** (2002). Characterization of distinct element modeling parameters for fresh concrete and its application in shotcrete simulation, *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol.14, p.137-144.
- Ramamurthy, T.** (2010) *Engineering in Rocks for Slopes, Foundations and Tunnels*, PHI Learning Pvt. Ltd., New Delhi, p. 739.
- RMS** (2012). *Determination of the Toughness of a Fibre-Reinforced Shotcrete Mix by Round Determinate Panel Test (T373)*, Roads and Maritime Services, Sydney, Oct. p.7.
- RMS** (2012). *Determination of the Toughness of a Fibre-Reinforced Shotcrete Mix Centrally Loaded Beam Test (T374)*, Roads and Maritime Services, Sydney, Oct. p.4.
- Rutenbeck, T.** (1999). Repairing Concrete with Shotcrete (A Primer for Bureau of Reclamation Staff), (R-99-10), United States Department of the Interior, Bureau of Reclamation, p. 14.
- Saiang, D., Malmgren, L., Nordlund, E.** (2005). Laboratory test on shotcrete-rock joints in direct shear, tension and compression, *Rock Mech. Rock Engineering*, Vol.38, 275-297.
- Saw, H., Villaescusa, E., Windsor, C.R., Thompson, A.G.** (2013). Laboratory testing of steel fibre-reinforced shotcrete, *Int. J. Rock Mech. Mining Sci.* Vol. 57, 167–171.
- Schutz, R., Potts, D.M., Zdravkovic, L.** (2011). Advanced constitutive modelling of shotcrete: Model formulation and calibration, *Comput. Geotech.* Vol. 38 (6), 834–845.

- Secombe, J., Hellmich, C., Ulm, F.J., Mang, H.** (2000). Modelling of early-age creep of shotcrete I: Model and model parameters, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.126, 284-291.
- Seymour, B., Martin, L., Clark, C., Stepan, M., Jacksha, R., Pakalnis, R., Roworth M., Caceres C.** (2011). A shotcrete adhesion test system for mining applications, Trans Soc Min Metal Explor TP-09-061, 328, pp.533-541
- Seymour, J.B., Martin, L.A., Clark, C.C., Stepan, M.A., Jacksha, R.D., Pakalnis, R.T., Roworth, M., Caceres, C.** (2010). A Practical Method of Measuring Shotcrete Adhesion Strength, *SME Annual Meeting and Exhibit*, February 28 - March 3, Phoenix, Arizona, preprint 10-137. Littleton, CO: Society for Mining, Metallurgy, and Exploration, Inc., (p.1-9).
- Shehata, M., Navarra, M., Klement, T., Mohamed, L., Schell, H.** (2006). Use of wet cellulose to cure shotcrete repairs on bridge soffits. Part1: Field trial and observations, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol.33, 807-814.
- Shin, Y., Song, K., Lee, I., Cho, G.** (2011). Interaction between tunnel supports and ground convergence – Consideration of seepage forces, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol. 47, 394-405.
- Singh, U.K., Basu, A.** (2001). Design of fibre-reinforced shotcrete support for coal-mine galleries, *Trans. Inst. Min.Metall.*, Vol. 110, A183–A186.
- Solimau, E., Duddeck, H., Ahrens, H.** (1994). Effects of development of shotcrete stiffness on stresses and displacements of single and doable tunnels, Tunnelling and ground conditions. *Prec. congress*, Cairo, 1994, ed M.E.A. Salam, (Balkema), (p 549-556).
- Stacey, T.R., Ortlepp, W.D., Kirsten, H.A.D.** (1995). Energy-absorbing capacity of reinforced shotcrete, with reference to the containment of rockburst damage, *The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy*, May/June, (p.137-140).
- Stagno-Navarra, M.,** (2005). *Alternate wet curing method for shotcrete repairing on highway bridge soffits*, (MSc Thesis), Department of Civil Engineering, Ryerson University, Canada.
- Swoboda, G., Moussa, A.** (1994). Numerical modelling of shotcrete and concrete tunnel linings, Tunnelling and Ground Conditions, *Proc. congress*, Cairo, M.E.A., Salam, (Balkema), (p.427-436).
- Thomas, J., Ramaswamy, A.** (2007). Mechanical Properties of Steel Fiber-Reinforced Concrete, *J. Mater. Civ. Eng.* Vol. 19 (5) 385–392.
- Thompson, A.G.** (2006). Energy absorbption of shotcrete and reinforcement shemes, The 41st *U.S. Symposium of Rock Mechanics*, Golden, Colorado, June (p.17-21).
- Tran, V.N.G., Bernard E.S., Beasley A.J.** (2005). Constitutive Modelling of Fiber Reinforced Shotcrete Panels, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.131, 512-521.
- TS EN** (2007). *Sprayed concrete – execution* (TS EN 14487 – 2), Türk Standartları Enstitüsü.

