

**KARADENİZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

MADEN MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

**KAYA VE TANELİ MALZEMELERDE YANAL GERİLMELERİN TAHKİMAT
TASARIMI ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Maden Müh. Eren KÖMÜRLÜ

**HAZİRAN 2012
TRABZON**

**KARADENİZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

MADEN MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

**KAYA VE TANELİ MALZEMELERDE YANAL GERİLMELERİN TAHKİMAT
TASARIMI ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ**

MADEN MÜH. EREN KÖMÜRLÜ

**Karadeniz Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsünde
"MADEN YÜKSEK MÜHENDİSİ"
Unvanı Verilmesi İçin Kabul Edilen Tezdir.**

**Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : 24.05.2012
Tezin Savunma Tarihi : 13.06.2012**

Tez Danışmanı : Prof. Dr. Ayhan KESİMAL

Trabzon 2012

Karadeniz Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü

Maden Mühendisliği Anabilim Dalında

Eren KÖMÜRLÜ tarafından hazırlanan

**KAYA VE TANELİ MALZEMELERDE YANAL GERİLMELERİN TAHKİMAT
TASARIMI ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ**

başlıklı bu çalışma, Enstitü Yönetim Kurulunun 29 / 05 / 2012 gün ve 1458 sayılı
kararıyla oluşturulan jüri tarafından yapılan sınavda

YÜKSEK LİSANS TEZİ



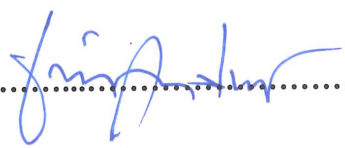
olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

Başkan : Prof. Dr. Alemdar BAYRAKTAR

Üye : Prof. Dr. Ayhan KESİMAL

Üye : Doç. Dr. Kerim AYDINER


.....

.....

.....

Prof. Dr. Sadettin KORKMAZ

Enstitü Müdürü

ÖNSÖZ

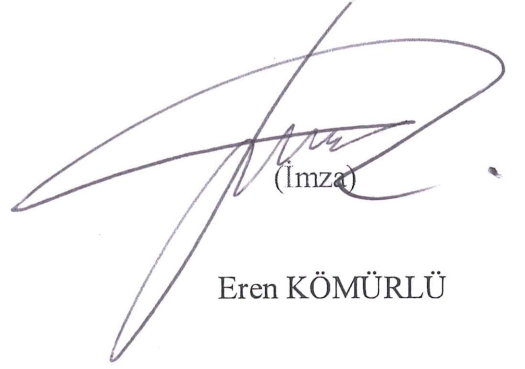
“Kaya ve Taneli Malzemelerde Yanal Gerilmelerin Tahkimat Tasarımı Üzerindeki Etkileri” başlıklı yüksek lisans tezimi 2010 yılında Ankara’da başlayan ve Karadeniz Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümünde araştırma görevlisi olarak çalışmaya başlamam dolayısı ile Trabzon’da devam eden bir çalışma sürecinde tamamlanmıştır. Ülkemizde her geçen gün yeni Kaya ve Zemin Mühendisliği uygulama alanlarının faaliyete geçtiği bu günlerde literatüre girmekte olan tezimi tamamlamış olmanın mutluluğu içerisindeyim. Öncelikle lisans hayatımda üzerimde emekleri olan, bana mesleğimi sevdiren Dr. Kemal CENGİZ’e, Prof.Dr. Bahtiyar ÜNVER’e ve tüm hocalarıma teşekkürlerimi sunarım. Tezimin oluşumunda büyük role sahip, değerli katkıları olan danışman hocam Prof. Dr. Ayhan KESİMAL’e teşekkürlerimi sunar, kendisi ile çalışmaktan büyük mutluluk duyduğumu belirtmek isterim. Hayatımın her aşamasında yanımda olan aileme sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Yüksek Lisans tezimin inceleyenler için fayda sağlamasını dilerim

Eren KÖMÜRLÜ
Trabzon 2012

TEZ BEYANNAMESİ

Yüksek Lisans Tezi olarak sunduğum “Kaya ve Taneli Malzemelerde Yanal Gerilmelerin Tahkimat Tasarımı Üzerindeki Etkileri.” başlıklı bu çalışmayı baştan sona kadar danışmanım Prof. Dr. Ayhan KESİMAL’ın sorumluluğunda tamamladığımı, verileri/örnekleri kendim topladığımı, deneyleri/analizleri ilgili laboratuvarlarda yaptığımı/yaptırdığımı, başka kaynaklardan aldığım bilgileri metinde ve kaynakçada eksiksiz olarak gösterdiğimi, çalışma sürecinde bilimsel araştırma ve etik kurallara uygun olarak davrandığımı ve aksinin ortaya çıkması durumunda her türlü yasal sonucu kabul ettiğimi beyan ederim. 21 / 06/ 2012


(İmza)

Eren KÖMÜRLÜ

İÇİNDEKİLER

Sayfa No.

ÖNSÖZ	III
TEZ BEYANNAMESİ.....	IV
İÇİNDEKİLER.....	V
ÖZET.....	VI
SUMMARY.....	VII
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	VIII
TABLolar DİZİNİ.....	XI
1. GENEL BİLGİLER.....	1
1.1. Giriş.....	1
1.2. Tezin Gerekçe ve Amacı	2
1.3. Kayaçların Düşey Gerilmeleri Yanal Olarak İletme Özellikleri.....	3
1.4. k Oranının Yeraltı Açıklıkları Üzerindeki Etkileri.....	11
1.5. Beton Katkısı olarak Polimer Fiber Kullanımı.....	31
1.6. Dik Kazılmış Toprak Örtü Tabakaların Duraylılığı	36
1.7. Macun Dolgu İçerisindeki Yanal Gerilmeler, Barikat Tahkimatları	38
1.7.1. Macun Dolgu Hakkında Genel Bilgiler.....	38
1.7.2. Barikata Etkiyen Gerilmeler	41
1.7.3. Çayeli Bakır İşletmeleri Macun Dolgu Barikat Tahkimatı	49
1.7.4. Barikat Yenilme Mekanizmaları	51
2. YAPILAN ÇALIŞMALAR.....	56
2.1. Plastik Zon Sınır Tayini Üzerine Yeni Bir Yaklaşım.....	56
2.2. k Oranına Bağlı Olarak Dairesel Tünel Etrafında Oluşan Yenilme Zonu Sınırının Tayini Üzerine Örnek	71
2.3. Polimer Fiber Katkının Beton Üzerine Etkileri Konusundaki Deneysel Çalışmalar ve Verileri.....	76
2.4. Şehirs el Bölgelerde Yapılan Dik Temel Çukuru Kazısı Duraylılığının İncelenmesi.....	88
2.4.1. Yüzey Yükü Olmayan Dik Kazılmış Toprak Katmanının Çatlama Yüksekliğinin Belirlenmesi.....	88
2.4.2. Yüzey Yükü olan Dik Kazılmış Toprak Katmanı Duraylılığının İncelenmesi	97
2.4.2.1. Trafikten Kaynaklanan Gerilme Artışları.....	101
2.4.2.2. Otoyolun Ağırlığından Kaynaklı Zeminde Yaşanan Gerilme Artışları.....	104
2.4.2.3. Binadan Kaynaklanan Zemindeki Gerilme Artışları.....	106
2.4.3. Deneysel Çalışmalar Hakkında Ek Bilgiler.....	119
2.5. Çayeli Bakır İşletmeleri İçin Yeni Barikat Dizaynları.....	124
3. BULGULAR.....	163
3.1. Yeraltı Açıklıkların Etrafındaki Gerilme Dağılımları ve Yenilme Bölgesi... ..	163
3.2. Polimer Fiberin Püskürtme Beton Tahkimatı Üzerindeki Etkileri	164
3.3. Macun Dolgu İçerisindeki Gerilme Dağılımları ve Barikat Tahkimatı	165
3.4. Şehirs el Bölgelerdeki Dik kazılmış Temel Çukuru Duraylılığı	166
4. SONUÇ.....	173
5. KAYNAKLAR.....	175
ÖZGEÇMİŞ	

Yüksek Lisans Tezi

ÖZET

Karadeniz Teknik Üniversitesi
Fen Bilimleri Enstitüsü
Maden Mühendisliği Anabilim Dalı
Danışman: Prof. Dr. Ayhan KESİMAL
2012, 180 (Tez Sayfa)

Bu çalışma kapsamında düşey gerilmelerin kaya ve taneli malzemelerde (kil, silt vb.) yanal olarak iletilme özellikleri incelenmiştir. Genel olarak 4 ana konuyu içeren tezin ilk aşamasında kaya ortamında kazılan dairesel açıklıklar için duraylılık analizi yapılarak muhtemel yenilme bölgeleri belirlenmiştir. Bu anlamda, Bray ve Brown'ın gerilme nüfuz oranı bağıntıları, Kirsch bağıntıları ve Mohr-Coulomb yenilme ölçütü kullanılarak yeni bir yenilme bölgesi sınır tayini bağıntısı türetilmiştir. Plastik zon tayini üzerine literatürdeki diğer yaklaşımlara da değinilerek yanal gerilmelerin düşey gerilmelere olan oranı arttıkça tavan-taban bölgesinde, azaldıkça yan duvarlar hizasında yenilme bölgesi (plastik zon) kalınlığının arttığı belirtilmiştir. İkinci aşamada tünelcilikte kullanılan püskürtme beton tahkimatının (polimer fiber katkılı ve katkısız) yanal gerilme iletilme özelliklerine bağlı olarak farklı zemin şartları için kullanılabilirliği değerlendirilmiştir. Bu amaçla yapılan deneysel çalışmalarda polimer fiber katkının püskürtme betonun elastisite modülü, poisson oranı ve dolayısıyla tahkimat katılığını azalttığı görülmüştür. Üçüncü aşamada ağırlıklı olarak silt tane boyutuna sahip zeminde kazılan iki adet dik temel çukurunun duraylılığı incelenmiş ve yanal tahkimat basıncı sağlayacak bir dayanım duvarı gerekliliği yüzey yüklerinin zemin içerisindeki gerilme dağılımları üzerine etkisi dikkate alınarak değerlendirilmiştir. Ayrıca zeminden aktarılan yanal gerilmeleri karşılayacak tahkimat basıncı değerleri hesaplanmış ve incelenen bir otoyolun trafiğe kapatılması veya dayanım duvarı inşa edilmesi gerektiği belirlenmiştir. Tezin son aşamasında ise Çayeli Bakır İşletmeleri yeraltı macun dolgu barikatına gelen yanal gerilmeler incelenerek dolgu özelliklerine uygun alternatif barikat tahkimatı tasarımları oluşturulmuştur.

Anahtar Kelimeler: Tünel tahkimatı, Yenilme bölgesi (plastik zon), Macun dolgu barikatı, Temel çukuru duraylılığı, Polimer lifli püskürtme beton.

Master Thesis

SUMMARY

Karadeniz Technical University
The Graduate School of Natural and Applied Sciences
Mining Engineering Graduate Program
Supervisor: Prof.Dr. Ayhan KESİMAL
2012, 180 Pages

In this thesis horizontal stress transformations of rocks and clay-silt size particular materials are investigated. There are 4 main topics of thesis. First is stability analysis for circular underground openings that is excavated in elastic rock zone. An approach about yield zone (plastic zone) thickness is derived in respect of Bray and Brown stress influence ratio and stress distribution formulas, Kirsch formulas and Mohr-Coulomb failure criteria. Ratio of horizontal stress/vertical stress (k ratio) effects stress distribution and durability of underground openings, directly. Plastic zone's vertical thickness increases with increasing k ratio and it decreases with decreasing k ratio. Plastic zones expand in horizontal direction with decreasing k ratio. In the second part, polymer fiber reinforced and unreinforced shotcrete supports are compared as tunnel support. Polymer fiber effects are investigated in respect of compressive, flexural strengths and stiffness of support. Poisson ratio and elasticity modulus effect the stiffness of support. Polymer fiber addition decreases the poisson ratio, elasticity modulus and stiffness of shotcrete. Durability of two steep foundation excavation in urban place of Trabzon is investigated with in-situ and laboratory works. And, one of them is evaluated as risky. And, retaining wall construction is suggested for this steep soil layer. Necessary horizontal support pressure is calculated. Paste backfill barricades and exposed horizontal stress for barricades are investigated in fourth part of thesis. Barricade designing fundamentals are referred. Two new barricades were designed for Cayeli Copper Mine paste backfill applications. Details of new designs are explained.

Key Words: Tunnel support, Yield (plastic) zone, Paste backfill barricade, Foundation excavation stability, Polymer fiber reinforced shotcrete

ŞEKİLLER DİZİNİ

	<u>Sayfa No.</u>
Şekil 1.1. Yatay ve Düşey Deformasyonlar	3
Şekil 1.2. Birim deformasyon ölçer bandlar.....	4
Şekil 1.3. Ultrasonik dalga hızının ölçülmesi.....	8
Şekil 1.4. Sheorey'in formülüne göre derinliğe bağlı değişen k oranları.....	9
Şekil 1.5. Takviye basıncının kayaç dayanım ve gevrekliği üzerindeki etkileri.....	11
Şekil 1.6. k oranına bağlı olarak tünel etrafında plastik zon oluşumu.....	12
Şekil 1.7. k oranına bağlı plastik zon oluşumu.....	12
Şekil 1.8. Tünel cidarında tavan taban ve yan duvarlarda teğetsel gerilmeler.....	14
Şekil 1.9. Tünel etrafındaki asal gerilmeler	15
Şekil 1.10. Yeraltındaki major asal gerilme doğrultuları ve kavlaklanma	16
Şekil 1.11. Dairesel tünelde teğetsel gerilmelerin k oranına bağlı olarak değişimi.....	18
Şekil 1.12. Yeraltı açıklığı kesit şekline göre tavan-tabanda ve yan duvarlardaki stres konsantrasyonları ve katsayıları	19
Şekil 1.13. Radyal gerilmelerin sıfıra indiği ve plastik zonun oluştuğu zemin reaksiyonu .	20
Şekil 1.14. Plastik zon oluşmayan zemin reaksiyonu	21
Şekil 1.15. Zemin reaksiyon eğrisi	26
Şekil 1.16. Tahkimat reaksiyonları	27
Şekil 1.17. Nüfuz oranına bağlı gerilme yaşanan alan (eliptik yaklaşım)	30
Şekil 1.18. El ile koparılabilen paslanmış çelik fiberler.....	32
Şekil 1.19. Zemin-tahkimat etkileşim eğrileri	33
Şekil 1.20. Zemin-kırılan tahkimat reaksiyonları	34

Şekil 1.21. Kırılmış beton tahkimat	35
Şekil 1.22. Slamp Testi	39
Şekil 1.23. Dolgu uygulamasının şematik gösterimi	40
Şekil 1.24. Nemli (Moist) ve Doygun (Saturated) dolgunun stop içindeki şematik gösterimi	44
Şekil 1.25. Macun dolgu gerilme-zaman ilişkisi	46
Şekil 1.26. Macun dolgu gerilme-zaman ilişkisi	46
Şekil 1.27. Kesme kutusundaki numune	48
Şekil 1.28. Çimentolu bornite atıklı macun dolgunun 4. kürlenme günündeki duraylılık zarfı	49
Şekil 1.29. Sunta çakılacak ahşap iskelet ve ribar saplamalar (a), Güçlendirme Ribarları kurulumu ve oluşturulmuş sunta yüzey (b), Kurulmuş olan çelik donatı ve püskürtme beton uygulamasına hazır olan barikat (c), Barikat püskürtme betonu uygulaması (d)	50
Şekil 1.30. Barikat Yenilmesi	52
Şekil 1.31. Barikatın eğilme gerilmelerine maruz kalması	53
Şekil 1.32. Konkav barikat gövdesi, yarıçapı ve kalınlığı	54
Şekil 1.33. Dairesel konkav yapı için açıklık ve intent kavramları	54
Şekil 2.1. Plastik zon bölgeleri	58
Şekil 2.2. Hidrostatik ortamda yenilme öncesi ve sonrası teğetsel–radyal gerilmeler	59
Şekil 2.3. Plastik Zon oluşmayan hidrostatik alanda teğetsel - radyal gerilmeler	59
Şekil 2.4. Tünel etrafında oluşan plastik zon	62
Şekil 2.5. Dik olarak konum değişimi	64
Şekil 2.6. Polimer fiber	77
Şekil 2.7. Kırılmış polimerli beton numuneleri	77
Şekil 2.8. Gerinim ölçer yapıştırılmış numune	79
Şekil 2.9. Tek eksenli basınç altında kırılmış deformabilite deneyi numunesi	79
Şekil 2.10. Tek eksenli basınç altındaki deformabilite deneyi numunesi	80

Şekil 2.11. Gerinim ölçer okumalarının izlenmesi	80
Şekil 2.12. Gerinim ölçer okumalarının izlenmesi	81
Şekil 2.13. Polimer fiberli, kırılmış eğilme dayanımı numuneleri	84
Şekil 2.14. Polimer fiberli, kırılmış eğilme dayanımı numuneleri	84
Şekil 2.15. Kesme kutusuna yerleştirilmiş numune	89
Şekil 2.16. Kesme kutusunda kırılmış numune	89
Şekil 2.17. Kesme kutusu	89
Şekil 2.18. Zeminin duraylılık sınırındaki normal gerilme-kesme gerilme grafiği	90
Şekil 2.19. KTÜ Hukuk Fakültesi arkasındaki toprak tabakasının görünümü	91
Şekil 2.20. Su içeriği - vuruş sayısı grafiği	92
Şekil 2.21. Kasagrande zemin sınıflama-plastisite kartı	93
Şekil 2.22. 10 Haziran 2011 tarihinde yaşanan kayma	95
Şekil 2.23. 8 Ağustos 2011 tarihinde yaşanan kayma	96
Şekil 2.24. Ağustos ayında kayan toprak	96
Şekil 2.25. Ağustos ayında kayan toprak	97
Şekil 2.26. Pelitli mevkiindeki temel çukuru	98
Şekil 2.27. Pelitli mevkiinden alınan numuneye ait duraylılık zarfı	99
Şekil 2.28. Temel çukuru yanından geçen kamyonet	102
Şekil 2.29. Çizgisel yük.....	102
Şekil 2.30. Yoldan geçen kamyonet	103
Şekil 2.31. Uygulanan şerit yükün zemine etkisi	104
Şekil 2.32. Numunenin oturma miktarının LVDT ile ölçülmesi	108
Şekil 2.33. Numunenin oturma miktarının LVDT ile ölçülmesi	108
Şekil 2.34. Konsolidasyon deney sonucu zeminin boşluk oranındaki değişim	109

Şekil 2.35. Gerilme artışına bağlı olarak boşluk oranında azalma grafiği ve sıkışma indislerinin gösterimi	110
Şekil 2.36. Temeline teğet kazı yapılmış bina.....	112
Şekil 2.37. Bina temelinin orta noktasında köşeleri kesişen 4 bölümünün ayrılması.....	113
Şekil 2.38. Düşen seviyeli permabilite düzeneği	115
Şekil 2.39. Piknometre ve hassas terazi	119
Şekil 2.40. Likit limit deneyi	120
Şekil 2.41. Konsolidasyon testi için düzeneğe ağırlık takılışı	121
Şekil 2.42. Permabilite numune kalıbı ve numune alma	122
Şekil 2.43. Islama haznesi içindeki numune kalıbı	123
Şekil 2.44. Sıkıştırılmış tek eksenli basma dayanımı numunesi hazırlama	123
Şekil 2.45. Hazırlanan numunenin çıkarılması	124
Şekil 2.46. Tek eksenli basma dayanımı testi	124
Şekil 2.47. Dairesel konkav yapı için açıklık ve intent kavramları	125
Şekil 2.48. Yarıçapın açıklık ve intent ile olan ilişkisi	125
Şekil 2.49. $w_u=7,5$ MN/m	127
Şekil 2.50. Çimentolu atığın mikserde karıştırılması	127
Şekil 2.51. Çimentolu atık malzemesinin tek eksenli basma dayanımı testi	128
Şekil 2.52. 1,5 MPa gövde dayanımına sahip olan barikat boyutları	129
Şekil 2.53. İki kemerli barikat	129
Şekil 2.54. İki kemerli barikat ve kullanılması gereken ekstra ribarlar	130
Şekil 2.55. İki kemerli barikat	130
Şekil 2.56. Eğilen kiriş boyutları	131
Şekil 2.57. Eğilen kiriş moment ve gerilmeleri	132
Şekil 2.58. I profil kesit boyutları	133

Şekil 2.59. Kemer kenarlarındaki kuvvetler	135
Şekil 2.60. Uniform olmayan gerilme, sabitlenmiş barikat içindeki düşey I profil kiriş...137	
Şekil 2.61. Tek kemerli barikat dizaynı şematik gösterimi	137
Şekil 2.62. a) Kübik, iki katmanlı beton ve çimentolu atık numunesi, b) Makaslama aleti kalıbına numunenin yerleştirilmesi, c) Makaslama testi aleti, d) Kırılmış makaslama dayanımı test numunesi	139
Şekil 2.63. Yayın boyut parametreleri	140
Şekil 2.64. Eğilen malzeme içindeki bölgeler	141
Şekil 2.65. Donatılı, eğilen malzeme içerisinde konumlar	142
Şekil 2.66. Çelik donatı güçlendirme durumları.....	143
Şekil 2.67. Zımbalama Çatlağı	146
Şekil 2.68. Kalıplanmış doğrudan kesme testi numunesi	147
Şekil 2.69. Kalıplanmış numune makaslama deneyi mekanizmasına yerleştirilirken	147
Şekil 2.70. Yenilmiş makaslama dayanımı numunesi	148
Şekil 2.71. Uygulamadaki beton için Mohr-Coloumb duraylılık zarfı	149
Şekil 2.72. Çimentolu atık malzemesi için Mohr-Coloumb duraylılık zarfı	149
Şekil 2.73. Püskürtme beton karışım malzemesinin gerilme-deformasyon ilişkisi	152
Şekil 2.74. Çimentolu atık malzemesinin gerilme-deformasyon ilişkisi	152
Şekil 2.75. Çatlak yüzeyinin çelik döküman ile kesişimi.....	153
Şekil 2.76. Uygulanmakta olan ve yeni dizayn barikatlar için potansiyel zımbalama çatlağı	154
Şekil 3.1. Düzce Akçakoca'da meydana gelen temel kazısının göçmesi	170
Şekil 3.2. Samsun Bafra'daki binanın çökmesi	170
Şekil 3.3. İstanbul Gaziosmanpaşa'da yaşanan göçük olayı.....	171
Şekil 3.4. İzmir'de yaşanan duraysızlık	171
Şekil 3.5. Bursa Osmangazi'de yaşanan göçük	172

TABLolar DİZİNİ

Sayfa No.

Tablo 1.1. Örnek tünelin cidarındaki farklı konumlara ait teğetsel gerilmeler	17
Tablo 1.2. Dolgu hızı- Gerilme ilişkileri	49
Tablo 2.1. k oranı, düşey gerilme ve tek eksenli sıkışma dayanımı değerlerine göre oluşan plastik zon sınırları	72
Tablo 2.2. Tek eksenli basma dayanımı sonuçları	76
Tablo 2.3. Polimersiz numunelere ait elastisite modülü değerleri	81
Tablo 2.4. Polimerli numunelere ait elastisite modülü değerleri	81
Tablo 2.5. Numunelerin Poisson oranları	82
Tablo 2.6. Eğilme dayanımı testi sonuçları	83
Tablo 2.7. Zemin numunesine ait deformasyon- kesme gerilmesi değerleri	90
Tablo 2.8. Zemin numunesinin vuruş sayısına göre % su içeriği değerleri	92
Tablo 2.9. Plastik limit deney verileri	93
Tablo 2.10. Kesme kutusu deneyi sonucu	99
Tablo 2.11. Pik ve resudyal değerler için okunan kohezyon ve içsel sürtünme açılması değerleri	99
Tablo 2.12. Otoyol tarafında temel çukurundaki zemin üzerindeki düşey gerilme artışları	104
Tablo 2.13. İncelenen yüzey yükleri altında duraysızlık yaşanmaması için gerekli minimum yanıl gerilme	105
Tablo 2.14. Zeminin boşluk oranının değişimi	109
Tablo 2.15. Düşey seviyeli permabilite deney verileri	116
Tablo 2.16. Boşluk oranı-basınç dayanımları	118

Tablo 2.17. Farklı barikat kalınlıkları için gerekli beton malzemesi sıkışma dayanımı değerleri	126
Tablo 2.18. Çimentolu atık numunelerinin 1 gün kürlenme durumundaki tek eksenli basma dayanımı değerleri	128
Tablo 2.19. Çimentolu atık numuneleri eğilme dayanımları	144
Tablo 2.20. Püskürtme beton numuneleri eğilme dayanımları	144
Tablo 2.21. Makaslama dayanımı test sonuçları	146
Tablo 2.22. Yeni dizaynın ve uygulamadaki barikatın maksimum zımbalama yükleri ...	159
Tablo 2.23. Uygulamadaki demir donatıya sahip çimentolu atık ile oluşturulan barikat için maksimum zımbalama yükleri	162

SEMBOLLER DİZİNİ

- a : Açıklık (m)
- b: Kare zımbalama yükünün kenar uzunluğu (m)
- c : Kohezyon (MPa)
- d : Eğilen malzeme için efektif kalınlık (m)
- e : Boşluk oranı
- h : Eğilen malzeme kalınlığı (m)
- ir : nüfuz oranı (%)
- j: Zımbalama durumunda tarafsız eksen konumunu etkileyen bir parametre
- k : Yanal gerilmelerin düşey gerilmelere oranı
- l : İntent (m)
- m: Dikdörtgen temel boyu (m)
- n: Dikdörtgen temel eni (m)
- ö: Radyal gerilme ve teğetsel gerilme toplamı (MPa)
- P_i : Tahkimat basıncı (MPa)
- t : Püskürtme beton tahkimat kalınlığı
- w: Yayılı yük (N/m)
- z : Derinlik (m)
- A_s : Çelik donatı kesit alanı (m²)
- A_{pc}: Zımbalama çatlağı yüzey alanı (m²)
- C: Tarafsız eksen derinliği (m)
- D : Çap (m)
- E : Elastisite modülü (GPa)
- G_t : Jeotermal gradyant (°C/m)

I_x : İkincil moment (m^4)

L: Kiriş efektif boyu (m)

M : Moment (Nm)

F: Yük (N)

S: Zımbalama çatlak boyu (m)

α : Zımbalama çatlak açısı ($^\circ$)

ε : Birim deformasyon

ϕ : İçsel sürtünme açısı ($^\circ$)

θ : Tünel etrafındaki konum açısı ($^\circ$)

γ : Birim hacim ağırlık (kN/m^3)

μ : Tane boyu etki faktörü

ν : poisson oranı

ρ : Demir donatı kesit alan oranı

σ : Normal gerilme (MPa)

σ_c : Sıkışma (Basma) Gerilmesi (MPa)

σ_t : Çekme gerilmesi (MPa)

σ_v : Düşey gerilme (MPa)

σ_h : Yatay gerilme (MPa)

τ : Makaslama gerilmesi (MPa)

ω : Mekanik güçlendirme oranı (%)

ξ : Zımbalama dayanımı hesaplamalarında çelik donatı oranına bağlı faktör

Γ : Yanal gerilmelere bağlı simetrik faktör

Φ : Demir donatı çapı (mm)

1. GENEL BİLGİLER

1.1. Giriş

Düşey gerilmeye maruz kalması sonucu her katı malzeme içerisinde yanal gerilmeler oluşur, malzeme içerisinde oluşacak olan yanal gerilme miktarları malzemelerin kendine özgü mekanik özelliklerindedir [1]. Bu çalışma içerisinde kaya ve toprak için düşey gerilmelerin neden olduğu yanal gerilme oluşumlarının duraylılık üzerine etkileri incelenmiştir. Bu amaçla, tez içinde yeraltı açıklıklarının oluşturulması neticesinde kayaç içerisinde gerilme dağılımları ve yenilme mekanizması literatürdeki çeşitli yaklaşımlara dayanarak incelenmiş ve yenilme bölge sınırı bağıntısı türetilmiştir. Türetilen bağıntının dayanakları anlatılmış ve güncel yaklaşımların vermiş olduğu sonuçlar ile kıyaslanmıştır. Duraysızlığın engellemesi adına tahkimat tasarımı için önemli role sahip olan zemin reaksiyonlarının belirlenmesi için kayanın yanal gerilme koşulları önem arz etmektedir. Tahkimat sisteminin zemin reaksiyonuna bağlı olarak müsaade edilebilir deformasyon sınırları içerisinde yeterli tahkimat basıncını sağlayabilmesi için tahkimat katılığı tasarımda tanımlanması gereken temel bir faktördür [2]. Tez içindeki incelenen konu başlıklarından biri olarak püskürtme beton tahkimatının katılığının üzerinde tahkimatın düşey gerilmeleri yanal olarak iletme karakterizasyonunun önemine değinilerek, bir püskürtme beton katkısı olan polimer fiberin beton tahkimat malzemesinin elastisite modülü ve poisson oranı üzerinde tahkimat katılığını azaltan yönde etkileri deneysel çalışmalar ile ortaya konmuştur. Polimer (polipropilen) fiber katkılı püskürtme beton tahkimatının tünelticilikte kullanımı için uygun olan zemin özellikleri nedenleri ile birlikte anlatılmıştır. Tez kapsamındaki diğer bir konu olarak ise toprak malzemesinin yanal gerilmeleri ve duraylılık üzerindeki etkileri iki adet uygulama alanı üzerinden anlatılmıştır. Trabzon ilindeki iki adet şehirselle bölgedeki dik temel çukuru kazısının duraylılığı açısından yanal tahkimat basıncı sağlayacak olan dayanım duvarının gerekliliği incelenmiştir. Bu kısımda yüzey yüklerinin de etkisi göz önünde bulundurulmuştur. Tez çalışmaları kapsamında diğer bir inceleme konusu yeraltı dolgu malzemeleri için barikat tahkimatı tasarımlarıdır. Arakatlı göçertme yöntemi ile üretim yapılmakta olan Rize ilindeki Çayeli Bakır İşletmelerinin macun dolgu barikat tahkimatları duraylılığı üzerinde dolgu malzemesinin yanal gerilmelerini etkileyen faktörler incelenmiştir. Macun dolgu malzemesine yanal tahkimat basıncı sağlayan barikat tahkimatları dolgunun üretim boşluklarından dışarı taşmasını, üretim için kullanılmakta

olan açıklıkları kapatmasını engeller [51]. Daha önce Çayeli Bakır İşletmelerinde yaşanan barikat patlamalarına (duraysızlıklarına), nedenlerine değinilmiş ve işletmenin macun dolgu uygulamaları için beton agregaları yerine cevher zenginleştirme tesisi atıklarının kullanımı ile yeni bir barikat tahkimat tasarımı yapılmıştır. Bu konu hem taneli malzemenin yanıl gerilmelerini hem de katılmış beton malzemelerin yanıl gerilmelerini incelemektedir. Macun dolgu cevher tesisi atığı, su ve çimento karışımıdır. Taze macun dolgu yeraltına ilk geldiğinde priz almamış olduğundan dolayı likit halde taneli malzeme özelliğı göstermekte ve devam eden hidrasyon tepkimeleri neticesinde katı (solid) beton malzemesi durumuna geçmektedir. Macun dolgunun farklı kürlenme zamanları için yanıl gerilme değışimleri detaylı olarak irdelenmiştir.

Tez 4 farklı ana konu altında toplandığı için konu başlıklarına ait literatür bilgilerinin hepsini tek bir genel bilgiler başlığı altına koymak okuyucu açısından tezin rahat takip edilmesini engelleyecekti. Çalışmalar kendi içinde progresif bir şekilde ilerlediğinden, deneysel çalışmaların ardından elde edilen verilerin veya bağıntıların kullanımı, değerlendirilmesi ve doğru ilerleyiş anlamında literatür tek parça halinde verilmemiş kademeli olarak verilmiştir. Bu anlamda tezin takibinin kolaylaşacağı düşünölmüştür. 4 farklı konu için de literatürel bilginin tamamını içermeyen genel-giriş literatürel bilgileri tek başlık (Genel Bilgiler) altında toplanmıştır. Genel tez yazım kurallarına uygun kalmaya dikkat edilerek anlatım ve ilerleyiş anlamında farklı bir yol izlenmiştir.

1.2. Tezin Gereke ve Amacı

Ölkemizde son yıllarda sayıları artan maden ve inşaat mühendisliğı (jeoteknik) uygulama alanlarındaki yanıl gerilme dağılımlarının daha yaygın olarak dikkate alınması gereksinimi ile bu çalışma kapsamında kaya ve taneli zemin malzemelerin düşey gerilmeleri yanıl olarak iletme özelliklerinin duraylılık üzerindeki önemli etkilerini tartışmak, literatüre ve uygulamaya katkıları bulunacak bir derleme ve yeni önerilerin ortaya konması amaçlanmaktadır.



Şekil 1.2. Birim deformasyon ölçer bandlar

Şekil 1.2’de tek eksenli deformabilite deneyi üzerine yapıştırılmış birim deformasyon ölçer bandlar görülmektedir. Şekilde görülen örnek beton numunesi olup, tez kapsamında yer alan püskürtme beton tahkimatı reaksiyon eğrisinin belirlenmesi için poisson oranı ve elastisite modülü değerleri tayinlerinde kullanılmıştır. Poisson oranını veren bağıntı Eşitlik 1.3’de verilmiştir [3].

$$\nu = -\frac{E_{axial}}{E_{lateral}} = -\frac{\frac{\Delta\sigma}{\epsilon_{axial}}}{\frac{\Delta\sigma}{\epsilon_{lateral}}} = -\frac{\epsilon_{lateral}}{\epsilon_{axial}} \quad (1.3)$$

E_{axial} : Eksenel Elastisite Modülü (MPa)

$E_{lateral}$: Yanal Elastisite Modülü (MPa)

$\Delta\sigma$: Normal Gerilme artışı (MPa)

ϵ_{axial} : Eksenel Birim Deformasyon

$\epsilon_{lateral}$: Yanal Birim Deformasyon

Oluşan major normal gerilmenin y eksenini yönünde düşey olduğunu düşündüğümüzde poisson oranı: y eksenini doğrultusundaki birim deformasyonun x yönündeki birim deformasyona oranıdır. Homojenliğin söz konusu olduğu malzemelerde yanal ve düşey deformasyon özellikleri aynı olur. Kayacın yanal ve düşey birim deformasyonlarının farklı olması düşey gerilme ve yanal gerilmelerin farklı olmasından kaynaklanır. Bu yüzden poisson oranının k katsayısına bağlı bir değişkendir. Laboratuvarında deformasyon ölçümleri olarak tek eksenli deformabilite deneyi ile poisson oranı tayin edilir ve k oranını bulabiliriz. Poisson oranı ile k oranı arasındaki ilişki Eşitlik 1.4'de gösterildiği gibidir [4]

$$k = \nu / (1 - \nu) \quad (1.4)$$

Aşağıda bazı minerallere, kayalara ait poisson oranı değerleri ve poisson oranı sınıflaması verilmiştir [5].

BAZI MİNERALLERİN POISSON ORANLARI (ν) =

Elmas (C) = 0.069 , α -Kuars (SiO₂) = 0.079 , Topaz (Al₂(F,OH)₂SiO₄) = 0.221 , Grafit (C) = 0.223 , Safir (Al₂O₃) = 0.234 , Manyezit (MgCO₃) = 0.251 , Kayatuzu (NaCl) = 0.253 , Manyetit (Fe₃O₄) = 0.261 , Galen (PbS) = 0.270 , Rutil (TiO₂) = 0.278 , Kromit (FeO Cr₂O₃) = 0.280 , Florit (CaF₂) = 0.289 , Kalsit (CaCO₃) = 0.309 , Sfalerit (ZnS) = 0.320 , Jips (CaSO₄ 2H₂O) = 0.336

BAZI KAYAÇLARIN POISSON ORANLARI (ν) =

Bazalt = 0.10-0.35 , Diyabaz = 0.10-0.28 , Diyorit = 0.20-0.30 , Dolerit = 0.15-0.35 , Dolomit = 0.10-0.35 , Gnays = 0.10-0.30 , Granit = 0.10-0.30 , Granodiyorit = 0.15-0.25 , Grovak = 0.05-0.20 , Kıltaşı = 0.25-0.40 , Kireçtaşı = 0.10-0.33 , Konglomera = 0.10-0.40 , Kumtaşı = 0.05-0.40 , Kuvarsit = 0.10-0.33 , Marn = 0.13-0.33 , Mermer = 0.15-0.30 , Norit = 0.20-0.25 , Silttaşı = 0.13-0.35 , Şeyl = 0.05-0.32 , Tuz = 0.05-0.30 , Tüf = 0.10-0.28

POISSON ORANI (ν) SINIFLAMASI =

Çok Düşük = $0 \leq \nu < 0.1$

Düşük = $0.1 \leq \nu < 0.2$

Orta = $0.2 \leq \nu < 0.3$

Yüksek = $0.3 \leq \nu < 0.4$

Çok Yüksek = $0.4 \leq \nu < 0.5$

k ORANI SINIFLANDIRMASI :

Çok Düşük = $0 \leq k < 0.11$

Düşük = $0.11 \leq k < 0.25$

Orta = $0.25 \leq k < 0.43$

Yüksek = $0.43 \leq k < 0.67$

Çok Yüksek = $0.67 \leq k$

Yukarıda veriler değerlerde de görüldüğü gibi k oranı arttıkça poisson oranı artar. Çünkü, yanal deformasyon kayaç içinde oluşan yanal gerilmeler ile alakalıdır ve k oranı arttıkça artan yanal gerilmeler malzemenin poisson oranının da artmasına sebep olur. Eşitlik 1.4'te k oranı ile poisson oranı arasındaki ilişki izotrop kaya malzemesi için verilmiştir. Tabakalanma gösteren, anisotropik kayaçlar için k oranı ile poisson oranına arasındaki ilişki aşağıdaki Eşitlik 1.5'teki gibidir [5]

$$k = \left[\frac{v_2}{1 - v_1} \right] \left(\frac{E_1}{E_2} \right) = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} \quad (1.5)$$

E₁: Tabakalanma düzlemine paralel yönde kayacın elastisite modülü (GPa)

E₂: Tabakalanma yönüne dik yönde kayacın elastisite modülü (GPa)

v₁: Tabakalanma düzlemine paralel yönde etkiyen gerilme karşısında kayacın poisson oranı

v₂: Tabakalanma düzlemine dik yönde etkiyen gerilme karşısında kayacın poisson oranı

Kayacın Elastisite Modulünün (E) tespit edilmesi sonucunda da k oranını tahmin etmemizi sağlayacak bir eşitlik te aşağıdaki Eşitlik 1.6'da verilmiştir. Bu eşitliği kullanabilmek için makaslama deneyi yapılarak rigidite modülü (G) bulunmalıdır [5]. Bu eşitlikten elde edilen sonuç Eşitlik 1.4'te kullanılarak k oranı bulunabilir.

$$v = \frac{E}{2G} - 1 \quad (1.6)$$

Üç eksenli basma dayanımı deneyinde numunenin kırıldığı anda uygulanan eksenel ve yanal gerilme değerleri ve malzemenin tek eksenli basma dayanımı değerleri kullanılarak Mohr-Coloumb yenilme zarfına göre aşağıdaki eşitlik yardımıyla pasif k (pasif zemin itki katsayısı) oranı kestirimi yapmak da mümkündür [6].

$$\sigma_1 = \sigma_{cm} + k_p \sigma_3 \quad (1.7)$$

σ_{cm} =Kayacın tek eksenli sıkışma dayanımı

σ_1 =Birincil(Majör) asal gerilme

σ_3 =Minör asal gerilme

Pasif k oranı yanal gerilmelerin majör asal gerilme olduğu ve duraysızlık yaşandığı andaki yanal gerilmelerin düşey gerilmelere olan oranıdır. Aktif k oranı da vardır ve aktif k oranı ise düşey gerilmelerin major asal gerilme olduğu ve duraysızlığın yaşandığı durumdaki yanal gerilmelerin düşey gerilmelere oranıdır. Aktif ve pasif k oranlarına tezin ileriki kısımlarında detaylı olarak değinilmiştir. Devam etmekte olan bu kısım içerisinde aksi belirtilmediği takdirde k oranı duraylılık durumundaki yanal gerilmelerin düşey gerilmelere olan oranını temsil etmektedir.

k oranını tayin edebilmek için yararlanılacak başka bir yöntem ise Ultrasonik test yöntemidir [7]. Ultrasonik test yöntemi ile numune içinde dalgaların enine ve boyuna ilerleme hızlarına bağlı olarak poisson oranı ve dolayısı ile k oranı ölçülebilir. Ana üniteden alınan ultrasonik puls, çevirici başlıklar tarafından sismik pulsa çevirilir ve sismik dalgaların kaya numunesi içerisindeki ilerleme hızlarına bağlı olarak hesaplamalar yapılır. Bu tespiti yapabilmek için boyuna ve enine olmak üzere iki çeşit sismik puls üreten çevirici başlar kullanılır. Bu deneyde kullanılan numunenin boyutlarının üç eksenli basma dayanımı deneyininki ile aynı olması tavsiye edilen bir durum olsa da farklı boyutlarda numune kullanarak ta elde edilen sonuçları kullanmak mümkündür. Numunenin bir ucunda verici baş diğer ucunda ise alıcı baş bulunmaktadır. İki baş arasındaki numune boyunu kateden dalgalar alıcı başa ulaşır ve mikrosaniye mertebesinde katediş süreleri (t_p, t_s) ekrana yansır ve bu sürelerin numune boyuna bölümü ile de Eşitlik 1.8 ve Eşitlik 1.9'da görüldüğü gibi dalgaların numune içindeki ilerleme hızı hesaplanır. P ve S dalga hızlarının tayin edilmesi üzerine Eşitlik 1.10'da görüldüğü gibi poisson oranı hesaplanabilir [7].

$$V_p = \frac{L}{t_p} \quad (1.8)$$

$$V_s = \frac{L}{t_s} \quad (1.9)$$

L : Numune boyu

t_p : P dalgasının numuneyi katediş süresi

t_s : S dalgasının numuneyi katediş hızı

$$v = \frac{1 - 2(V_s / V_p)^2}{2 - 2(V_s / V_p)^2} \quad (1.10)$$

v : poisson oranı

V_p : P dalgasının numuneyi katediş hızı (m/sn)

V_s : S dalgasının numuneyi katediş hızı (m/sn)

Poisson oranının bulunması ile Eşitlik 1.4 kullanılarak k oranı da bulunabilmektedir. P dalgaları S dalgalarından daha hızlı ilerlerler. Deprem dolayısı ile yüzeyle ilk ulaşan dalgalardır. Örneğin, P dalgasının S dalgasından iki kat daha kısa sürede numuneyi katettiği bir kayaç örneği için poisson oranı Eşitlik 1.10 kullanılarak 0,43 bulunmaktadır ve Eşitlik 1.4 kullanılarak k oranının 0,75 olduğu bulunmaktadır. Kayaçların içinde enine ve boyuna sismik dalgaların ilerleme hızlarının oranı kayacın düşey gerilmeleri yanal olarak ne kadar ilettiği ile ilgilidir. Hidrostatik ortamda S dalga hızı sıfırdır ve Eşitlik 1.10'da görüldüğü gibi poisson oranı 0,5 çıkmaktadır. Poisson oranı 0,5 değeri için k oranı 1 değerindedir.