- TS EN (2006).** *Testing sprayed concrete – flexural strengths (first peak, ultimate and residual) of fiber reinforced beam specimens* (TS EN 14488 – 3), Türk Standartları Enstitüsü.
- TS EN (2009).** *Testing sprayed concrete – bond strength of cores by direct tension* (TS EN 14488 – 4 + 1), Türk Standartları Enstitüsü.
- TS EN (2006).** *Testing sprayed concrete - Determination of energy absorption capacity of fiber reinforced slab specimens* (TS EN 14488 – 5), Türk Standartları Enstitüsü.
- TS EN (2006).** *Testing sprayed concrete – Fiber content of fiber reinforced concrete* (TS EN 14488 – 7), Türk Standartları Enstitüsü.
- Tunçdemir, H. (2002).** *Kollu galeri açma makinelerinin veya benzer makinelerin cevher kazısında kullanımlarının araştırılması*, (Doktora Tezi), Maden Mühendisliği Bölümü, İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü.
- Tunçdemir, H., Bayram, O., Güçlü, E., Altınoluk, S., Yazıcı, M., Erol, A., Yalçın, E. (2011).** Shotcrete Arch, A new support method used in Cayeli Copper Company for roadways, *22nd World Mining Congress & Expo*, 11-16 Eylül, İstanbul, Vol.1, (s. 241-247).
- Uotinen, L.K.T. (2011).** Design of shotcrete rock reinforcement in hard rock according to Eurocode, Seminar paper, (Rak-50.3146), Seminar on Engineering, Aalto University, School of Engineering, Department of Civil and Environmental engineering, Finland.
- Uotinen, L.K.T., Salo, O., Rinne, M. (2013),** Design of sprayed concrete as hard rock reinforcement using yield line theory, *Sinorock2013*, 18-20 Haziran, Şangay, Çin.
- Üçer, S. (2006).** *Comparison of 2D and 3D Finite Element Models of Tunnel Advance in Soft Ground: A Case Study On Bolu Tunnels*, (Yüksek Lisans Tezi), İnşaat Mühendisliği Bölümü, Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Ankara.
- Wasayo, S. (2003).** *Suitability of Mine tailings For Shotcrete as a Ground Support*, (MSc. Thesis), Mining Engineering Department, Dalhousie University, Halifax, Nova Scotia.
- Watanabe, T., Hosomi, M., Yuno, K., Hashimoto, C. (2010).** Quality evaluation of shotcrete by acoustic emission, *Construction and Building Materials*, Vol.24, 2358-2362.
- Windsor, C.R., Thompson, A.G. (1999).** *The design of shotcrete linings for excavation created by drill and blast methods*, *Rock Support and Reinforcement Practice in Mining*, Balkema, Rotterdam, p-231.
- You, K., Park, Y. (2006).** A comparative modeling on the failure of shotcrete for the calculation of safety factors of tunnels, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol 21, 433.
- Yun, H.D. (2012).** Flexural behaviour and crack damage mitigation of plain concrete beam with a strain-hardening cement composite (SHCC) layer at region, *Composites: Part B*, Vol.45 (1), 377-387.

- Yun, H.D., Rokugo, K.** (2012). Freeze – thaw influence on the flexural properties of ductile fiber reinforced cementitious composites (DFRCCs) for durable infrastructures, *Cold Reigions Science and Technology*, Vol. 78, 82-88.
- Yurdakul, Ş.** (2001). *Püskürtme Beton Teknolojisinin TTK Ocakları Ana Galerilerinde Uygulanabilirliğinin Araştırılması*, (Yüksek Lisans Tezi), Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Fen Bilimleri Enstitüsü, Zonguldak Karaelmas Üniversitesi, Zonguldak.
- Zhang, M.H.** (1997). Use of high volume fly ash in polypropylene fiber-reinforced concrete for shotcrete applications, *American concrete Institute SP.*, Vol.1, 681-722.
- Zhou, X.J.** (2007). *Numerical Modeling of Shotcrete Behavior Under The ASTM C-1550 Test With The Distinct Element Metod of PFC3D*, (MSc. Thesis) Department of Mining Engineering, Montana Tech of the University of Montana, Butte, Montana.
- Zou, D.H., Sahito, W.** (2004). Suitability of mine tailings for shotcrete as a ground support, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol.31, 623-636.