Şekil 1.3. Ultrasonik dalga hızının ölçülmesi

Şu ana kadar vermiş olunan bilgiler k oranının hesaplanmasında kullanılan temel yaklaşımlar olmaktadır. Kaya malzemesine uygulanan deneyler sonucu tespit edilen parametrelerden k oranına ulaşmak mümkündür. Derinliğe bağlı olarak kayacın düşey gerilmeleri yanıl olarak iletibilme özelliği değişeceğini ortaya koyan bir yenilik getiren Sheorey'in elasto-statik termal gerilme modeli Eşitlik 1.11'de verilmiştir [5].

$$\sigma_h = \frac{[\nu\sigma_v + \beta G_t E(z + 1000)]}{1 - \nu} \quad (1.11)$$

β : Lineer termal genişleme katsayısı ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)

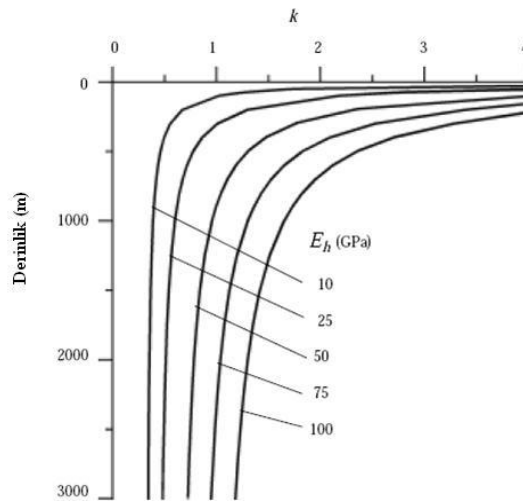
G_t : Jeotermal gradyant ($^{\circ}\text{C}/\text{m}$)

Sheorey'e göre k oranı her derinlikte aynı olmaz. Özellikle sığ derinliklerde k oranının daha yüksek olduğunu Brown ve Hoek 1978 yılında, Herget 1988 yılında ortaya koymuştur. 1994 yılında k oranı tespiti ile ilgili Sheorey'in ortaya koymuş olduğu eşitlik başka bir bağıntı da Eşitlik 1.12'de verilmiştir [2]. Sheorey'in belirttiği gibi k oranı derinliğe bağlı olarak lineer olmayan bir biçimde değişmektedir. k oranının derinliğe bağlı olarak değiştiğini, kaya mühendisliği uygulamalarında göz önünde bulundurmak gerekmektedir.

$$k = 0,25 + 7E_y(0,001 + 1/z) \quad (1.12)$$

E_y : Yer kabuğun üst kısımlarında yatay yönde ortalama Elastisite Modülü (MPa).

z : Derinlik(m)



Şekil 1.4. Sheorey'in formülüne göre derinliğe bağlı değişen k oranları (Hoek, 2006)

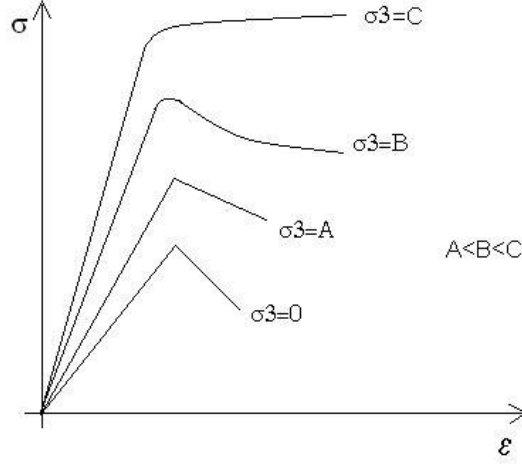
Shorey'in, hesaplamalarında bazı derinliklerde örtü tabakası basıncı dolayısı ile yatay gerilmelerin neden daha çok olduğu hakkında, sığ noktalarda yatay gerilmelerin neden çok fazla olduğu hususunda detaylı bir açıklaması yoktur. Topografya ve jeolojik özelliklerden dolayı yer yer k oranı 1 den büyük olabilir. Örneğin, ters atımlı fay yakınlarında k oranının 1 den büyük olması beklenir. Yatay gerilmelerin düşey gerilmelerden büyük olmasının bir diğer nedeni de erezyondur. Yaşanmış olan erozyonlar dolayısı ile belirli bir kalınlık aşınmakta ve düşey gerilmeler azalmaktadır. Bu durumdan dolayı yatay gerilmelerde de azalma yaşanmakta olmakla birlikte bu azalma düşey gerilmelerdeki azalma kadar fazla değildir. k oranı erezyon nedeni ile yüzeye yakın yerlerde artmakta olup k oranının erezyon sonrası değişimi aşınan kalınlığa (Δz), tabakanın eski kalınlığına (z_0), poisson oranına (ν) bağlı bir fonksiyon olarak Eşitlik 1.13'deki gibi verilmektedir [4]. Bağlıdaki k şimdiki k oranıdır, k_0 ise erezyon öncesi k oranıdır.

$$k = k_0 + \left[\left(k_0 - \frac{\nu}{1 - \nu} \right) \right] \frac{\Delta z}{z_0 - \Delta z} \quad (1.13)$$

Çok derinlerde k oranının 1'e yaklaşmakta ve pratik olarak hidrostatik basınç şartlarının geçerliliği kabul edilebilir oluşuna dair Heim'in önerisi yaygın olarak bilinse de Sheorey'in bağıntısına göre farklı elastisite modülü değerleri için farklı asimtotların elde edildiği görülmektedir. Grafiğe bakıldığında çok derinlere inildikçe k oranının farklı elastisite modüllerine göre değiştiğini görmekteyiz. Kaya yapısına göre değişecek olan belli bir derinlikten itibaren Elastisite Modülü ne olursa olsun yatay ve düşey gerilmelerin birbirine eşitlenmekte olduğu ($k=1$) ilk kez 1973 yılında Wahlstrom tarafından belirtilmiştir. Sheorey'in yaklaşımında olduğu gibi 1978 yılında Hoek ve Brown, 1988 yılında Herget İnşaat ve Madencilik alanlarında yapılan ölçümlere dayanarak k oranının sığ derinliklerde yüksek ve derinlere inildikçe azaldığını belirtmişlerdir [2]. Bu konuda kesin olarak kabul edilebilecek olan bir eşitliğin henüz yayınlanmamış olması bahsedilen çok derin noktalarda yerinde ölçümlerin yapılamıyor olmasından kaynaklanmaktadır. Sheorey'in yaklaşımına göre yanal gerilmeler üzerinde elastisite modülünün önemli etkisi vardır.

Yeraltında kayacın ağırlığı dolayısı ile oluşan düşey gerilme sonucu poisson etkisi ile k oranına bağlı bir fonksiyon olan yanal gerilmeler oluşmaktadır. Yanal birim deformasyon yönleri birbirlerine zıt olması nedeni ile yatay yönde bir hareket gözlenmez ve bu etkiyle

takviye (destek) basıncı oluşur. Bu durumda, kaya malzemesinin gevrekliği azalarak daha sünek (sünümlü) malzeme özelliği gösterme eğilime girer. k oranının bir fonksiyonu olan takviye basıncı arttıkça kayacın dayanımı, elastisite modülü artar [4]. Takviye basıncının kayaç dayanımı üzerindeki ve malzeme gevrekliği üzerindeki etkileri Şekil 1.5'te gösterilmiştir.

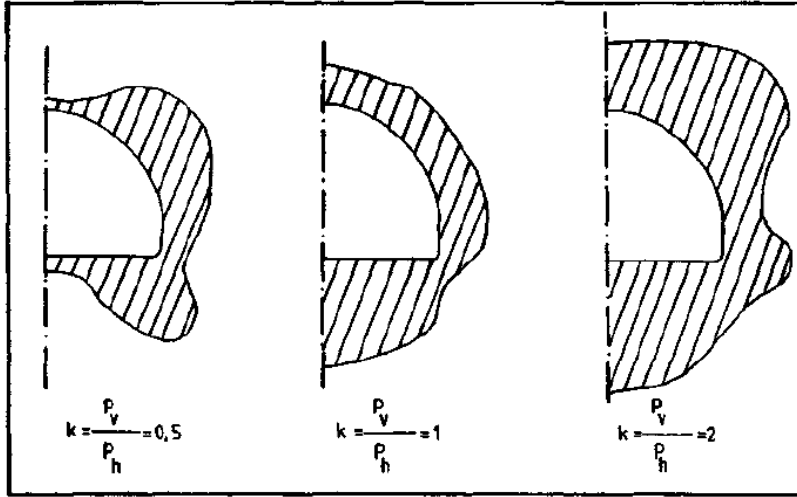


Şekil 1.5. Takviye basıncının kayaç dayanım ve gevrekliği üzerindeki etkileri

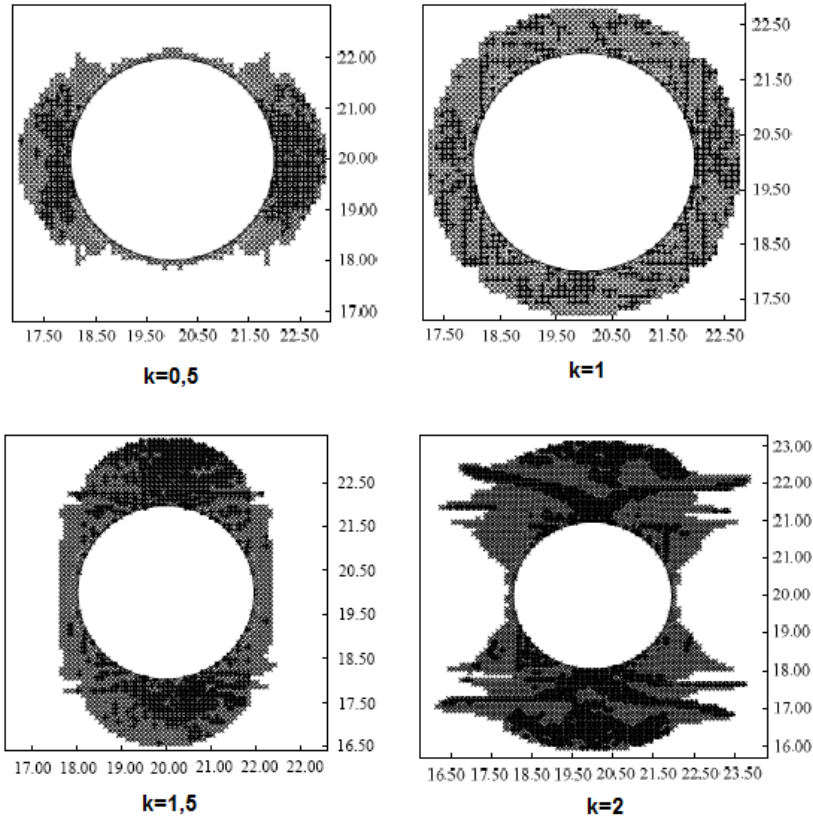
1.4. k Oranının Yeraltı Açıklıkları Üzerindeki Etkileri

k oranı tünel etrafındaki gerilme dağılımlarını, kırılma durumunu, oluşan plastik zonun oluşumunu önemli ölçüde etkilemektedir. k oranı yeraltında farklı derinliklerde değişiklikler göstermekte olup Zonguldak havzasında yapılan çalışmalara göre tektonik bozulmalar nedeni ile k oranlarının aynı bölgede hatta aynı üretim katında dahi farklılıklar göstermekte olduğu tespit edilmiştir [9]. k oranı 2 gibi değerlere ulaştığı zaman, yani yatay gerilmeler düşey gerilmelerden çok fazla olduğu zaman genellikle taban ve tavan kabarmalarının arttığı tespit edilmiştir. Bu tip k oranının yüksek olduğu alanlarda açılan tünellerde taban ve tavan kabarmaları için yardımcı tahkimat kullanmak gerekmektedir, tünel tabanı için kaya saplamları kullanılabilir, kazı yapıldıktan sonra tahkimat ayakları kısa sürede bağlanmalıdır. Şekil 1.6'da Yaralı ve Müftüoğlu tarafından Zonguldak havzasında yapılan çalışmadaki k oranlarına bağlı olarak tünel etrafında oluşan plastik zonun değişimi gösterilmektedir [9]. Şekil 1.7'de 2010 yılında Yan ve Shihao'nun yaptığı

bir çalışmada dairesel tünel etrafında oluşan plastik zonun k oranına bağlı olarak değişimi gösterilmektedir [10].



Şekil 1.6. k oranına bağlı olarak tünel etrafında plastik zon oluşumu (Yaralı ve Müftüoğlu, 1992)



Şekil 1.7. k oranına bağlı plastik zon oluşumu (Yan ve Shihao, 2010)

k oranı yatay gerilmelerin düşey gerilmelere oranı olarak kayacın yerinde özelliklerini yansıtır ve yeraltında oluşturulan bir açıklık etrafında indüklenen gerilmelerin oluşumunu etkiler [10]. Eşitlik 1.14, Eşitlik 1.15 ve Eşitlik 1.16'da Kirsch'in k oranına bağlı olarak yeraltı açıklığı etrafında oluşan radyal gerilme, teğetsel gerilme ve kesme gerilmesi bağıntıları verilmiştir [11].

$$\sigma_r = \frac{\sigma_v(1+k)}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2}\right) + \frac{p a^2}{r^2} + \frac{\sigma_v(k-1)}{2} \left(1 - \frac{4a^2}{r^2} + \frac{3a^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \quad (1.14)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_v(1+k)}{2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) - \frac{p a^2}{r^2} - \frac{\sigma_v(k-1)}{2} \left(1 + \frac{3a^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \quad (1.15)$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{\sigma_v(k-1)}{2} \left(1 + \frac{2a^2}{r^2} - \frac{3a^4}{r^4}\right) \sin 2\theta \quad (1.16)$$

σ_r : Radyal Gerilme (MPa)

σ_θ : Teğetsel Gerilme (MPa)

$\tau_{r\theta}$: Kesme gerilmesi (MPa)

a: Tünel yarıçapı (m)

r : İncelenen noktanın tünel merkezine olan mesafesi (m)

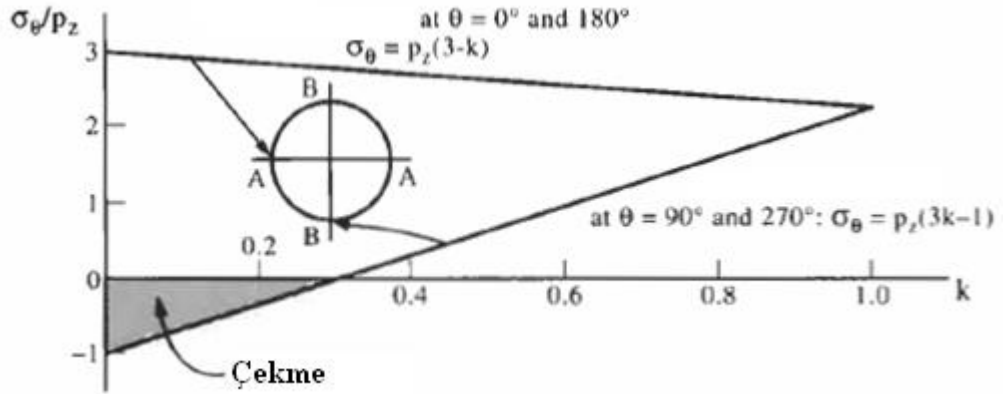
Pi: Tahkimat basıncı (MPa)

θ : İncelenen noktayı tünel kesit merkezine bağlayan doğrunun yatay ile yaptığı açı

Tünel cidarında, $a=r$ olduğu için yukarıdaki eşitlikte de görüldüğü gibi kesme gerilmesi olmaz, dolayısı ile tahkimat üzerine kayanın kesme gerilmesi etkimez. Ama cidarda oluşan teğetsel gerilmeler tahkimat içinde kesme gerilmeleri oluşturur. Tünel cidarında ($a=r$) yukarıdaki eşitliklerde de görüldüğü gibi radyal gerilmeler tahkimat basıncına eşittir. Tahkimat basıncı yok ise tünel cidarında radyal gerilmeler sıfırlanana kadar radyal deformasyonlar devam eder, eğer tahkimat basıncı sağlanmaz ve radyal gerilmeler sıfıra inmezse tünelde göçük yaşanır. Tahkimatın bulunduğu, kaya ile etkileşim halinde olduğu tünel cidarında ($a=r$) Kirsch'in eşitliklerinde de görüldüğü gibi teğetsel

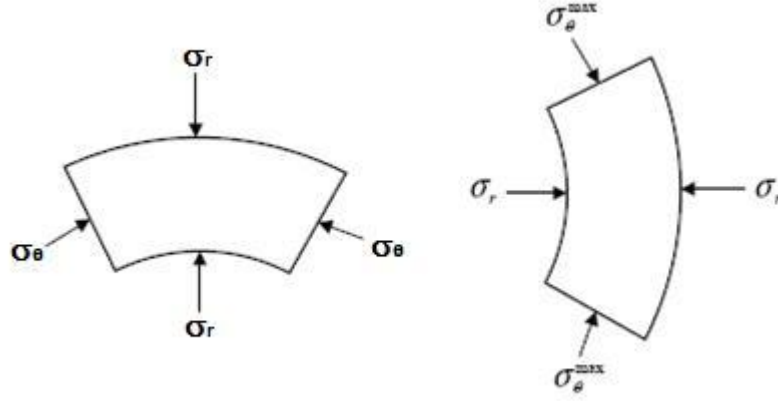
gerilmeler mevcuttur. Dolayısı ile tahkimat hem radyal hem de teğetsel gerilmelere cevap verebilmelidir. Tünel cidarında her konumda radyal gerilmeler tahkimat basıncına eşittir. Fakat tahkimatın cevap vereceği teğetsel gerilmeler konuma bağlı olarak değişiklikler göstermektedir.

Yeraltında oluşturulan açıklıklar sonucu zeminde gerilme konsantrosyanları değişir ve değişim kırılmalara ve dolayısı ile plastik zonun oluşumuna sebebiyet verebilir. Kirschhoff eşitlikleri kullanılarak da görülebilmektedir ki tünelin tavanında, tabanında, yan duvarlarda ve bu konumunların derinliklerinde kesme gerilmeleri sıfıra eşittir ($\theta=0^\circ, \theta=90^\circ, \theta=180^\circ, \theta=270^\circ$). Bu bölgelerde de teğetsel gerilmeler ve radyal gerilmeler mevcuttur. Aşağıdaki Şekil 1.8’de Eşitlik 1.15 kullanılarak elde edilebilen yan duvarlarda, tavanda ve tabanda oluşan teğetsel gerilmeler gösterilmiştir.



Şekil 1.8. Tünel cidarında tavan taban ve yan duvarlarda teğetsel gerilmeler (Harrison ve Hudson, 1997)

k oranı 1/3 değerinden küçük olan kaya ortamlarında tavan ve taban cidarında teğetsel gerilmeler çekme gerilmeleri şeklinde olur ve bu bölgede kırılmanın olmaması için teğetsel gerilmelerin mutlak değeri kayacın çekme dayanımının mutlak değerinden küçük olması gerekmektedir. Şekil 1.8’de görüldüğü gibi k oranı 1/3 değerinden büyük olduğunda tavan ve taban cidarında ($\theta=90^\circ$, $\theta=270^\circ$) teğetsel gerilmeler basma gerilmeleri şeklinde olur eğer tahkimat basıncı yoksa cidarda radyal gerilmeler sıfır olduğundan dolayı bu durumda da teğetsel gerilmeler kayacın tek eksenli basma dayanımından daha büyük değerlerde oluşmuş ise kırılma yaşanır.



Şekil 1.9. Tünel etrafındaki asal gerilmeler

k oranı arttıkça tavan ve tabanda teğetsel gerilmeler artmaktadır. Tahkimat basıncı olduğu durumda cidarda radyal gerilmeler vardır ve tahkimat basıncına eşittir. Bu durumda tavan ve tabanda kırılma yaşanması için kırılma durumu olması için Mohr-Coloumb yenilme ölçütüne göre teğetsel ve radyal gerilmeler arasındaki ilişki aşağıdaki bağıntıda yazılmıştır: Teğetsel gerilme ve radyal gerilme değerlerinin mutlak değerlerinden büyük olanı major asal gerilme ve diğeri minör asal gerilme olmaktadır. Aşağıdaki Eşitlik 1.17'de teğetsel gerilmelerin major asal gerilme olduğu durumlar için duraysızlık yaşanacağı durum gösterilmiştir:

$$\sigma_{\theta} \geq \sigma_{ci} + k_p \sigma_r \quad (1.17)$$

σ_{θ} : Teğetsel Gerilme (MPa)

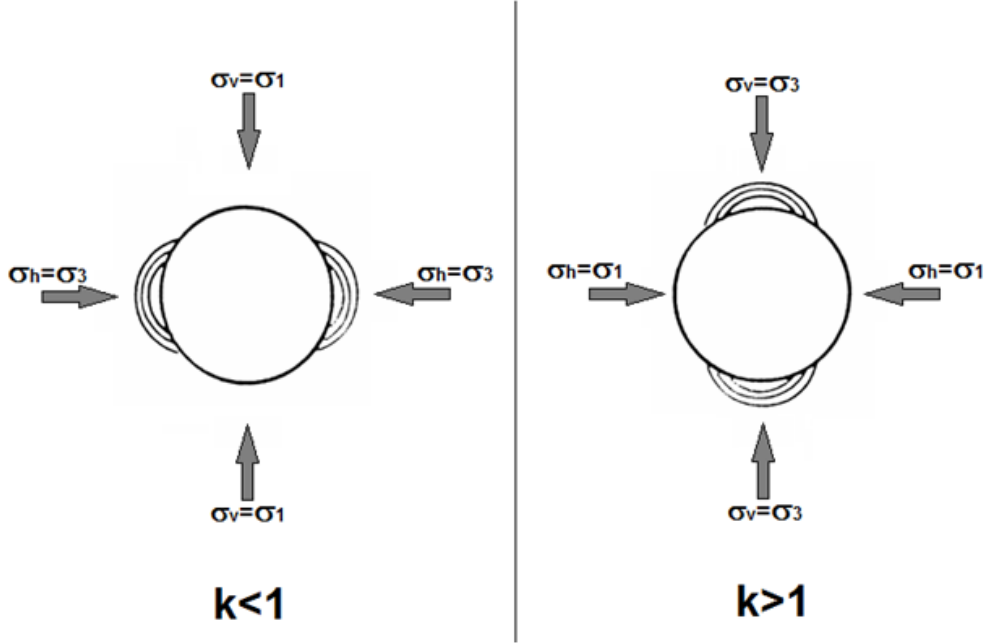
k_p : Pasif k oranı : $\tan^2(45 + \phi/2)$

σ_{ci} : Tek eksenli basma dayanımı (MPa)

σ_r : Radyal Gerilme (MPa)

k oranı 2 gibi çok büyük değerler alınca tavan ve tabanda stres konsantrasyonu oldukça artmaktadır. Örneğin, k oranı 2 iken tavan ve tabanda teğetsel gerilme tahkimat kurulmamış bir tünel cidarı için düşey gerilmelerin 5 katı değerindedir. Düşey gerilmeler ve kayacın dayanım değerlerine bağlı olarak k oranı arttıkça tavan ve tabanda kırılmalar gözlemlenebilir. Şekil 1.4 ve Şekil 1.5'te görüldüğü gibi tavan ve tabanda k oranı artışına bağlı olarak artan stres konsantrasyonları ve plastik zon derinliği artış göstermektedir. Şekil

1.10’da görüldüğü gibi kavlaklanmalar tünelde minör asal gerilmelerin geldiği doğrultuda olur, k oranı 1 den büyük olduğunda yatay gerilmelerin birincil gerilmeler olmasından dolayı kavlaklanma tavan ve taban bölgesinde beklenir, k oranı 1 değerinden küçük zonlarda düşey gerilmeler birincil gerilmelerdir ve kavlaklanma yan duvarlarda beklenir.



Şekil 1.10. Yeraltındaki major asal gerilme doğrultuları ve kavlaklanma

k oranı değişimine bağlı olarak gerilme dağılımlarının nasıl etkilendiğine dair bir örnek olarak tek eksenli basma ve çekme dayanımı sırasıyla 20 MPa ve 3 MPa olan sağlam bir kayacda, düşey gerilmelerin 5,4 MPa değerinde olduğu derinlikte kazılan bir tünelde tahkimat kurulmadığı durumda farklı k oranlarına bağlı olarak tavan-tabandaki ($\theta=90^\circ, \theta=270^\circ$) ve yan duvarlardaki ($\theta=0^\circ, \theta=180^\circ$) teğetsel gerilmeler Tablo 1.1’de verilmiştir:

Tablo 1.1. Örnek tünelin cidarındaki farklı konumlara ait teğetsel gerilmeler

k oranı	σ_{θ} (MPa)	σ_{θ} (MPa)
	Yan duvarlarda	Tavan ve tabanda
0,25	14,85	-1,35
0,5	13,5	2,7
1	10,8	10,8
2	5,4	27

k oranı 0,25 olduğu durumda oluşan çekme gerilmesi kayacın çekme dayanım değeri düşünüldüğünde kırılma için yeterli seviyede değildir, dolayısı ile k oranı 0,25 iken tahkimat kullanılmasa da tavan ve tabanda duraylılık söz konusudur. k oranı 0,5 ve 1 olduğu durumda teğetsel gerilmeler kayacın tek eksenli basma dayanımından küçük olduğu için duraylılık söz konusudur. k oranı 2 olduğunda görülmektedir ki oluşan teğetsel gerilmeler kayacın tek eksenli basma dayanım değerinden daha büyük olduğu için tahkimatsız duraylılık söz konusu değildir. Görüldüğü gibi k oranı artışı tavan ve tabanda duraysızlık problemlerine yol açmaktadır, bu durumun çözümü için tahkimat basıncına ihtiyaç vardır. Kayacın içsel sürtünme açısının (ϕ) 30° olduğu düşünüldüğünde Mohr-Coloumb yenilme kriterine göre tahkimat basıncının olması gereken minimum değeri Eşitlik 1.17'ye göre aşağıda hesaplanmıştır. Tahkimat basıncı yeraltı açıklıkları etrafındaki teğetsel gerilme oluşumunu azaltır ve maksimum teğetsel gerilme tünel cidarında olur. Tünel cidarında, Eşitlik 1.15'de görüldüğü gibi tahkimat basıncının – 1 katı kadar teğetsel gerilme değerinde azalma yaşanır. Ayrıca, cidarda tahkimat basıncına eşit olan radyal gerilmeler minör asal gerilme olarak kayacın teğetsel gerilmelere karşı olan dayanımını artırır.

$$\sigma_{\theta us} - P_i = \sigma_{ci} + k_p P_i$$

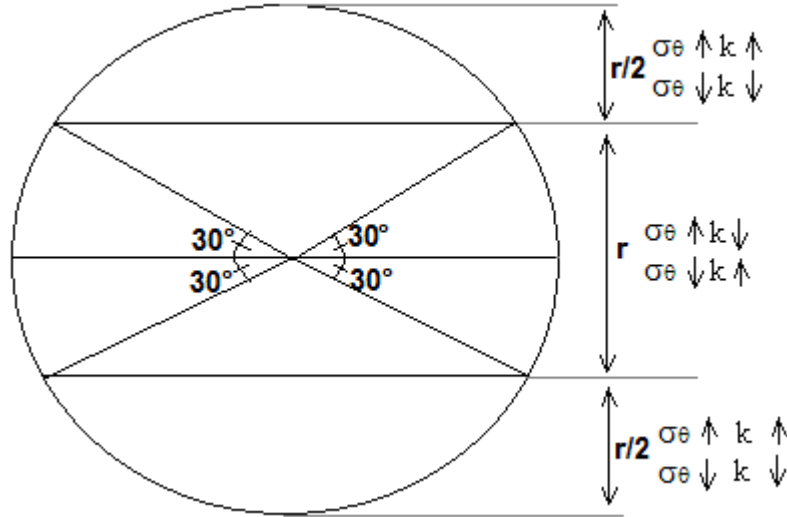
$\sigma_{\theta us}$ = Tahkimatsız teğetsel gerilme

$$k_p = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} = \frac{1 + \sin 30^{\circ}}{1 - \sin 30^{\circ}} = 3$$

$$27 \text{ MPa} = 20 \text{ MPa} + 4P_i$$

$$P_i = 1,75 \text{ MPa}$$

Yan duvarlarda, tavan ve tabanda olanın tersine k oranı yükseldikçe teğetsel gerilmelerin azaldığı görülmektedir. Yukarıdaki tablodaki değerlere göre örneğimizdeki sağlam kayada kazılmış tünelde bahsedilen şartlar altında yan duvarlarda bir kırılma sözkonusu değildir. Yan duvarlarda yaşanacak kırılmalar k oranı artışı ile azalacak ve duraysızlık riski azalacak olsa da k oranı 3 den yüksek ise yan duvarlarda teğetsel gerilmeler çekme gerilmeleri şeklinde oluşur ve kayacın çekme dayanımı değerlerine bağlı olarak duraysızlık yaşanabilir. k oranı 3 ve üzerinde olması çok az görülebilecek bir durum olsa da özellikle ters atımlı fay gibi yanal gerilmelerin çok yüksek olduğu alanların yakınlarında bir kazı yapılıyorsa k oranının 3'ün üzerine çıkabileceği unutulmamalıdır [12]. k oranı $1/3$ ve 3 arasında olduğunda cidarın her bölgesinde oluşan teğetsel gerilmeler basma gerilmeleri şeklinde oluşur. Teğetsel gerilmelerin tünel cidarının farklı konumlarında k oranına bağlı olarak değişimi Şekil 1.11'de gösterilmiştir. Yatayla 30° , 150° , 210° ve 330° açılara sahip konumlarda tünel cidarında oluşan teğetsel gerilme k oranından bağımsız olarak düşey gerilmenin iki katı olacak şekilde değer alır.



Şekil 1.11. Dairesel tünelde teğetsel gerilmelerin k oranına bağlı olarak değişimi

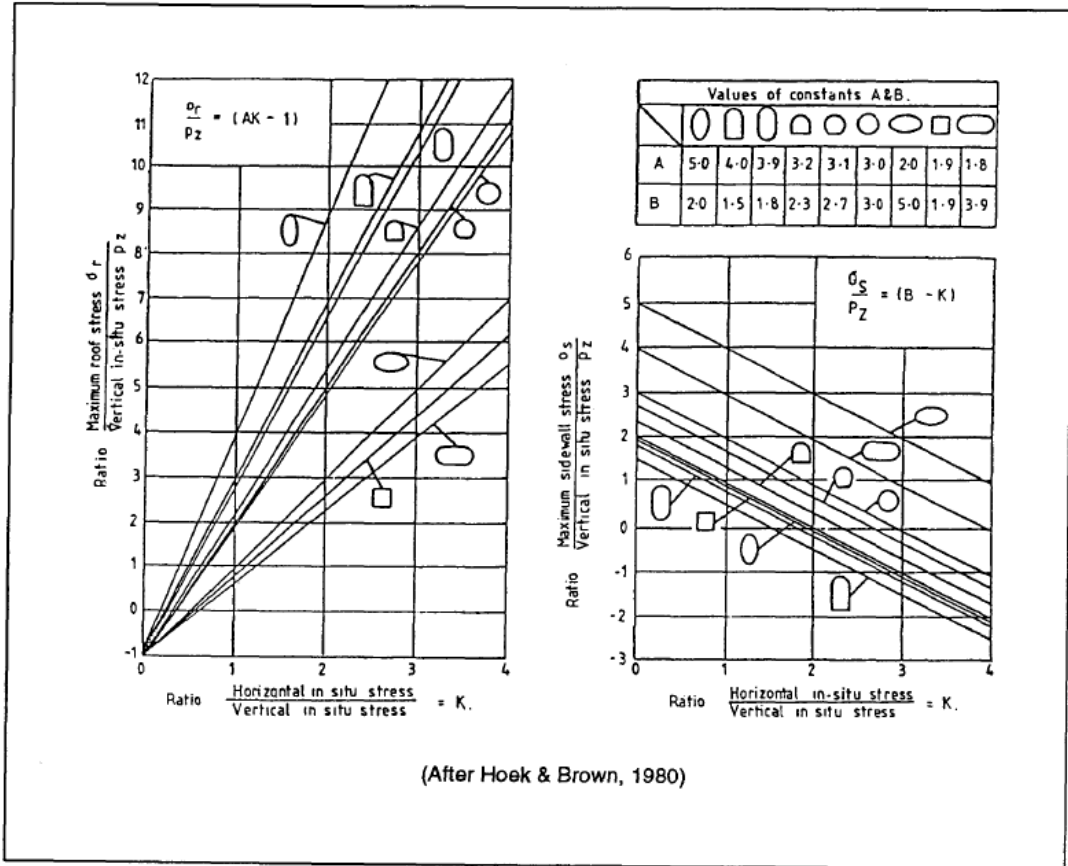
Teğetsel gerilmeler düşey gerilmeye bölüldüğünde stres konsantrasyonu bulunur. Örneğin dairesel tünel tavanında stres konsantrasyonu $3k-1$ değerindedir ($a=r$,

$\theta=90^\circ$) Buradaki 3 sayısı dairesel tünele özgü bir katsayıdır. Kesit şekli değiştiğinde bu katsayı değişmektedir. Eşitlik 1.18'de çeşitli kesitlerdeki yeraltı açıklıklarında k oranına bağlı olarak tavan ve yan duvarlardaki stres konsantrasyonları bağıntıları verilmiştir [2].

$$\begin{aligned}\sigma_\theta/\sigma_v &= Ak-1 \quad (\text{Tavan-Taban}), \\ \sigma_\theta/\sigma_v &= B-k \quad (\text{Yan Duvarlar})\end{aligned}\quad (1.18)$$

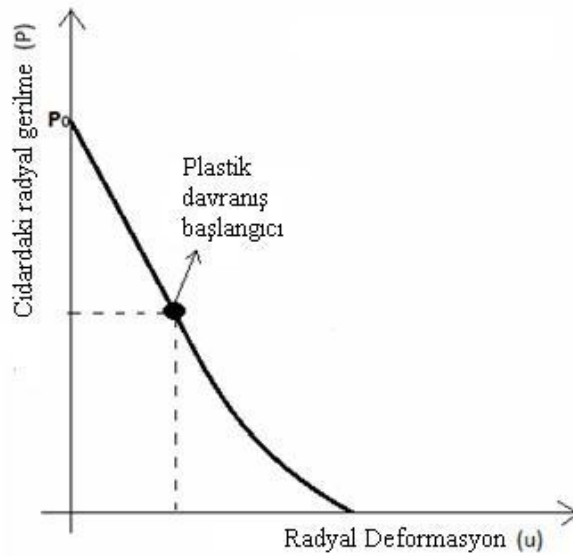
A ve B katsayıları Şekil 1.12'de verilmiştir [2]. Tahkimat basıncının stres konsantrasyonu üzerindeki etkileri Eşitlik 1.19'da verilmiştir:

$$\begin{aligned}(\sigma_\theta/\sigma_v) + (P_i/\sigma_v) &= Ak-1 \quad (\text{Tavan-Taban}), \\ (\sigma_\theta/\sigma_v) + (P_i/\sigma_v) &= B-k \quad (\text{Yan Duvarlar})\end{aligned}\quad (1.19)$$



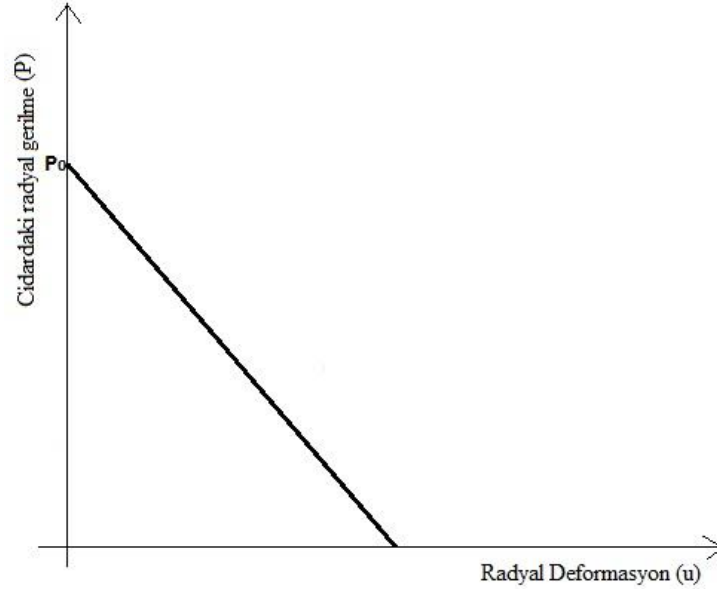
Şekil 1.12. Yer altı açıklığı kesit şekline göre tavan-tabanda ve yan duvarlardaki stres konsantrasyonları ve katsayıları (Evert Hoek'un Rock Engineering kitabından alınmıştır).

Tünel etrafında elastik davranış gösteren sağlam kayalar için tahkimata gerek yoktur çünkü kayaç bu aralıkta kırılmamıştır, bahsedilen yenilme koşulları yaşanmış olursa kırılmalar başlamış demektir. Bu noktadan sonra kayaç plastik malzeme özelliği gösterir ve bu raddeye gelmeyen yeraltı açıklıkları için tahkimata gerek yoktur. Ancak, kırılma olacak bir alanda kayaç elastik davranış gösterdiği aralıkta tahkimat uygulanması gerilme konsantrasyonlarının azalmasına neden olur ve kırılmalar önlenir. Şekil 1.13’de plastik zon oluştuğu halde radyal gerilmelerin deformasyonlar ile sıfıra düştüğü bir zemine ait grafik görülmektedir, bu durumda tahkimata gerek yoktur. Radyal gerilmeler sıfır değerini aldığı zaman tünel içi deformasyonlar (konverjans) son bulur. Tahkimat basıncı var ise radyal gerilmeler ve tahkimat basıncı eşitlendiği takdirde konverjans son bulur. Kısaca tahkimat basıncı olsa da olmasa da cidarda radyal gerilmeye eşit olması durumunda Kirschhoff bağıntıları kullanılır. Dolayısı ile Kirschhoff bağıntıları radyal deformasyonların durduğu yeraltı açıklığından kaynaklı gerilme dağılımları için kullanılabilir. Eğer nihai durumdaki gerilme dağılımları duraylılığı sağlamıyor ise tünel etrafında kırılmış bir zonu oluşumu belirlenebilir. Eğer gerilme dağılımları sonucu göçük yaşandıysa göçükten sonraki gerilme dağılımları ilk durumdaki tünel çapı ile hesaplanmayacak ve göçük sonucu değişen kesitin şekline, boyutlarına bağlı olarak yeni gerilme dağılımları yaşanacaktır. Duraysızlık sonucu oluşan yeni gerilme dağılımları, göçük malzemesinin tahkimat basıncı sağlaması gibi nedenlerden dolayı göçükler durur.



Şekil 1.13. Radyal gerilmelerin sıfıra indiği ve plastik zonun oluştuğu zemin reaksiyonu

Tünel kazısı tamamlandığı andan itibaren, başlangıçtaki radyal gerilmeler azalmaya başlar. Nedeni var olan radyal gerilmelerin deformasyona sebebiyet vermesidir, eğer radyal gerilme miktarı tavan kayacını kıracak kadar deformasyona uğratabilecek seviyede değilse radyal deformasyonlar belli bir noktada son bulur ve o kapanmaların sona erdiği deformasyon anında radyal gerilmeler sıfıra inmiş olarak kabul edilir. Radyal gerilmeler daha çok oluştuysa radyal deformasyon miktarı artar ve kırılmalar başlayabilir. Gerilme değerlerine bağlı olarak kırılmalar artmaya devam ettikçe ölü yükler oluşmaya başlayabilir ve bu kritik noktadan sonra radyal gerilmeler artış göstermeye başlar bu durumda da tahkimat basıncı oluşan gerilmelere cevap veremezse göçük yaşanır. Güvenli bir tahkimat sisteminde radyal gerilmelerin artış göstermeye başlayacağı kritik noktadan önce tahkimat basıncının radyal gerilmelere eşitlenmesi gerekmektedir. Kırılmaların başladığı zamana kadar elastik deformasyonlar devam eder. Daha önce de vurgulandığı üzere kazı etrafında oluşacak olan gerilmelere bağlı olarak kayaçta plastik davranış başlamayabilir. Aşağıdaki Şekil 1.14’de plastik davranışların başlamadığı, tünel etrafındaki kayaçta kırılmaların yaşanmadığı bir zemin reaksiyon eğrisi temsil edilmiştir:



Şekil 1.14. Plastik zon oluşmayan zemin reaksiyonu

Oluşan elastik radyal deformasyonlar ile ilgili Brady ve Brown’un 1993 yılında ortaya koymuş oldukları bağıntı Eşitlik 1.20’de verilmiştir [13].

$$u_r = \frac{\sigma_v r^2 (1+\nu)}{2Ea} \times \left\{ (1+k) - (1-k) \left[4(1-\nu) - \frac{r^2}{a^2} \right] \cos 2\theta \right\} \quad (1.20)$$

Tünel içinde bu deformasyon miktarından daha fazla oluşan bir deformasyon gözleniyorsa teorik olarak plastik zon oluşmaya başlamış demektir. Tünel kazısı sonucu teğetsel deformasyonlar da söz konusudur. Teğetsel gerilmeler püskürtme beton tahkimatı, kaya saplamaları, iksa gibi tahkimatlar üzerinde kesme gerilmelerine neden olmaktadır. Tahkimatın duraylılığı incelenirken radyal gerilmeler dolayısı ile normal gerilmelere maruz kalmasının yanı sıra teğetsel gerilmeler dolayısı ile maruz kaldığı kesme gerilmeleri de dikkate alınmalıdır. Dairesel tüneller için Brady-Brown'un 1993 yılında ortaya koymuş olduğu teğetsel deformasyonu veren bağıntı Eşitlik 1.21'de verilmiştir.

$$u_\theta = \frac{\sigma_v r^2 (1+\nu)}{2Ea} \times \left\{ (1-k) \left[2(1-2\nu) + \frac{r^2}{a^2} \right] \sin 2\theta \right\} \quad (1.21)$$