EKLER

EK A: Doğrusal olmayan regresyon analizi sonuçları (CD Rom’da)

EK B: Galerilere ait nümerik model çıktıları ve sonuçları (CD Rom’da)

EK C: Arazi tepkime eğrileri ve püskürtme beton karakteristik eğrileri (CD Rom’da)

ÖZGEÇMİŞ



Ad Soyad: Erim Güçlü
Doğum Yeri ve Tarihi: İstanbul 10.07.1982
Adres: Atatürk Mah. MyTowerland 3379-1C Blok K:12 D:98
Ataşehir İstanbul
E-Posta: guclueri@itu.edu.tr
Lisans: İTÜ Maden Mühendisliği Bölümü 2004
Yüksek Lisans (Varsa): İTÜ Maden Mühendisliği Bölümü 2008
Mesleki Deneyim ve Ödüller: İTÜ Araştırma Görevliliği (2007-2014),
Yurt Madenciliğini geliştirme Vakfı 2007 Yüksek
Lisans Tez Ödülü

Yayın ve Patent Listesi:

- **E.Guclu**, C.Kuzu, N.Yavuz, B.Beker, 2007. Ayazağa Tünellerinde Delme-Patlatma Çalışmaları ve Bunlardan Kaynaklanan Sarsıntıların İncelenmesi. 2. Ulaşımında Yer altı Kazıları Sempozyumu, 15-17 Kasım, İstanbul, sf.583-588.
- **C.Kuzu**, E.Guclu, 2009. The problem of human response to blast induced vibrations in tunnel construction and mitigation of vibration effects using cautious blasting in half-face blasting rounds. Tunnelling and Underground Space Technology, Elsevier, Volume 24, Issue 1, January 2009, Pages 53-61.
- **E.Guclu**, I.E.Onsel, T.Hudaverdi, C.Kuzu, G.Onal, G.Okten, 2008. The experimental pit project of the Faculty of Mines at Istanbul Technical University, 21st World Mining Congress, 7-12 September, Krakow, pp.181-187.
- T.Hudaverdi, **E.Guclu**, C.Kuzu, "Application of Heavy ANFO Explosives in Quarries Nearby Istanbul", 09/2009, s. 111-116, The 9th International Symposium on