Eşitlik 1.21'e göre hidrostatik basınç altında ($k=1$) teğetsel deformasyon gözlenmez ve radyal deformasyon bağıntısı da Eşitlik 1.22'de görüldüğü hali almaktadır.

$$u_r = \frac{\sigma_v r^2 (1+\nu)}{Ea} \quad (1.22)$$

Dolayısı ile Tünel cidarında elastik radyal deformasyonu veren bağıntı Eşitlik 1.23'de görüldüğü gibidir ($r=a$)

$$u_r = \frac{\sigma_v r (1+\nu)}{E} \quad (1.23)$$

Tahkimat basıncı varken tünel cidarındaki elastik deformasyon miktarını veren bağıntı Eşitlik 1.24'te verilmiştir [2].

$$u_r = \frac{r(1+\nu)}{E} (\sigma_v - P_i) \quad (1.24)$$

Elastik deformasyon miktarından daha yüksek değerlerde deformasyon yaşanmış ise kayacın plastik özellik göstermeye başladığı anlaşılır. Deformasyon miktarının tamamlanacağı noktayı tespit etmek, yeraltı açıklıklarının yeni kazılar neticesinde deformasyona uğramaması için tünel aynasına olan uzaklık önemlidir. Tünel aynasından belli bir mesafeden daha geride kalan alanda yeni kazı sonucu gerilme artışı yaşanmaz. Belirli bir uzaklıktan sonra yeni oluşturulan yeraltı açıklıkları gerisinde kalan alanda deformasyonlara neden olmaz. Bu mesafeyi belirleyen en önemli faktörlerden biri ise zemin malzemesinin düşey gerilmeleri yanal olarak iletme karakteridir. Dolayısı ile bu konu için de k oranı önemli bir parametre olarak karşımıza çıkmaktadır. Tünel cidarındaki kapanmaların durması tünel cidarında radyal gerilmelerin sıfıra eşitlendiği veya radyal gerilmeler ile tahkimat basıncının eşitlendiği anlamına gelir. Eşitlik 1.25’de verildiği gibi radyal gerilmeler sıfıra eşit olduğunda veya radyal gerilmeler ve tahkimat basıncı toplamları sıfır, λ değeri 1 olur. λ değerinin 1 olması tünelde kapanmaların durduğu anlamına gelmektedir [14].

$$\lambda = 1 - \frac{\sigma_r - P_i}{P_0} = 1 - \frac{P}{P_0} \quad (1.25)$$

P_0 jeostatik izotropik zemin gerilmesidir. P tünelin net içsel basıncıdır ve radyal gerilme ile tahkimat basıncı eşitlendiğinde sıfırdır. Yukarıda görüldüğü gibi tahkimat basıncı ve tahkimata gelen (tünel cidarındaki) radyal gerilmeler eşit olduğunda farkları sıfır olduğundan, λ 1 değerini almakta olup kapanmaların durduğu anlaşılmaktadır. λ değeri 0 ile 1 arasında ise kapanmalar devam ediyor demektir ve henüz kazı yapılmamış alanda λ değeri sıfır değerindedir. Eşitlik 1.26 ile kapanmaların devam ettiği süreçteki λ değeri hesaplanabilir. [14].

$$\lambda = 1 - \frac{2}{(k-1)N_s} \left[\left(\frac{u_r}{u_{r\infty}} \right)^{-\left(\frac{k-1}{k+1}\right)} - 1 \right] \quad (1.26)$$

u_r : incelenen radyal deformasyon

$u_{r\infty}$: kapanmaların son bulduğu radyal deformasyon

$$N_s = \frac{2P_0}{\sigma_{cm}} \quad (1.27)$$

σ_{cm} : Kayacın tek eksenli sıkışma dayanımı

$$\frac{u_r}{u_{r\infty}} = \left(1 + \exp \left[2, 2M_s^{0,37} \left(\frac{x}{D} \right) \right] \right)^{-1/2} \quad (1.28)$$

x =Tünel içindeki incelenen noktanın tünel aynasına yatay mesafesi (m)

D =Tünel çapı (m)

$$M_s = \frac{E}{1000\gamma H^{0,90} D^{0,10}} \quad (1.29)$$

H =Tünel aks derinliği (m)

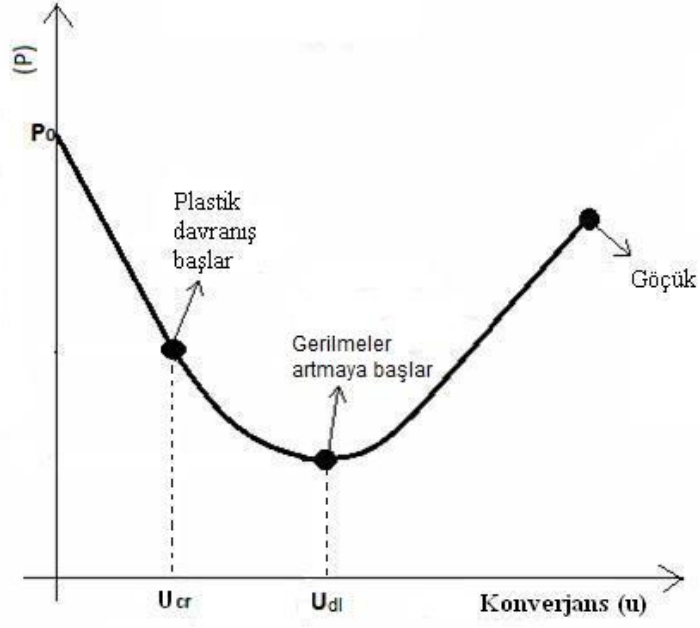
E =Kayacın elastisite Modülü (GPa)

Tünel aynasının ilerleme hızına göre geride kalan ne kadarlık bir mesafede oturmaların devam edeceğini, tünel kazısının etkilediği mesafeyi, aynanın belirli bir miktar gerisindeki bir noktada ne kadar oturma olacağını k oranı doğrudan etkilemektedir. Tünel aynasındaki kazının ne kadar uzaklıktaki bir alanda gerilme dağılımlarını etkilediği konusundaki bu hesaplamalar elastik davranış sergileyen, sağlam kayalarda açılan tüneller için önerilmiştir.

Tünel kazı alanı etrafında oluşan gerilmeler yüksek miktarda ise kayaç elastik deformasyon sınırını aşarak kırılmalar yaşanabilir bu durumda tüneli çevreleyen kayaç plastik malzeme özelliği göstermeye başlar. Şekil 1.15'te görüldüğü gibi plastik deformasyonlar belirli bir miktar devam ettikten sonra ölü yüklerin oluşmaya başlaması sonucu cidardaki gerilme miktarı artış göstermeye başlar ve bu noktadan sonra gerilmelerin artış göstermesiyle tahkimatsız bir tünelde göçük yaşanır. Gerilmelerin artış göstermeye başladığı andan sonra tahkimat kurmak, zemindeki gerilmelerin çok hızlı artması ve tahkimat malzemesinin katılık değerlerinin yetersiz olmasından dolayı hızlı tepki verilemeyerek çoğu zaman işe yaramayacaktır. Tahkimat, gerilme artışlarının başladığı zamana gelinmeden kurulmalı, yine bu ana gelinmeden sağladığı tahkimat basıncı radyal gerilmelere eşitlenmeli ve ölü yükler oluşmadan plastik zonda yeni kırılma oluşumları engellenerek, kapanmalar durdurulmalıdır. Elastik deformasyonlar devam ettikçe kayaç

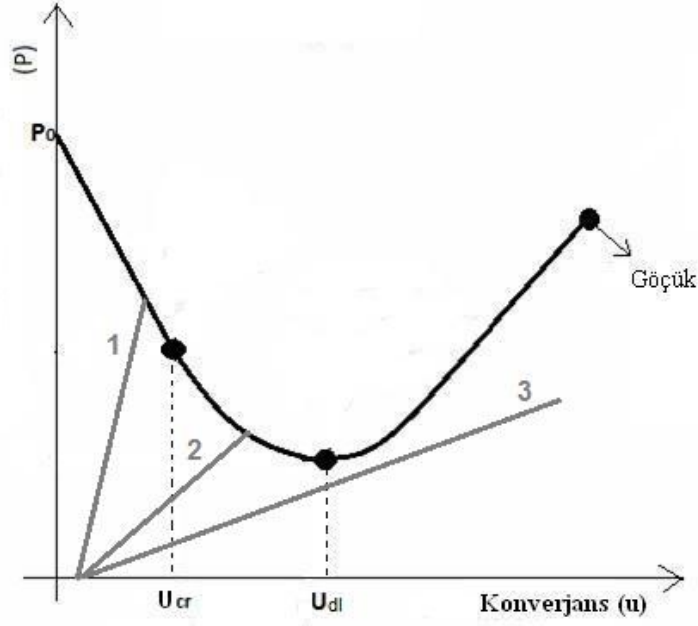
plastik malzeme özelliği göstermeye başlayabilir. Kayacın kırılmaması için plastik davranışa geçme konverjansına (u_{cr}) gelindiğinde tahkimat basıncının eşitlenmesi gereken kritik zemin gerilme değerinin sağlanması gerekir. Kırılmaya başlayan kayada belirli bir noktaya kadar gerilmeler düşer ve sonra zemin gerilmeleri artmaya başlamaktadır. Plastik davranışın başladığı andan önce kritik tahkimat basıncı sağlandığı takdirde kayaçta yenilme ve dolayısı ile duraysızlık olmaz. Ancak, sağlanmamış ise kırılmaların devam ettiği gerilmelerin düştüğü aralıkta da tahkimat basıncı zemin radyal gerilmesine eşitlenirse göçük yaşanmaz dolayısı ile kritik tahkimat basıncı göçük olmaması için gerekli minimum tahkimat basıncı değil kırılma olmaması için gerekli minimum tahkimat basıncıdır. Tünelde göçük yaşanmaması için müsaade edilebilir maksimum radyal kapanma yani konverjans (u_{al}) yaşanmadan tahkimat basıncının zemin basıncına eşitlenmesi gerekmektedir. Hidrostatik basınç şartları için kritik tahkimat basıncı Eşitlik 1.30'da verilmiştir [2]. Eğer çıkan sonuç negatif ise tahkimat basıncına gerek kalmadan radyal gerilmeler cidarda sıfıra iner. Ancak, kırılmanın yaşanmamasını belirleyen bir diğer unsur da daha önceden belirtildiği gibi teğetsel gerilmelerdir. Kritik tahkimat basınç miktarı negatif veya sıfır çıkarsa radyal gerilmeler tahkimatsız bir tünelde sıfıra, tahkimat var ise tahkimat basıncına eşittir. Bu durumda teğetsel ve radyal gerilmeler neticesinde yenilme durumu Kirsch bağıntılarıyla incelenebilir.

$$P_{cr} = \frac{2P_o - \sigma_{cm}}{1 + \left\{ \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \right\}} = \frac{2P_o - \sigma_{cm}}{1 + k_p} \quad (1.30)$$



Şekil 1.15. Zemin reaksiyon eğrisi

Tahkimat sisteminin artan konverjansa bağlı olarak sağlamış olduğu tahkimat basıncı tahkimatın katılığına (MPa/mm) bağlıdır [15]. Şekil 1.16'da 3 farklı katılığa sahip tahkimat reaksiyonu görülmektedir. 1 numaralı olan tahkimat nispeten daha az deformasyona uğrayarak yüksek tahkimat basıncı sağlamakta ve tüneli çevreleyen kayada kırılma olmadan konverjansı durdurmaktadır. 2 numaralı tahkimat sistemi kullanıldığı zaman tünel etrafında plastik zon oluşmaktadır ancak göçük yaşanmamaktadır. 3 numaralı tahkimat ise çok düşük katılığa sahiptir ve göçük oluşturacak deformasyon miktarına gelene kadar zemin basıncına eşit değerinde bir tahkimat basıncı sağlayamamaktadır. Dolayısıyla 3 numaralı tahkimat incelenen zemin reaksiyonu için kullanılamaz.



Şekil 1.16. Tahkimat reaksiyonları

Kritik tahkimat basıncı sağlanamayarak malzeme kırılmaya başladıktan sonra plastik zon oluşmaya başlar ve tünel etrafındaki kayaç plastik malzeme özelliğine sahip olmaya başlar. Şekil 1.15'de gösterilen zemin reaksiyon eğrisinde belirtilen plastik davranış başlangıcı noktasındaki konverjansı aşmış olan tünelde plastik zon oluşur. Hidrostatik basınç şartları altında plastik zon sınırının tünel merkezine göre yarıçapını veren bağıntı Eşitlik 1.31'de verilmiştir [2]. Hidrostatik basınç şartlarına sahip olan zeminde plastik zon yarıçapının dairesel tünel etrafında sabit olduğu, incelenen noktayı merkeze bağlayan doğrunun açısı (θ) değişimine bağlı olmadığı ve dairesel bir tünel için dairesel bir plastik zon sınırı olduğu kabul edilmektedir.

$$r_p = a \left[\frac{2P_o(k_p - 1) + \sigma_{cm}}{(1 + k_p)(k_p - 1)P_i + \sigma_{cm}} \right]^{\frac{1}{k_p - 1}} \quad (1.31)$$

P_0 yeraltı açıklığı oluşturmadan önceki birincil gerilmedir yani tünel kazılacak alandaki bakir gerilmedir. k_p pasif yanal itki katsayısıdır, bir diğer ifadeyle pasif k oranıdır. Malzemenin pasif formda duraysızlık yaşadığı durumdaki yanal gerilmelerin düşey gerilmelere oranıdır. Pasif formda duraysızlık yaşanması durumunda yanal gerilmelerin

majör, düşey gerilmelerin minör asal gerilmeler olması dolayısı ile pasif k oranı içsel sürtünme açısı sıfır olmadığı takdirde 1 değerinden büyüktür [16]. Pasif k oranının içsel sürtünme açısına bağlı olarak ifade edilişi Eşitlik 1.30'da görülmektedir.

Yeraltı açıklığı etrafındaki kayaç plastik davranış gösterdiği zaman tünel içi kapanmaları (radyal deformasyonu) veren Hoek'un önerdiği bağıntı Eşitlik 1.32'de verilmiştir. Bu yaklaşım konverjansın plastik davranışa başladıktan sonra tamamlandığı durumlar için önerilmiştir. Bu duruma ait zemin reaksiyonu Şekil 1.13'te gösterilmektedir [2].

$$u_{ip} = \frac{r_o(1+\nu)}{E} \left[2(1-\nu)(P_o - P_{cr}) \left(\frac{r_p}{r_o} \right)^2 - (1-2\nu)(P_o - P_i) \right] \quad (1.32)$$

Hoek'un ortaya koymuş olduğu, k oranı 1 olan zeminler için plastik zonun yarı çapının tünel yarıçapına ($r_o = a$) oranı Eşitlik 1.33'e göre hesaplanabilir [2]

$$\frac{r_p}{r_o} = 1.25 \left(\frac{\sigma_{cm}}{P_o} \right)^{-0.57} \quad (1.33)$$

Kirsch'in eşitliklerinde de görüldüğü gibi k oranı 1 olduğunda gerilme dağılımları konum açısından (θ) bağımsız olur. Teğetsel ve radyal gerilmeler tavan taban derinliklerinde ve yan duvar derinliklerinde aynı miktarda oluşmaktadır. Dolayısı ile yenilme ölçütüne göre tavan taban ve yan duvarlarda k oranı 1 olan zeminlerde aynı derinlikte kırılmalar başlar ve plastik zon sınırı yatayda ve dikeyde eşittir. Yine Hoek'a göre k oranı 1 olduğunda ve tahkimat basıncı olduğu durumda plastik zon çapının tünel çapına olan oranı Eşitlik 1.34'te verilmiştir. Tahkimat basıncı varken hidrostatik basınç şartları altında cidarda yaşanacak olan konverjansı veren bir bağıntı da Eşitlik 1.35'te verilmiştir.

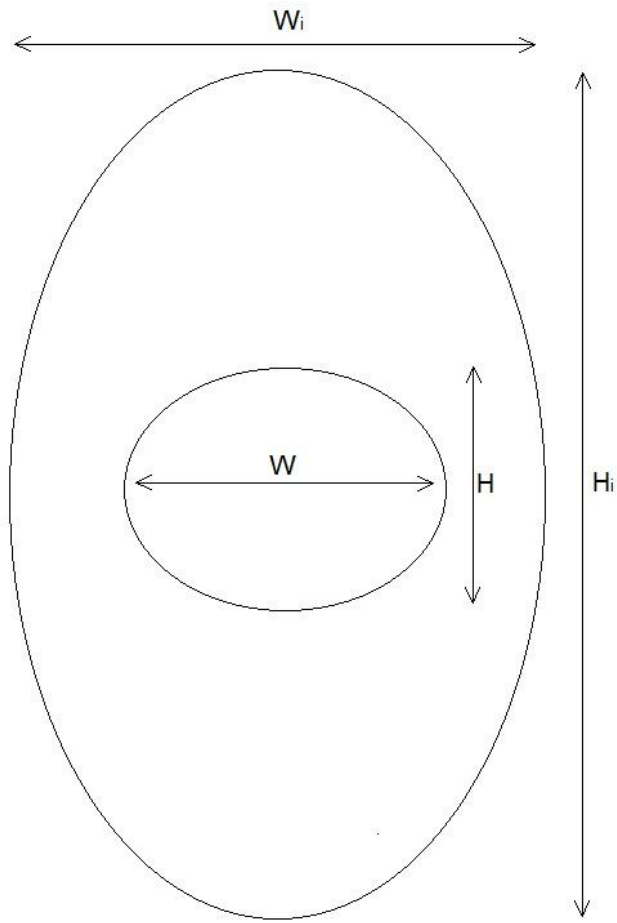
$$\frac{r_p}{r_o} = \left(1,25 - 0,625 \frac{P_i}{P_o} \right) \frac{\sigma_{cm} \left(\frac{P_i}{P_o} \right)^{-0.57}}{P_o} \quad (1.34)$$

$$\frac{u_i}{r_o} = \left(0,002 - 0,0025 \frac{P_i}{P_o} \right) \frac{\sigma_{cm} \left(2,4 \frac{P_i}{P_o} - 2 \right)}{P_o} \quad (1.35)$$

Hoek, hidrostatik basınç şartları için belirtmiş olduğu bu eşitliklerde tahkimat katılığını dikkate almamaktadır. Hidrostatik basınç şartları dışında herhangi bir k oranına sahip olan zeminde plastik zon derinliği Kirshoff'un eşitliğine göre tavan ve tabanda ya da farklı konumlarda değişiklik gösterir. Brown ve Bray tarafından belirtilen üzere tünel etrafında gerilmeler hidrostatik basınç şartları dışındayken nüfuz alanları açığa bağlı olarak tünel etrafında farklılıklar gösterir ve bu durumda kayaç konuma bağlı olarak farklı derinliklerde yenilme gösterecektir [7]. Dolayısıyla k oranı 1 değerinden farklı olduğunda tünelin etrafında oluşacak olan plastik zonun kalınlığı her konumda aynı olmayacaktır. Brown ve Bray'in belirttiği yuvarlatılmış kesitli tüneller için yan duvarlar ve tavan-taban derinliklerinde teğetsel gerilme oluşumlarının, nüfuz alanları ile ilgili eşitliklerinden yola çıkılarak uyarlanmış olan, tünel etrafındaki gerilmelerin nüfuz alanlarına bağlı olarak plastik alan sınırının kestirimi ile ilgili bağıntılar ve bu bağıntıların türetilişi sıradaki kısımda anlatılmıştır.

Nüfuz oranı yeraltı açıklığının oluşturulması sonucu indüklenmiş gerilmenin (induced stress) doğal gerilmeye olan farkının doğal gerilmeye olan oranıdır. Örneğin, doğal (bakir) düşey gerilmenin (P_0) iki katı teğetsel gerilme oluşmuşsa oluşan bu gerilmenin nüfuz oranı %100'dür (Nüfuz oranı (i_r) = $\{[\text{İndüklenen gerilme} - \text{Doğal Gerilme}]/\text{Doğal Gerilme}\} * 100$).

Bray ve Brown'ın önerdiği, nüfuz oranına bağlı olarak gerçekleşen gerilme değişim sınırını veren bağıntılar Eşitlik 1.36 da ve Eşitlik 1.37'de verilmiştir [17]. Bu eşitliklerdeki geometrik parametreler Şekil 1.17'de gösterilmiştir.



Şekil 1.17. Nüfuz oranına bağlı gerilme yaşanan alan (eliptik yaklaşım)

$$W_i = H \sqrt{A_p \alpha [q(q+2) - k(3+2q)]}$$

$$W_i = H \sqrt{\alpha [A_p(k+q^2) + kq^2]} \quad (1.36)$$

$$H_i = H \sqrt{A_p \alpha [k(1+2q) - q(3q+2)]}$$

$$H_i = H \sqrt{\alpha [A_p(k+q^2) + 1]} \quad (1.37)$$

$$q = W/H \quad (1.38)$$

$$A_p = 100/(2i_r) \quad (1.39)$$

Eşitlik 1.36 ve 1.37 de verilen bağıntılarda görüldüğü üzere ikişer eşitlik bulunmakta olup, bu eşitliklerden büyük değer vereni esas alınmalıdır [17]. α değeri, k oranı 1 den küçük olan alanlar için 1 değerindedir, k oranı 1 den büyük olan alanlar için $1/k$ değerindedir.

Kaya malzemesinin duraylılık sınırında majör asal gerilme olan teğetsel gerilmeler ile minör asal gerilme olan radyal gerilmeler arasındaki ilişki Mohr- Coloumb yenilme ölçütüne göre Eşitlik 1.40'da gösterildiği gibidir. Bu durumda duraysızlık yaşanacak minimum teğetsel gerilmenin nüfuz oranı (i_{rc}) Eşitlik 1.41'de gösterildiği gibi hesaplanır.

$$\sigma_{\theta} = \sigma_c + k_p \sigma_r \quad (1.40)$$

$$i_{rc} = \frac{(\sigma_c + k_p \sigma_r) - \sigma_v}{\sigma_v} 100 \quad (1.41)$$

1.5. Beton Katkısı olarak Polimer Fiberin Kullanımı

Bu kısımda tahkimat malzemesinin katılık kavramı ve polimer fiber katkının püskürtme beton üzerine olan etkileri, kullanımının tercih edileceği alanlar deneysel çalışmalar ile irdelenmiştir. Bu kısımda ise kısaca püskürtme beton açısından fiber katkının etkileri ve tahkimat katılığı üzerine kısaca genel bilgiler verilmektedir. Deneysel çalışmalar ile malzemenin yanıl gerilme iletim özelliğini belirleyen poisson oranı ve katılığı belirleyen diğer faktörler ile polimer fiber katkının beton tahkimatı üzerindeki dayanım, katılık gibi özellikleri üzerindeki etkileri yapılan çalışmalar kısmının 2.3. başlığı altında incelenmiştir.

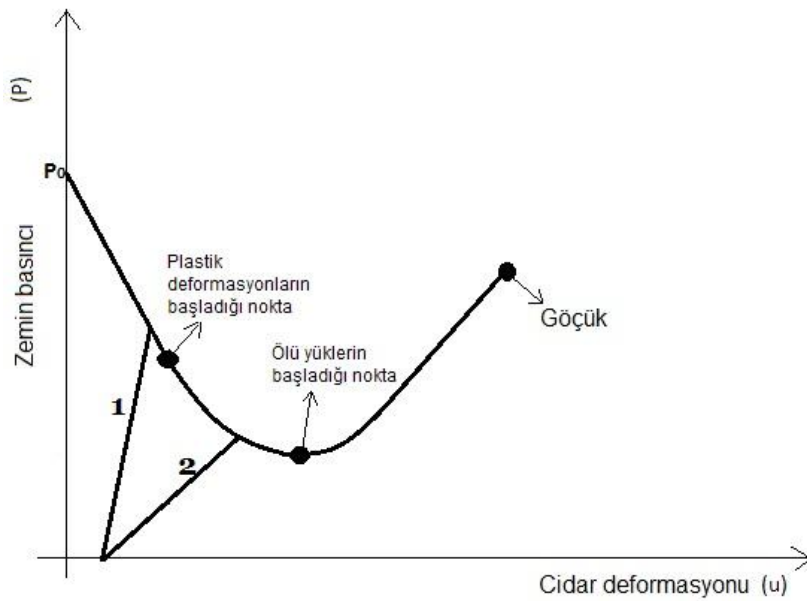
Püskürtme beton malzemesi içerisine fiber katkı uygulaması 1970li yılların başında çelik kullanarak gerçekleştirilmiştir. Çelik fiberin betonun çatlak direncini, süneklik ve darbe direncini büyük ölçüde artırdığı görülmüştür [22]. Uzunluk çap oranı, fiber malzemesinin çekme dayanımı ve geometrik biçim çelik fiberlerin sınıflamasında kullanılan temel özelliklerdendir. Çelik fiberin, püskürtme beton için basma, eğilme ve çekme dayanım değerlerinde ciddi artışlar sağladığı, uygulamada geri sekme problemini ve dolayısı ile malzeme kaybını azalttığı görülmüştür. Geri sekme probleminin neden olduğu sorun malzeme kaybının yanı sıra çalışma alanında malzeme birikmesine yol açarak çalışma koşullarını zorlaştırmasıdır. Çelik fiber, betonun gevrekliğini azalttığı ve darbe

dayanımını artırdığı için dinamik yüklemelere karşı da betonun direncini artırmaktadır. Dolayısı ile püskürtme beton uygulamasında avantajlar sağlayan çelik fiber katkı son 40 senedir pek çok uygulama alanında kullanılmaktadır. Özellikle patlatmalı kazı yapılan çalışma alanlarında betonun dinamik yüklere maruz kalması veya yüksek deformasyona karşı betonun direnç gösterememesi sonucu beton kırılmalarını önlemesinin yanı sıra kırılan betonun da askıda kalmasını sağlayabildiği görülmüştür. Bir beton sökme işleminde yaşanan tecrübelerde görüldüğü üzere fibersiz betonu kırıcı zorlanmadan kırıp düşürebilirken çelik fiberli beton kırıcı darbelerine karşı çok daha dayanıklı olup, tıpkı bir elbise gibi adeta yırtılarak sökülmektedir. Çelik fiberin uzun süreli dayanım açısından paslanmaz olması çok önemlidir. Paslanmaz çelik fiyat itibarı ile pahalı olsa da paslanmış bir çeliğin beton dayanım değerlerinde ciddi bir katkısının olmayacağı unutulmamalıdır. Şekil 1.18’de paslanmış, elle koparılabilen çelik fiberler görülmektedir. Çelik malzemesi aynı zamanda nozulların kısa sürede yıpranmasına sebebiyet vermektedir.



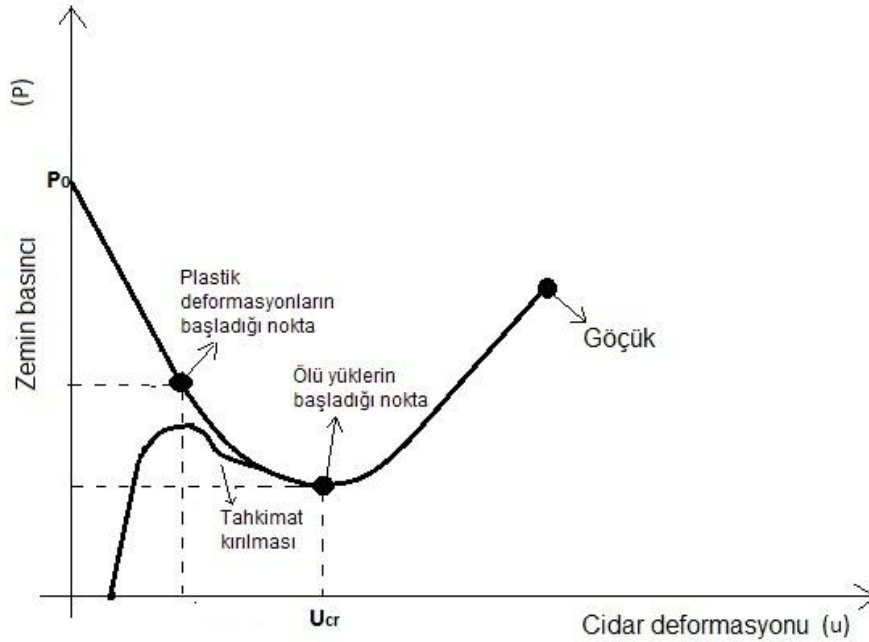
Şekil 1.18. El ile koparılabilen paslanmış çelik fiberler

2000'li yılların başında ise püskürtme beton malzemesi içerisine fiber katkı malzemesi olarak plastikler kullanılmaya başlanmıştır. Ülkemizde de plastik fiber katkı püskürtme beton uygulama alanları mevcuttur. Bunlardan birisi, bu çalışmada kullandığımız polipropilen cinsi aynı polimer fiberi kullanan Gümüşhane ilindeki Mastra altın madenidir. Çalışmamızda incelenen ve katalog rakamlarında 300 MPa çekme dayanımına sahip olan bu malzeme su ile tepkimeye girmemektedir. Bu anlamda su teması halinde dayanım değerlerinde çelik fiberde olduğu gibi düşüş yaşanmamaktadır. Malzeme biliminin gelişmesi sonucu ortaya çıkan, çeliğe göre çok daha hafif bir malzeme ($0,91 \text{ ton/m}^3$) olan polipropilen fiberin son 10 yıldır kullanımı yaygınlaşmaktadır. Beton içerisinde lifli bir yapı oluşturarak oluşabilecek olan bir kırılma yüzeyinin köprüleme yaparak ilerlemesini engelleyen fiber katkıları aynı zamanda betonun daha çok deformasyona müsaade etmesini sağlamaktadır [23]. Betonun çoğu uygulama alanı için çok katı bir tahkimat olmasından dolayı gereksiz yük taşıdığı söylenebilir. Şekil 1,19'da pilot olarak oluşturulmuş olan bir yeraltı açıklığına ait zemin tepkimesi eğrisi ve farklı iki tahkimat için çizilmiş tahkimat reaksiyon eğrileri görülmektedir. 1 numaralı tahkimat katı bir tahkimat olduğu için yani MPa/mm cinsinden yüksek değerlere sahip olduğu için erken tahkimat basıncı sağlayarak daha çok yük taşımış olup, iki numaralı tahkimat malzemesi aynı gerilme altında daha çok deformasyona müsaade ederek daha az tahkimat basıncı ile stabilizasyonu sağlayabilmiştir.



Şekil 1.19. Zemin-tahkimat etkileşim eğrileri

Burada 1 numaralı tahkimat geleneksel betonu temsil etmekte olup, 2 numaralı tahkimat ise polimer fiberli betonu temsil etmektedir. Bu grafikteki tahkimat reaksiyon eğimini veren değer tahkimat katılığına bağlıdır. Tahkimat reaksiyon eğrisine yönelik bağıntı ve hesaplamalar ilerleyen kısımlarda verilmiştir. Bazı zeminlerde plastik deformasyon başlamamakta olup radyal gerilmeler elastik sınır içerisinde sifıra inip deformasyonlar durmaktadır. Bazen de çatlamlar başlayıp plastik deformasyonlar gerçekleştikten sonra cidardaki radyal gerilmeler sifıra inebilir ve deformasyonlar durur bu durumda tahkimata gerek yoktur. Betonun müsaade edemeyeceği miktarda deformasyonların yaşandığı dolayısı ile betonun kırıldığı ve duraylılığın korunduğu durumlarda betonun gereksiz yük taşıdığı söylenilebilir ve bunun nedeni de Şekil 1.20’de görüldüğü gibi betonun gereğinden fazla katı tahkimat özelliği göstermiş olduğu yönünde açıklanabilir. Eğer ölü yükler başlıyor olsa ve bu ölü yüklerin yaşandığı deformasyon miktarında kırılan betonun kalıcı dayanım değeri bu ölü yükleri karşılayabilecek durumda olmazsa göçük yaşanır. Şekil 1.20’de görüldüğü gibi beton tahkimat dayanım değerine gereğinden erken deformasyon miktarında ulaştığı için kırılma yaşamıştır. Şekil 1.21’de kırılmış beton tahkimatın olduğu ve stabilizasyonun sağlandığı yüksek katılıktan dolayı gereksiz tahkimat basınçlarının sağlandığı bir galeri görülmektedir.



Şekil 1.20. Zemin-kırılan tahkimat reaksiyonları



Şekil 1.21. Kırılmış beton tahkimat

Yapılan deneysel çalışmalar sonucunda plastik fiber katkının betonun eğilme ve çekme dayanımı değerlerinde ciddi artışlar sağladığı görülmüştür. Yeraltı açıklığının kesit şekline bağlı olarak beton tahkimata gelecek olan gerilme çeşidi değişiklik gösterir. Örneğin, tam dairesel kesitte cidardan gelen gerilmeler neticesinde beton tahkimat her konumda basma gerilmelerine maruz kalmaktadır. Arazinin yanal gerilme düşey gerilme oranının tüm değerleri için, tahkimat basıncı var ise cidarda radyal gerilme değerleri pozitifdir. Bu durumda beton tahkimatın dayanım değerleri daha yüksek olmaktadır. Dikdörtgen şeklindeki yeraltı açıklığı örneğinde olduğu gibi püskürtme beton tahkimatı eğilme gerilmelerine maruz kalmaktadır. Beton malzemesinin eğilme ve çekme dayanım değerleri basma dayanımı değerlerine göre oldukça düşük olduğu için daha erken kırılma gözlemlenir. Beton malzemenin tipik olarak eğilme dayanımı sıkışma dayanımı oranı 0,08-0,15 aralığındadır [24]. Yapılan deneysel çalışmalarda polimer fiber kullanımının bu oranı artırdığı görülmüştür. Özellikle kısa süreli dayanım değerlerinde bu oran 0,3 değerinin üzerine çıkabilmektedir.

1.6. Dik Kazılmış Toprak Örtü Tabakalarının Duraylılığı

Bu kısımda, toprak içerisinde yanal gerilme iletimi özellikleri ve buna bağlı olarak tahkimat tasarımı konusunda temel kazısı yapılan dik toprak örtü tabakalarının duraylılığı incelenmiştir. İki adet temel çukuru çalışma alanı olarak belirlenmiştir. Bu alanlardan biri, iki tarafından otoyol geçen, diğer iki tarafında apartman bulunan ve bu apartmanlardan birinin temel hizasından dik bir şekilde kazılmış olan tahkimatsız bir temel çukurudur. Otoyoldan, trafikten ve bina temellerinden aktarılan gerilmelerin duraylılığı nasıl etkilediği incelenmiştir. Binanın altındaki zeminin mekanik parametrelerinin konsolidasyon sonucu ne derecede iyileşmiş olduğu irdelenmiştir. İncelenen diğer bir alan ise KTÜ Hukuk Fakültesi binası inşaatı için gerçekleştirilmiş bir temel kazı alanıdır. Örtü tabaka kalınlığı yer yer değişiklikler gösteren bu dik kazılmış toprak tabakasının çevresel etkilere karşı hassas olduğu belirtilmiş ve duraylılığını koruyabileceği durumlar ortaya konmuştur. Ülkemizde yaşanan, şehirselleşen bölgelerdeki temel kazıları sonucu gerekli önlem ve tedbirlerin alınmamasından kaynaklı meydana gelen çeşitli kazalara değinilmiştir.

Genel olarak zeminin kayması belli bir kayma düzlemi üzerine etkileyen normal ve kayma gerilmelerinin ortaklaşa etkisi sonucu gözlemlenmektedir. Zemin kaymasının meydana gelmesi için, olası bir kayma düzlemine etkileyen normal gerilme altında kayma direncinin aşılması gerekmektedir. Zeminin kayma mukavemeti ise duraysızlığa meydan vermeden karşı koyabileceği en büyük kayma gerilmesi olarak tanımlanabilir [28]. Yüzey yüklemeleri ve/veya zeminin kendi ağırlığı dolayısıyla ile basma gerilmelerinin etkimesi sonucu zemin içerisinde kesme gerilmeleri oluşur ve kayma mukavemetinin aşıldığı bir açığa sahip düzlem üzerinde kaymanın başlaması sonucu duraysızlık yaşanır. Duraysızlığa karşı koyan kuvvetleri yani kayma mukavemetini belirleyen zeminin mekanik parametreleridir (kohezyon ve içsel sürtünme açısı). Kohezyon herhangi bir normal gerilmenin etkilediği durumda zeminin kayma direnci olarak nitelendirilebilir. Zeminin fiziksel özelliği bu parametreyi etkiler. Kohezyon, zeminin kayma direncini belirlediği gibi kayma tipini de belirleyen bir faktördür. Toprağın fiziksel özelliklerine ve dolayısıyla ile kohezyona bağlı olarak düzlemsel veya dairesel kayma gözlemlenir. Genellikle kil, silt tane boyutlarındaki, kohezyonlu zeminlerde dairesel kayma gözlemlenirken kohezyonu çok düşük veya kohezyonsuz olarak kabul edilebilecek olan kum ve daha iri tanelerin ağırlıklı olduğu zeminlerde düzlemsel kayma gerçekleşir [29]. Silt ve killerde tane yapısı ve taneleri çevreleyen elektriksel negatif yüke su moleküllerinin tutunması ve taneler arasında bir ara

yüzey oluşturarak taneleri birbirine yapıştırması sebebiyle ortaya çıkan ilave bir kayma direnci parametresi vardır [30]. Plastisiteye bağlı olarak silt ve killerde belirli bir su muhtevasına kadar su içeriğinin artışı kohezyon değerinde artışa neden olsa da belirli bir orandan sonra su muhtevasındaki artış kohezyon değerlerini azaltmaktadır [31]. Silt ve kil gibi kohezyonlu zeminlerde belirli bir seviyede kayma mukavemeti kohezyon sebebiyle bulunmaktadır [2].

İçsel sürtünme açısı arttıkça toprağın kayma gerilmelerine karşı dayanıklılık yeteneği artar. İçsel sürtünme açısı toprağı oluşturan tanelerin aralarındaki kenetlenme sonucu oluşur. Malzeme ne kadar sıkı ise o kadar iyi kenetlenmiş olur ve içsel sürtünme açısı yükselir. Malzeme gevşer ise taneler arasındaki kenetlenme azalır ve içsel sürtünme açısı düşer. Toprağın stabilite analizini yapmak için kullanılan Mohr-Coloumb yenilme zarfınının iki temel parametresi vardır. Bunlar kohezyon ve içsel sürtünme açısıdır. Bu iki parametre bilindiği takdirde malzemenin duraylılık zarfı oluşturulabilir. İçsel sürtünme açısı artışı, normal gerilme değeri karşısında malzemenin ne kadar kayma dayanımı artışı yaşayacağını ortaya koyar. İyi kenetlenmiş nispeten boşluk oranı az zeminlerde normal gerilme artışı kayma dayanımı açısından daha büyük direnç sağlayacaktır [32].

Malzemenin tane boyu dağılımı boşluk oranını belirleyen bir faktör olup iyi derecelenmiş bir zeminde boşluk oranı azalacağı için mekanik parametreler iyileşir. Bina temelleri altındaki toprağın konsolidasyona uğraması sonucu boşluk oranında azalma yaşanır ve bu durum mekanik parametrelerde iyileşmeye neden olur [33].

Şehirselleşen bölgelerde yeryüzeyinde bulunan yapılar ve toplu kullanım alanları dolayısı ile temel kazıları çoğu zaman dik veya dike yakın açılarla kazılmaktadır. Bu durumda, bina temellerinden aktarılan gerilmelerden, otoyollardan, trafikten, insanların günlük yaşantıları sonucu zemine etkileyen gerilmelerden dolayı şehirselleşen bölgelerdeki temel çukurlarının duraylılığı olumsuz yönde etkilenir. Temel kazısı yapılan toprak tabakasının kalınlığı son derece kritiktir. Herhangi istenmeyen olayla karşılaşmamak için, zeminin içsel sürtünme açısı ve kohezyon değeri gibi parametreleri elde edilerek, zeminin çatlama yüksekliği tespit edilmelidir. Bu değerden daha fazla veya yakın derinliklerde kazı yapmaktan kaçınılmalıdır. Yüzey yüklemeleri sonucu müsaade edilebilir kazılmış örtü tabakası yüksekliği azalmaktadır. Yüzey yüklemeleri çeşitlerine bağlı olarak gerilmeler zeminde farklı iletilir. Bina temellerinden aktarılan yükün, otoyolların ağırlığından kaynaklı şeritsel yükün, otoyolda ilerleyen araçların tekerlerinden aktarılan çizgisel yükün zeminde gerilme dağılımları üzerindeki etkileri farklı bağıntılara göre hesaplanmaktadır [34].

KTÜ hukuk fakültesi arkasındaki dik kazılmış toprak tabakasının üstünde bir yerleşim yoktur bu anlamda duraysızlığı etkileyen ana unsur zeminin kendi ağırlığı ve çeşitli doğal çevresel faktörlerdir (yağmur, yeraltı suları, rüzgar, sıcaklık, vb.). Bu bölgede toprak örtü tabakası kalınlığı yer yer büyük değişiklik göstermektedir. En yüksek örtü tabakasına sahip olan 5 metre genişliğinde bir kısımda çatlama yüksekliğininin aşılması veya bu değere yakın değerde bir kalınlığa sahip toprak örtüsünün doğal etkilere direnç sağlayamamasından dolayı küçük çapta duraysızlık yaşanmıştır. Zamana bağlı olarak yağmur, yeraltı suları, rüzgar, sıcaklık, gürültü, yaşamsal faaliyetlerden kaynaklanan titreşimler gibi çeşitli etkenler tahkimatsız toprağın gevşemesine sebebiyet vermesi suretiyle mekanik parametre değerlerinde düşüş yaşatabilecektir.

Trabzon Pelitli mevkiinde dik temel çukuru kazısının yapıldığı bölgedeki toprak yüksekliği 3,5-4 metre dolaylarında değişmektedir. Toprak tabakasının altında kaya tabakası bulunmaktadır. Bölgenin yanında bulunan yoldan gelen ve trafik akışının neden olmuş olduğu yüklemelerin zemin üzerindeki etkileri ve duraysızlık riskleri bulunmaktadır. Bu bölgede kazının hemen yanında bulunan binanın neden olduğu gerilmelerin duraylılık üzerinde etkileri incelenmiştir. Bina zeminde konsolidasyona neden olmuştur. Konsolide olmuş zeminin mekanik parametreleri zamana bağlı olarak iyileşeceğinden dolayı bina altındaki toprak malzemenin dayanımı artmıştır [35].

Zeminlerde çevresel ve doğal etkenlerden kaynaklı duraysızlık problemleri incelenirken civardaki yapıların yanı sıra bölgenin depremselliği, yeraltı su hareketi gibi faktörler de göz önünde bulundurulurken güvenlik faktörü hesaba katılmalıdır [36].