Rock Fragmentation By Blasting-Frag, Granada, SPAIN, 13.09.2009 - 17.09.2009

- T.Hudaverdi, **E.Guçlu**, C.Kuzu, "Parçalanma İndeksi İle Taş Ocaklarında Patlatma Verimliliğinin İncelenmesi", 12/2009, s. 407-413, 5.Ulusal Kırmataş Sempozyumu, İstanbul, 01.12.2009 - 02.12.2009
- Bayram O., Erçelebi S.G., Tunçdemir H., **Güçlü E.**, 2010. "Bazı doğaltaşların koni delici sertlik değerlerinin belirlenmesi ve çeşitli mekanik özellikleri ile ilişkilerinin belirlenmesi", Mersem'7 Uluslararası Mermer ve Doğaltaş Kongresi, Afyankarahisar Türkiye, 14-15 Ekim. s . 259-367.
- H. Tunçdemir, **E.Guçlu**, O.Bayram, C. Şengül, S.Karabay,K. Yüre, 2011 "Rock Classification And Reinforcement Studies On Kastamonu-Küre Eti Bakir Mine" 22nd World Mining Congress, İstanbul.Vol.2, p.421-428
- H. Tunçdemir, O.Bayram, **E.Guçlu**, S. Altınoluk, M. Yazıcı, A. Erol, E. Yalçın, 2011, "Shotcrete Arch, a new support method used in Çayeli Copper Company for roadways" 22nd World Mining Congress, İstanbul. Vol.1,p.241-247.
- **E.Güçlü**, H.Tunçdemir 2011 Shotcrete, "An Unavoidable Reinforcement Material For Mines And Tunnels" 22nd World Mining Congress, İstanbul.Vol.1, p.249-258.
- **E.Güçlü**, H.Tunçdemir, 2012. Correlation analysis of some mechanical properties of shotcrete by linear multiple regression, Eurock 2012, 28-30 Mayıs.
- O. Akçay, O. Akyılmaz, H. Tuncdemir, **E. Guclu**, S. Yilmazturk, 2013. "Monitoring and evaluation of the continuous surface changes on Orhaneli open-pit mine", 10-14 June, Germany.
- H.Tunçdemir, C.O.Aksoy, S.C.Özer, **E.Güçlü**, "Umbrella arch and forepoling support methods: a comparison", 05/2012, Eurock, İsveç, Stockholm, 26.05.2012 - 30.05.2012
- **E.Güçlü**, H.Tunçdemir, S.Altınoluk, B.Paralı, O.Taş, 2013. "Applications of various shotcrete types in mine tunnels: a case study", World Tunnelling Congress, Geneva,Switzerland, 31.05.2013 - 07.06.2013, p.1534-1540.
- H.Tunçdemir, **E.Güçlü**, E.Bahçivan, O.Bayram, 2013. "A consolidation grout application in a water conduit tunnel in Istanbul", World Tunnelling Congress, Geneva,Switzerland, 31.05.2013 - 07.06.2013, p.1903-1909.
- S.Tiryaki, H.Tunçdemir, **E.Güçlü**, O.Bayram, 2013. "Kalsiyum Karbonat Katkılı Püskürtme Betonun Mekanik Özellikleri", 04/2013, Türkiye 23. Uluslararası Madencilik Kongresi ve Sergisi, Antalya, 16 - 19.04, p.771-779
- H.Tunçdemir, Ö.Akçay, O.Akyılmaz, **E.Güçlü**, S.Yılmaztürk, M.Motagh, 2013. "InSAR'la Yerdeğiştirme Kontrol Yöntemi: Orhaneli Açık İşletmesi Örneği", Türkiye 23. Uluslararası Madencilik Kongresi ve Sergisi, Antalya, 16 - 19.04.2013, p.211-218.
- **Güçlü E.**, Tunçdemir H., Bayram O., 2013. "A Compilation of Shotcrete Standards to Reinforce Underground Openings", 3. Uluslararası Ulaşımında Yeraltı Kazıları Sempozyumu, 29 – 30. Kasım, s-519-528.

TEZDEN TÜRETİLEN YAYINLAR/SUNUMLAR

- H. Tunçdemir, **E.Guçlu**, O.Bayram, C. Şengül,S.Karabay,K. Yüre, 2011 "Rock Classification And Reinforcement Studies On Kastamonu-Küre Eti Bakir Mine" 22nd World Mining Congress, İstanbul.Vol.2, p.421-428

- H. Tunçdemir, O.Bayram, **E.Guçlu** S. Altınoluk, M. Yazıcı, A. Erol, E. Yalçın, 2011, “Shotcrete Arch, a new support method used in Çayeli Copper Company for roadways” 22nd World Mining Congress, İstanbul. Vol.1,p.241-247.
- **E.Güçlü**, H.Tunçdemir 2011 Shotcrete, “An Unavoidable Reinforcement Material For Mines And Tunnels” 22nd World Mining Congress, İstanbul.Vol.1, p.249-258.
- **E.Güçlü**, H.Tunçdemir, 2012. Correlation analysis of some mechanical properties of shotcrete by linear multiple regression, Eurock 2012, 28-30 Mayıs.
- **E.Güçlü**, H.Tunçdemir, S.Altınoluk, B.Paralı, O.Taş, 2013. "Applications of various shotcrete types in mine tunnels: a case study", World Tunnelling Congress, Geneva, Switzerland, 31.05.2013 - 07.06.2013, p.1534-1540.
- **Güçlü E.**, Tunçdemir H., Bayram O., 2013. “A Compilation of Shotcrete Standards to Reinforce Underground Openings”, 3. Uluslararası Ulaşımında Yeraltı Kazıları Sempozyumu, 29 – 30. Kasım, s-519-528.
- **Güçlü E.** Tunçdemir H., 2014. “Püskürtme Betonun Kırılma Sonrası Davranışının Kaya – Tahkimat Etkileşiminde Kullanımı”, Selçuk Üniversitesi Mühendislik, Bilim ve Teknoloji Dergisi, Cilt.2. Sayı.2.