Uygulama alanları için yapılan yerinde ölçümler ve deneysel çalışmalar hakkında bilgi, yapılan çalışmalar kısmınının 2.4. başlığı altında verilmiş, malzemenin yanal gerilme iletim karakterinin duraylılık, tahkimat gereksinimi ve tahkimat basıncı üzerine etkileri irdelenmiştir.

1.7. Macun Dolgu İçerisindeki Yanal Gerilmeler, Barikat Tahkimatları

1.7.1. Macun Dolgu Hakkında Genel Bilgiler

Macun dolgu genelde cevher tesisi atığı içeren bir çeşit tahkimattır. Macun dolgu hazırlanırken ıslak atık malzeme çimento ile karıştırılarak yeraltına pompalanır. Bundan dolayı, macun dolgu malzemesinin reolojisi önemlidir. Uygun akışkanlığı sağlamak için

slamp testleri yapılır ve macun dolgu malzemesinin uygun akışkanlık aralığında olduğu kontrol edilir [44] . Macun dolgu için tipik slamp değeri 7 - 7,5 inçtir. Şekil 1.22’de slamp testi uygulaması gösterilmektedir. Macun dolguda katı malzemenin çoğu atıktır (%92 - %93 gibi). Su çimento oranı ise tipik bir betonunkine göre çok yüksektir. Çünkü, ince malzeme içeren macun dolgu yeraltına pompalanabilmesi için likit malzeme özelliği göstermelidir. Malzeme inceldikçe likit limit değerine ulaşılması için daha çok suya ihtiyaç vardır. Macun dolgu malzemesi non-newtonian akışkanıdır, dolayısı ile gerilmeye maruz kalmadığı durumlarda akmaz. Tipik yenilme (yield) gerilmesi 0,1 ile 0,7 kPa aralığındadır [45]. Yeraltına pompalandığı için likit limit değerinden daha çok içeriğine sahip olmalıdır. Üretim boşluklarında (stoplarda) çimento dolayısı ile yaşanan hidrasyon tepkimeleri neticesinde malzeme katılaşır.



Şekil 1.22. Slamp Testi

Macun dolgu uygulaması atık yönetimi açısından önemli avantaj sağlar. Dünyada her ay milyonlarca ton cevher tesisi atığı oluşmaktadır. Çevre için bu atıkların tabiata zararsız olarak depolanması gerekmektedir. Atık ve suları tabiata karışırsa asidik reaksiyona sebebiyet verirler bu yüzden atık depolama alanları mükemmel olarak izole edilmelidir ve bunu yüzeyde atık havuzlarında yapmak oldukça zordur ve pahalıdır. Derin deniz deşarjı atık depolanması adına başka bir yöntemdir, ancak bu yöntemde deniz hayatı için oldukça

1.7.2. Barikata Etkiyen Gerilmeler

Barikat üzerine etkiyen yanal gerilmeler düşey gerilmeler ve malzemenin k oranına bağlıdır. Bu durum, Eşitlik 1.1 ile tekrar aşağıda gösterilmiştir. Düşey gerilmeler ise dolgu malzemesinin birim hacim ağırlığı (γ) ile yüksekliğinin (z) çarpılması ile Eşitlik 1.2’de görüldüğü gibi tayin edilebilir [46].

$$\sigma_h = \sigma_v \cdot k \quad (1.1)$$

σ_h : Yatay gerilme (MPa) , σ_v : Düşey gerilme (MPa)

$$\sigma_v = \gamma \cdot z \quad (1.2)$$

k oranı ve poisson (ν) arasındaki ilişki Eşitlik 1.4’te hatırlatılmıştır [5].

$$k = \nu / (1 - \nu) \quad (1.4)$$

Poisson oranı hatırlanacağı üzere yanal birim deformasyonun düşey birim deformasyona oranıdır [5]

$$\nu = \epsilon_{yanal} / \epsilon_{eksenel} \quad (1.3)$$

k oranı yaklaşık olarak Mohr-Coulomb yenilme ölçütüne göre de hesaplanabilir. k oranı içsel sürtünme açısına bağlı olarak Eşitlik 1.42’de görüldüğü gibi hesaplanabilir. k oranı 3 gruba ayrılabilir. Bunlar duraylı konumdaki k oranı, aktif k oranı ve pasif k oranıdır. Eşitlik 1.4 ve Eşitlik 1.42’deki k oranı duraylı k oranıdır, bu durumda malzeme duraylı durumdadır. [34].

$$k = 1 - \sin \phi \quad (1.42)$$

Pasif k oranı (k_p) malzeme yanal gerilmeler majör asal gerilmeler olduğu durumda malzeme duraysız durumdayken geçerli k oranıdır. Aşırı ankraj gerdirmesi neticesinde yüksek istinat duvarı tahkimat basıncından dolayı kaynaklanabilecek duraysızlık durumu bu

konuda örnek verilebilir. Mohr-Coulomb yenilme ölçütüne göre pasif k oranı Eşitlik 1.43'te verilmiştir [34].

$$k_p = 1 + \sin\phi / 1 - \sin\phi = \tan^2(45 + \phi/2) \quad (1.43)$$

Aktif k oranı düşey gerilmeler major asal gerilmeler iken yaşanan duraysızlık durumunda geçerli k oranıdır. Bundan dolayı aktif k oranı 1 değerinden küçüktür. Eğer içsel sürtünme açısı sıfır ise aktif, pasif ve duraylı durumdaki k oranı birbirine eşit ve 1 değerinde olacaktır. Aktif k oranı Eşitlik 1.44'te verilmiştir [34].

$$k_a = 1/k_p = (1 - \sin\phi) / (1 + \sin\phi) = \tan^2(45 - \phi/2) \quad (1.44)$$

k oranı hidrostatik basınç şartlarında 1 değerine eşittir. Yeni karıştırılmış çimentolu macun dolgu malzemesi tam olarak sıvı değildir, içsel sürtünme açısı tam olarak sıfır olmadığı için k oranı da 1 değildir, ancak daha önce yapılan gerilme ölçümlerinde de görülmüştür ki yeni karışmış ve üretim boşluğuna yeni doldurulan macun dolgu içindeki yanal gerilmeler düşey gerilmelere yakın, benzer değerlerdedir. [47].

Dolgu malzemesi için çeşitli yanal gerilme modelleri önerilmiştir. Bunlardan biri Eşitlik 1.45'de verilen Marton'un kohezyonsuz 2 boyutlu modelidir [46].

$$\sigma_n = \frac{\gamma B}{2\mu'} \left[1 - \exp\left(-\frac{2k_a \mu' H}{B}\right) \right] \quad (1.45)$$

Aubertin tarafından yeniden düzenlenen Marton'un 2 boyutlu modeli Eşitlik 1.46'da verilmiştir [46].

$$\sigma_n = \frac{\gamma B}{2 \tan \phi'} \left[1 - \exp\left(-\frac{2k_a H \tan \phi'}{B}\right) \right] \quad (1.46)$$

B stop eni (m), H dolgu malzemesinin toplam yüksekliğidir (m), μ' dolgu ve stop duvarları arasında kayma sürtünme sabitidir. μ' değeri $\tan\delta$ değerine eşittir. δ stop duvarı sürtünme açısıdır ve $1/3 \phi - 2/3 \phi$ aralığında değişim gösterdiği varsayılır [46].

Terzaghi'nin 2 boyutlu kohezyonlu modeli yanal gerilmeleri Eşitlik 1.47'de gösterildiği gibi kestirir [46].

$$\sigma_h = \frac{(\gamma B - 2c)}{2 \tan \phi'} \left[1 - \exp\left(-\frac{2k_t H \tan \phi'}{B}\right) \right] \quad (1.47)$$

$$k_t = 1/(1 + 2 \tan^2 \phi) \quad (1.48)$$

Başka bir kohezyonlu model de Rankine tarafından önerilmiştir. Aktif ve pasif Rankine modelleri mevcuttur. Aktif model Eşitlik 1.49'da verilmiştir [34]. Taze (yeni karışmış) dolgu malzemesi stop içerisinde aktif yenilme eğilimi içerisindedir ve barikat aktif yanal gerilmelere maruzdur [48].

$$\sigma_h = k_a \sigma_v - 2c \sqrt{k_a} \quad (1.49)$$

Terzaghi'nin ve Rankine'nin teoremlerinden görüleceği üzere kohezyon arttıkça malzemelerin düşey gerilmeleri yanal olarak iletme eğilimleri azalmaktadır. Taze macun dolgunun kohezyon değeri daha önce de değinildiği üzere sıfır olmadığı için malzemenin hidrostatik basınç şartları altında olmadığı söylenebilir. İçsel sürtünme açısı ve kohezyon değeri sıfır olan bir malzemenin k oranı Eşitlik 1.49'dan da görüleceği gibi 1 değerindedir. Başka bir model ise Eşitlik 1.50'de ve Eşitlik 1.51'de verilen 3 boyutlu Belem modelidir [46].

$$\sigma_h = \frac{\gamma H (H - z_e)}{3(B + L)} \left[1 - \exp\left(-\frac{2(z_i - z_e)}{B}\right) \right], \text{ Gerilme üretim boşluklarında uzunlamasına} \quad (1.50)$$

$$\sigma_h = \frac{0,185 \gamma H (H - z_e)}{B + L} \left[1 - \exp\left(-\frac{2(z_i - z_e)}{B}\right) \right], \text{ Gerilme üretim boşluklarında enlemesine} \quad (1.51)$$

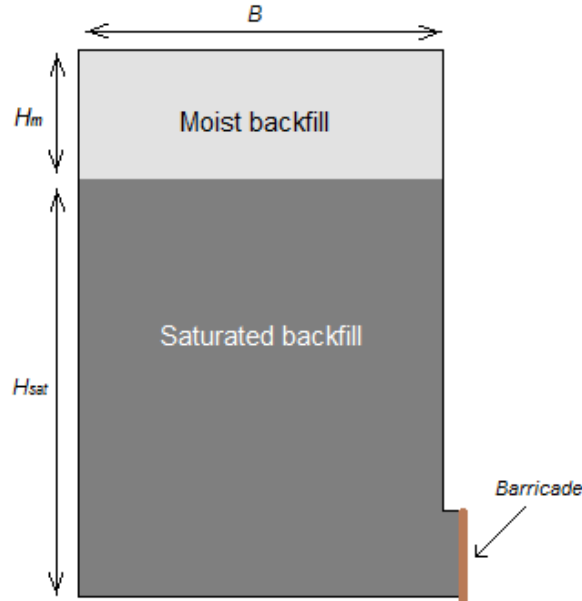
L stope strike uzunluğu (m), B stop enidir (m), z_e ölçülen konumun stop tabanından yüksekliğidir (m). z_e tabanda sıfıra eşittir ve alacağı maksimum değer H değeridir. H dolgunun toplam yüksekliğidir ($z_e \leq z_i \leq H$).

Düşey gerilme Eşitlik 1.2'deki gibi hesaplanışı yaygın kabul görse de macun dolgu içerisinde oluşan düşey gerilmeler ile ilgili olarak Li ve Aubertin'in geliştirdiği bir model vardır, bu yaklaşım Eşitlik 1.52'de verilmektedir [49].

$$\sigma_v = \frac{\gamma_m}{2k_{am} \tan \delta_{sat} M} [1 - \exp(-2H_m \tan \delta_m k_{am} M)] \exp(-2k_{as}(z - H_m) \tan \delta_{sat} M) + \frac{\gamma_{sat}}{2 \tan \delta_{sat} k_{as} M} [1 - \exp(-2k_{as}(z - H_m) \tan \delta_{sat} M)] \quad (1.52)$$

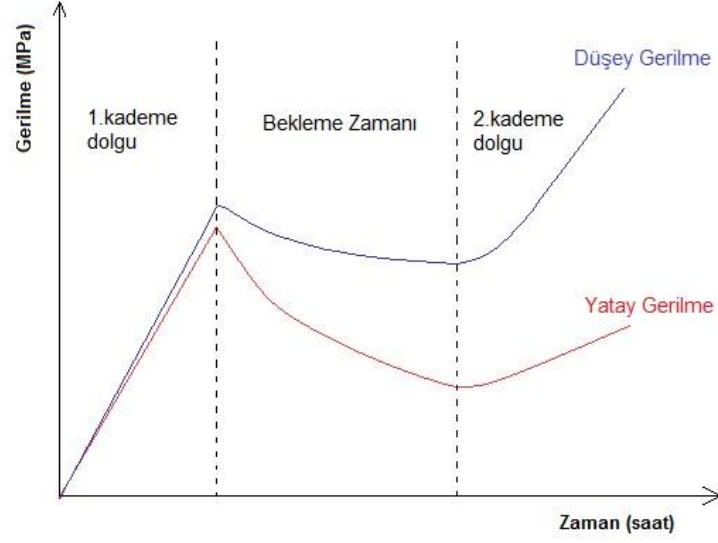
δ_{sat} doygun durumdaki malzeme için duvar sürtünme açısıdır, H_m nemli dolgu yüksekliği (moist fill height), γ_m nemli dolgunun birim hacim ağırlığı, γ_{sat} doygun dolgunun birim hacim ağırlığı, z incelenen konumun dolgunun üst noktasından derinliğidir. k_{am} nemli dolgunun aktif k oranıdır. k_{as} ise doygun dolgunun birim hacim ağırlığıdır. M değeri Eşitlik 1.53'te verilmiştir [49].

$$M = B^{-1} + L^{-1} \quad (1.53)$$



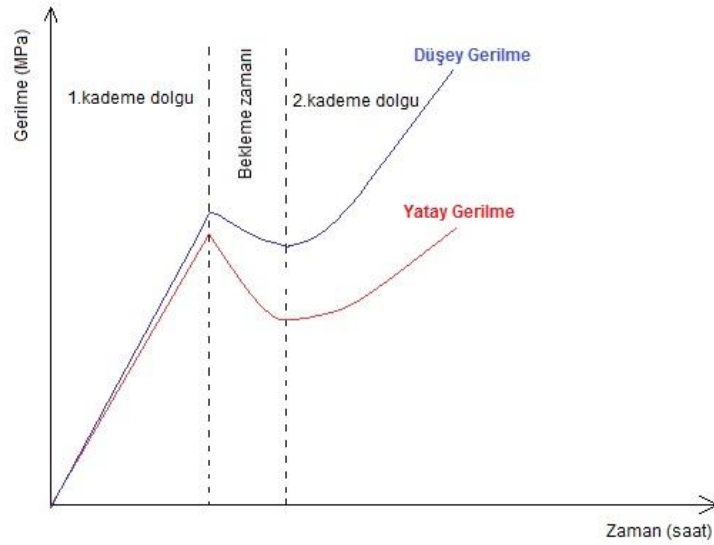
Şekil 1.24. Moist (Nemli) ve Saturated (Doygun) dolgunun stop içindeki şematik gösterimi (Kömürlü ve Kesimal, 2012)

Aubertin macun dolgu içerisindeki yanal gerilmelerin tayini için düşey gerilme değerinin aktif k oranı ile çarpılmasını önermektedir. Taze macun dolgu kendi ağırlığı nedeni ile konsolide olur, konsolide olan malzemenin boşluk oranı azalır ve içsel sürtünme açısı artar. İçsel sürtünme açısı artan malzemenin aktif k oranı ve yanal gerilme değerleri artar. Konsolide olan malzemenin kohezyonu da artar ve bu durum da aktif k oranını azaltan bir etkidir. Ortamda drenaj varsa su kaybindan dolayı düşey gerilmeler de azalacak, aynı zamanda malzeme daha hızlı konsolide olacağı için barikata etkiyen yanal gerilmeleri azaltmak adına drenaj olumlu etki sağlayacaktır. Dolgu hızı da barikata etkiyen gerilmeler açısından önemli bir parametredir. Hem düşey hem yanal gerilmeler artan dolgu hızı ile artmaktadır [49]. Hidratasyon tepkimeleri dolgu esnasında devam eder ve dolgu hızı düştüğünde aynı yükseklikte malzeme daha çok hidrate olmuş olur. Bu durumda düşey gerilmeler yanal olarak daha az iletilirler. Ayrıca, yüksek dolgu hızlarında malzeme hareketinden dolayı barikata atalet gerilmeleri etkir bu da barikata daha çok yanal gerilme gelmesine neden olur. Yüksek dolgu hızında barikat kinetik olarak yüklenir ve atalet gerilmeleri oluşur. Düşey ve yanal gerilme arasındaki fark artan dolgu hızı ile çoğalır. Düşük dolgu hızı ve drenajın varlığı barikatın yenilmemesi adına avantaj sağlar. Çayeli Bakır İşletmelerinde uygulanan dolgu hızı 0,43 m/saat tir. Maksimum ölçülen yanal gerilmeler ilk kademe dolgunun sonundadır. Malzeme ilk kademedede 7 metre yüksekliğinde doldurulur ve ikinci kademe dolguya geçene kadar 2 gün beklenir. Karaoğlu ve arkadaşları tarafından Çayeli Bakır İşletmeleri macun dolgu malzemesi içindeki gerilmeler ölçülmüştür. Ölçüm sonuçları göstermektedir ki ilk kademe sonunda tipik yanal gerilme değerleri 130 kPa-150 kPa aralığındadır. Bu evrede, düşey gerilmeler ise 150 kPa-170 kPa aralığındadır. Ölçülen maksimum düşey gerilme ise dolgu bitiminde 250 kPa değerindedir ve bu durumda yanal gerilme 90 kPa olarak ölçülmüştür [47]. Ölçümlerden anlaşılacağı üzere k oranı zamanla azalıyor ve düşey gerilmeler maksimum değerine maksimum dolgu yüksekliğinde ulaşıyor olsa da yanal gerilmeler ilk kademe sonunda maksimum değerine ulaşabilmektedir. Macun dolgu üretim boşluklarında tipik gerilme dağılımı ile zaman ilişkisi Şekil 1.25'te gösterilmektedir.



Şekil 1.25. Macun dolgu gerilme-zaman ilişkisi

Kademeler arası beklemek gereklidir. Eğer yeteri kadar beklenmez ise ikinci kademede yanal gerilmeler ilk kademe sonundaki değerinden daha yüksek olabilecektir. k oranı da daha uzun bekleme sürelerinininkine nazaran daha yüksek olacağı için yatay gerilme artış hızı düşük bekleme sürelerinden sonraki dolgu uygulamalarında daha yüksek olacaktır. Bu durum Şekil 1.26'da gösterilmiştir.



Şekil 1.26. Macun dolgu gerilme-zaman ilişkisi

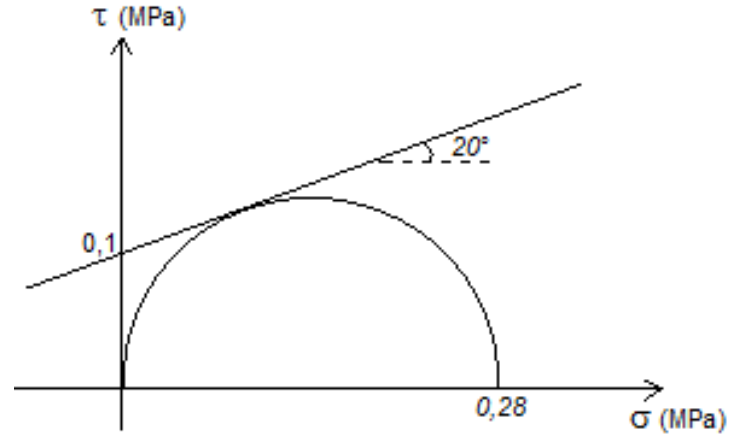
Şekil 1.25 ve Şekil 1.26'da ısı etki ihmal edilmiştir. Hidratasyon ile sıcaklık yükselir ve bu durumun gerilmeler üzerine etkisi de olur. Çayeli Bakır İşletmeleri üretim boşluklarında (stoplarında) macun dolgu içerisinde 40 C° üzerinde sıcaklıklar ölçülmüştür [47]. Isınan dolgu malzemesi genişler ve barikata ekstra gerilme uygular. Ancak bu durum ilk kademe sonundaki durum kadar riskli değildir. Genleşmeden dolayı barikat çatlasa da hidrate olmuş macun dolgu malzemesi duraylılığını koruyacaktır. Sıradaki kısımda 4 günlük macun dolgunun dayanım değerleri incelenmiştir. Maksimum sıcaklığın yaşandığı ve ölçülen maksimum gerilme olan 250 kPa değerinin gözlemlendiği evre ikinci kademe dolgunun bittiği zamanlardır. Duraylılık için gerekli olacak yanal tahkimat basıncı Eşitlik 1.54'te verilmiştir [50].

$$\sigma_{hs} = \frac{\sigma_v - 2c\sqrt{k_p}}{k_p} \quad (1.54)$$

Eğer bağıntının sonucunda σ_{hs} negatif veya sıfır çıkarsa tahkimat basıncına gerek olmadan malzeme duraylı kalabilecektir. Eğer sonuç sıfır çıkıyorsa malzeme tek eksenli sıkışma dayanımı değerinde düşey gerilmeye maruz kalmaktadır ve pozitif değer çıkarsa malzemenin duraylı kalabilmesi için yanal bir tahkimat basıncına ihtiyacı olduğu anlaşılır. Çünkü Mohr-Coulomb yenilme zarfına göre malzemenin tek eksenli sıkışma dayanımı kohezyon değerinin iki katının pasif k oranının karekökü ile çarpımına eşittir. İlk kademe dolgu 16-17 saat sürmektedir, sonrasında 2 gün bekleme yaşanır ve ikinci kademe dolgu süresi yüksekliğe bağlı olarak değişmektedir. Örneğin 7 metre yüksekliğindeki ikinci kademe dolgu için 16-17 saat süre geçmektedir. En yüksek sıcaklıklar dolgu işlemi bittikten 12-18 saat sonra ölçülmektedir. Bu durumda barikatın yanındaki macun dolgu 4 günden fazla kürlenmektedir. Bornit tipi atık en düşük macun dolgu dayanımı veren atık tipi olup 4 gün kürlenmiş bornitli ve kütlece % 6,5 çimetolu macun dolgu örneği Şekil 1.27'de görüldüğü gibi kesme kutusu makinesi ile test edilmiş ve oluşturulan yenilme zarfı Şekil 1.28'de verilmiştir.



Şekil 1.27. Kesme kutusundaki numune



Şekil 1.28. Çimentolu bornite atıklı macun dolgunun 4. kürlenme günündeki duraylılık zarfı

Kohezyon 0,1 MPa ve içsel sürtünme açısı 20° olan 4 gün kürlenmiş bornitli macun dolgu için Eşitlik 17'ye göre tahkimat basıncına gerek yoktur. Barikat dolgu genişlemelerine cevap vermek zorunda değildir. Barikatlar 4-5 gün süreli kullanımlarından sonra görevini tamamlamış olur. Barikatlar dolgunun ilk zamanlarında ölü yüklere maruz kalmakta ve direk olarak yüklenmelerden dolayı tahkimat basıncı sağlarken, hidrasyonun devam

sürecinde direk tahkimat olmaktan çıkar ve güçlendirme (reinforcement) unsuru haline gelir. 4-5 gün içinde de kaldırılması durumunda duraysızlık yaşanmayacak bir duvar özelliğini alır. Çayeli Bakır İşletmelerinde yaşanan barikat patlamaları da macun dolgu akıcı durumda, taze iken yaşanmıştır. Barikatlarda çeşitli çatlaklar görmek mümkün olsa da macun dolgu kürlendikten sonra kendini taşıyabiliyor durumdadır. Barikatın kısaca görevi, macun dolgu kürlenene kadar dolgunun üretim boşluğu dışına akışını önlemektir.

Ölçülen yanal gerilme değerlerinden hiçbiri 250 kPa değeri kadar büyük değildir, bu yüzden 0,35-0,4 MPa barikat dayanımı yeterli olacaktır, ancak dolgu hızı ile bu durum değişecektir. Dolgu hızının yanal ve düşey gerilmeler değerlerini nasıl etkilediğine yönelik incelemeler yapılmıştır. Başka bir uygulama alanı için Mkadmi ve arkadaşlarının çalışmasından çeşitli değerler Tablo 1.2’de paylaşılmıştır [49]. Tabloda görülen sonuçlardan da anlaşılacağı üzere dolgu hızı macun dolgu içerisindeki gerilmeler üzerinde büyük role sahiptir.

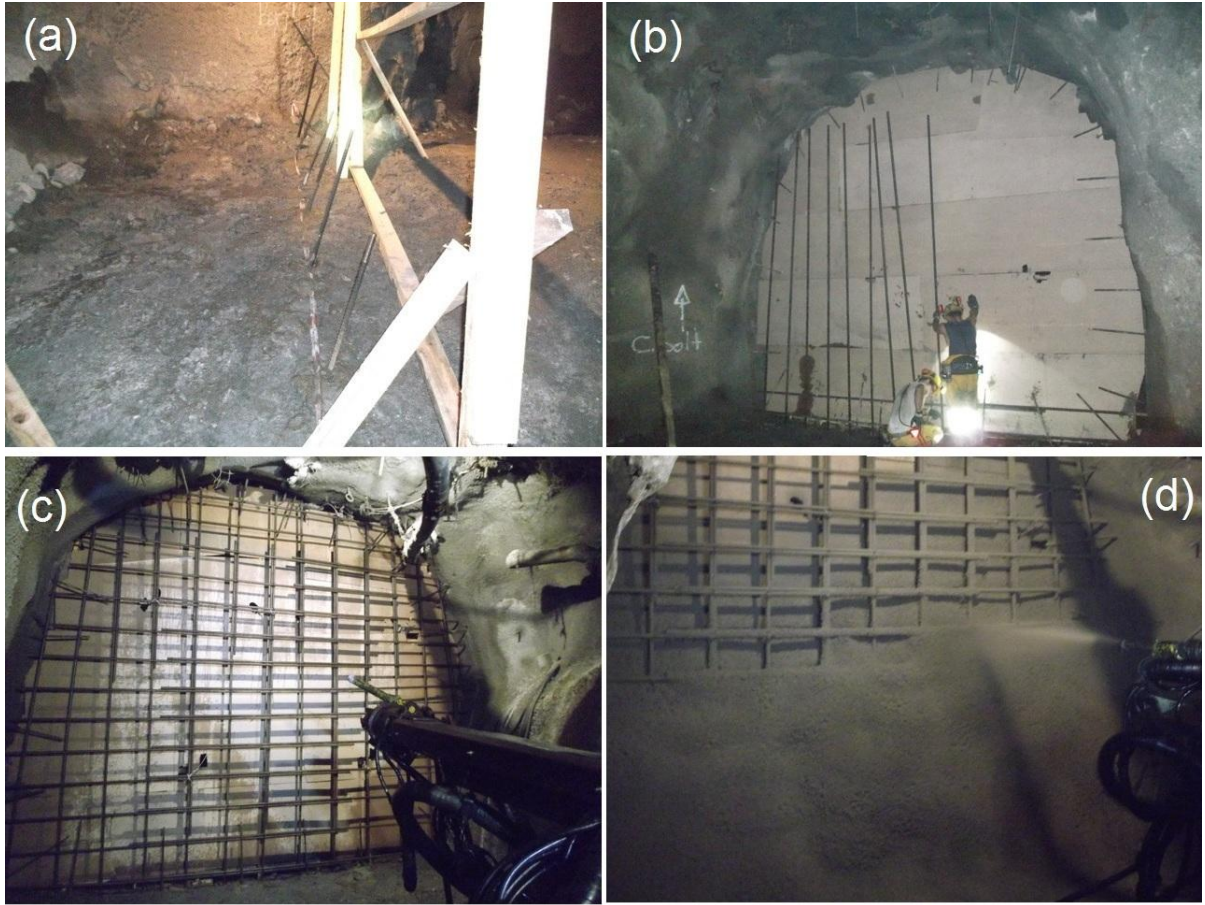
Tablo 1.2. Dolgu hızı- Gerilme ilişkileri

Dolgu hızı (m/hour)	Yatay Gerilme (kPa)	Düşey Gerilme (kPa)
1	615	595
0,21	280	130
0,04	185	50

1.7.3. Çayeli Bakır İşletmeleri Macun Dolgu Barikat Tahkimatı

Çayeli Bakır İşletmeleri macun dolgu barikatları düz, çelik donatılı beton barikatlardır. Kurulumda yapılan ilk iş barikat konumu zemine çizmektir. Düz bir barikat olduğu için ve kurulum esnasında dış bükeyliğin dayanımı düşüreceği için düz bir referans çizgisi oluşturulur. İkinci işlem ribar saplamaların montajıdır. Barikat sınırlarının belirlenmesi için referans olarak oluşturulan beyaz çizgiye göre 0,8 m aralıklarla delik delinir ve ribar montajı yapılır. Bu ribar saplamalar barikat gövdesini zemine bağlamaktadırlar. 20 mm çapındaki nervürlü 2.8 metre uzunluğundaki ribarların 1,8 metresi zemine girer ve 1 metresi dışarıda kalır. Ribar montajından sonra, ribarların ve ribarların üzerine delinerek montelendiği referans çizgisinin 25-30 santimetre gerisine ahşap yüzey oluşturulur. Oluşturulan sunta yüzey püskürtme beton uygulanacak olan yüzeydir. 28 mm

çapında nervürlü çelik güçlendirme ribarları (çelik donatı) 40 cm*30 cm aralıklar oluşturulacak şekilde kurulur. Güçlendirme ribarları (reinforcement rebars) zemine saplanan ribarlara bağlanır. 4 metre uzunluğundaki çelik güçlendirme ribarları birer metre bindirmeli olarak yatay ve düşey olarak kurulur. Püskürtme beton çelik donatının üzerine 2-4 santimetre kaplayacak şekilde uygulanır. Toplam barikat kalınlığı maden standartlarında 30 santimetredir. Çelik donatı barikatın dış taraflarında kalmaktadır. Şekil 1.29'da barikat kurulumlarına yönelik işlemlere ait fotoğraflar mevcuttur.



Şekil 1.29. Sunta çakılacak ahşap iskelet ve ribar saplamalar (a), Güçlendirme ribarları kurulumu ve oluşturulmuş sunta yüzey (b), Kurulmuş olan çelik donatı ve püskürtme beton uygulamasına hazır olan barikat (c), Barikat püskürtme betonu uygulaması (d).

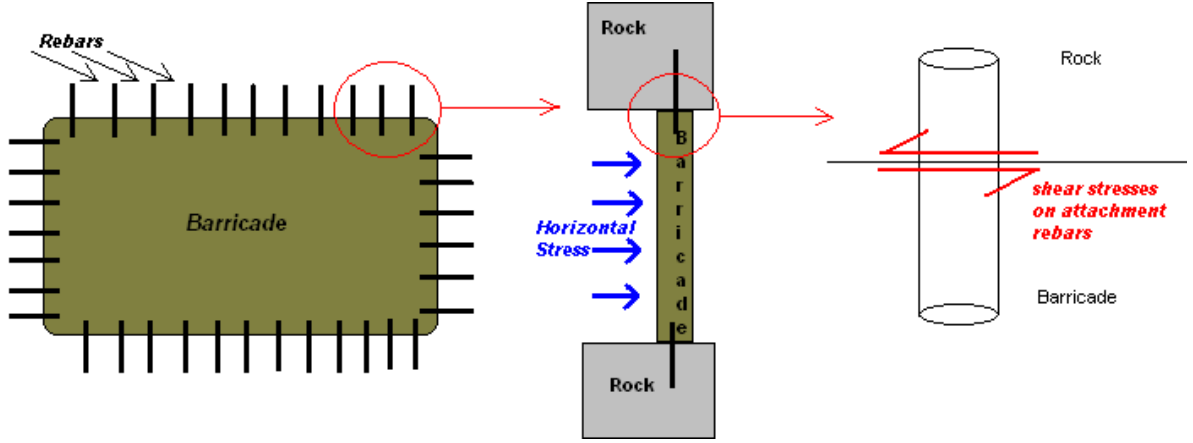
Barikat kurulumu barikatın boyutlarına bağlı olarak 3-4 vardiya sürmektedir. Barikat boyutları maliyet açısından da önemlidir ve Çayeli Bakır İşletmeleri macun dolgu barikatları için tipik boyut 8 metre*5metre dir. Ancak boyutlar 5m*4m ile 10m*5m

aralığında değişebilmektedir. Barikat kalınlıkları 30 santimetredir. 8m*5m boyutlarındaki uygulanan barikatın maliyeti 3500 \$ dolaylarındadır. İşletmede, haftada 4 veya 5 barikat kurulmaktadır. Uygulanmakta olan barikatın kurulum zamanı ve maliyetleri tezin 2.5. başlığı altındaki bir kısımda kıyaslanacaktır. Bu kısımda uygulanmakta olan barikatın maliyetleri hakkında detaylar aşağıda verilmiştir:

8m*5m boyutlarında açıklıkta 0,3m*0,4m göz açıklığı için nervürlü çelik donatı kullanımı : $\{(8m/0,4m-1)*5m\}+\{(5m/0,3m-1)*8m\}= 223$ m. 1 m ekstra bindirmeden dolayı: $1m(8m/0,4m-1)+2m(5m/0,3m-1)$: 51 m. Toplam 274 metre 28 milimetre çapında çelik kullanımı vardır. Bu $0,17$ m³ hacime ve 1,26 tona çeliğe eşittir. Kullanılan çeliğin tonu 900\$-1000\$ olduğu düşünüldüğünde, 28 mm çapındaki çelik ribarların malzeme maliyeti 1150 \$-1250 \$ değerindedir. 8m*5m*0,3m boyutlarında barikat için 12 m³ (28-29 ton) püskürtme beton kullanılmaktadır. Kimyasal katkı içermiyorsa bir ton betonun 45\$-50\$ aralığında olduğu ve 1 m³ 110\$-120\$ fiyatındadır. Uygulanmakta olan barikat betonunda 8 kg/m³ akışkanlaştırıcı ve 20 kg/m³ priz hızlandırıcı da olduğundan beton maliyeti 150 \$/m³-160 \$/m³ değerlerine gelmektedir. Bundan dolayı, uygulanmakta olan barikatın beton maliyeti 1900 \$ civarındadır. 20 mm çapındaki ribar saplamalarının ve ahşap ürünleri maliyetleri de eklendiği zaman 8m*5m boyutundaki bir barikatın toplam maliyeti 3400 \$ - 3500 \$ aralığında olmaktadır.

1.7.4. Barikat Yenilme Mekanizmaları

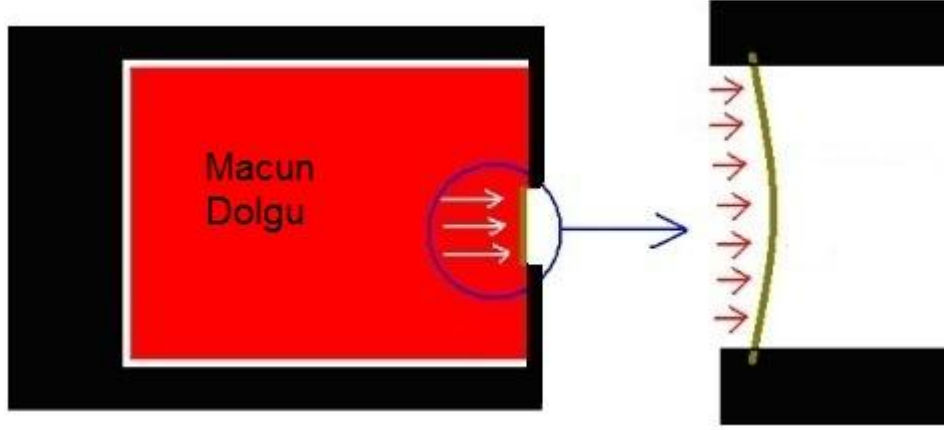
İki çeşit barikat yenilme çeşidi mevcuttur ve Çayeli Bakır İşletmeleri'nde de bu iki çeşit barikat yenilmeleri yaşanmıştır. Bunlardan biri ribar saplamalarının makaslama (kesme) dayanımı ile alakalıdır. Barikat gövdesi macun dolgu basıncı neticesinde dışarı doğru atılır. Barikat gövdesi kırılmaz ve monolitik olarak hareket eder. Bu çeşit yenilme şematik olarak Şekil 1.30'da gösterilmiştir. Barikatın dışarı ittirilmesi ve ribar saplamalarında yaşanan aşırı kesme gerilmesi neticesinde bu tür yenilme gerçekleşir.



Şekil 1.30. Barikat Yenilmesi (Kömürlü ve Kesimal, 2012)

Barikat ittirilirken ribar saplamalarda (bolt) çekme gerilmeleri de oluşmaktadır bu yüzden malzeme kohezyon değerinden daha küçük kesme gerilmelerinde yenilecektir. Ribar saplamanın çekme gerilmelerine maruz kalması enjeksiyon ile zemin arasında ve enjeksiyon ile ribar saplamaları arasında adesif kesme gerilmelerinin oluşmasına sebebiyet vermektedir. Bu yüzden saplamaların enjeksiyonları iyi bir şekilde yapılmalıdır. Enjeksiyon içindeki boşluklar aderansı azaltacaktır. Ribarların yüzeyinin nervürlü oluşu enjeksiyon ile olan aderansı artırmaktadır.

Diğer bir yenilme türü de barikat gövdesinin kırılmasıdır. Bu yenilme türü barikat gövdesinin dayanımı ile ilgilidir. Macun dolgudan aktarılan yanal gerilmeler düz (flat) barikatların eğilme gerilmelerine maruz kalmalarına neden olur [51]. Gövde dayanımını artırmak için içbükey barikatlar oluşturulabilir [52]. İçbükey kemerli yapılar dolgudan aktarılan gerilmeler karşısında sıkışma gerilmelerine maruz kalırlar. Beton en çok kullanılan barikat tahkimatı malzemesidir ve genelde çelik veya demir güçlendirme donatıları ile birlikte kullanılır. Beton malzemesinin eğilme dayanımı sıkışma dayanımına göre oldukça küçüktür [52]. Dolayısı ile içbükey barikatlar önemli avantaj sağlarlar. Ancak, limitli alanın oluşu içbükey (konkav) barikat kurulumunu kısıtlar. Konkav gövde ile aynı dayanıma ulaşmak için düz barikatlar içerisinde maliyeti çok artırmakta olan metal donatı kullanılmaktadır.

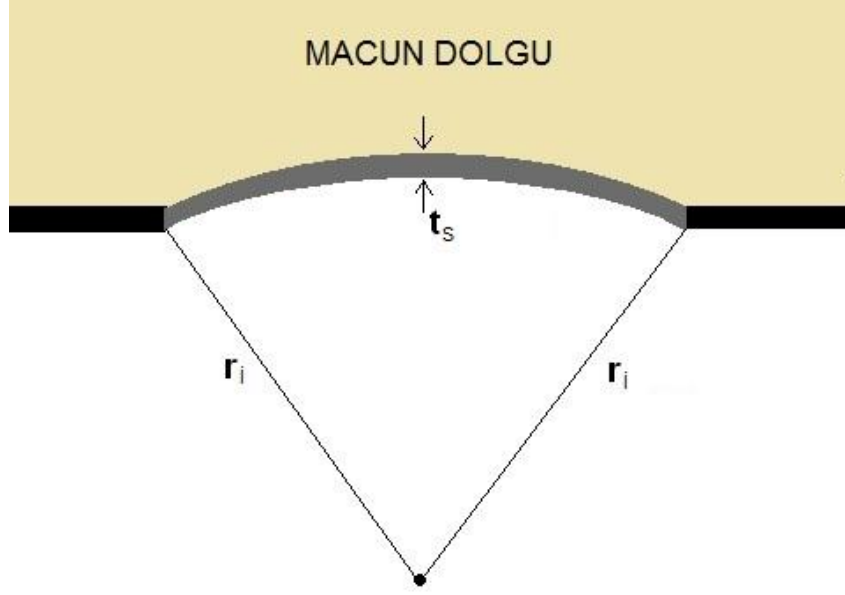


Şekil 1.31. Barikatın eğilme gerilmelerine maruz kalması

Barikat betonunun kısa süreli dayanımı önemlidir. Çünkü, Çayeli bakır işletmelerinde barikat kurulduktan 1 gün sonra dolgu başlamaktadır. Dolgu malzemesi prizini almasıyla dolgu duraylılığı için barikat tahkimat basıncına ihtiyaç yoktur. Macun dolgu malzemesi tam olarak hidrostatik basınç şartlarına sahip olmasa da, yanal gerilmeler düşey gerilme değerlerine benzer ve yakındır. Birçok uygulama alanında pratik olarak taze macun dolgu için hidrostatik basınç şartları esas alınabilmektedir. Barikat kırılmalarının genelde yaşandığı bu erken kür süreleri için konkav barikatın hidrostatik ortamdaki gövde dayanımını hesaplamak için Eşitlik 1.55 kullanılabilir [7].

$$P = \frac{\sigma_c}{2} \left[1 - \frac{(r_i - t_s)^2}{r_i^2} \right] \quad (1.55)$$

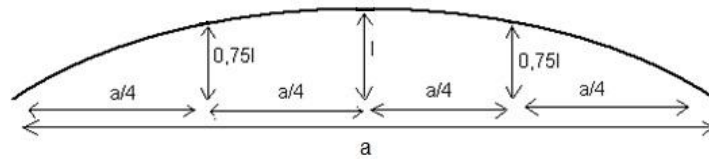
P konkav şekildeki betonun dayanımıdır (MPa), r_i konkav (iç bükey) yapının yarıçapıdır (m), t_s beton kalınlığıdır (m) ve σ_c ise konkav beton malzemesinin tek eksenli sıkışma dayanım değeridir (MPa). İç bükey barikatın şematik gösterimi ve Eşitlik 1.55'teki geometrik parametreler Şekil 1.32'de gösterilmektedir.



Şekil 1.32. Konkav barikat gövdesi, yarıçapı ve kalınlığı

Eşitlik 1.55 hidrostatik gerilme koşulları altındaki dairesel püskürtme beton dayanım değerleri hesaplamak için türetilmiştir. Dairesel içbükey olan hidrostatik basınç şartları altındaki yapıların gövde dayanımı için kullanılacak başka bir yaklaşım Eşitlik 1.56'da verilmiştir ve Tablo 2.17'de görüldüğü üzere Eşitlik 1.55 ile paralel sonuçlar vermektedir.

Çayeli Bakır İşletmeleri için iki çeşit barikat dizaynı yapılmıştır, bunlardan bir tanesi konkav barikat gövdesine sahiptir, ve sadece beton içerir demir donatısı yoktur. Beton olarak çimentolu atık malzemesi kullanımı önerilmiştir. Bundan dolayı atık malzemesinin yeni dizaynda kendini tahkime ettiği söylenebilir. Ayrıca, bu durum atık yönetimi adına avantaj sağlamaktadır. Konkav barikat uniform yük altında tam olarak sıkışma gerilmelerine maruz kalması için aşağıdaki özelliklere sahip olmalıdır. İntenti (I) yay açıklığıının (a) minimum 0,15 katı olmalıdır. Köşelere yay açıklığıının çeyreği mesafesinde intent (rise, indentation) maksimum değerinin 0,75 katı olmalıdır [53]. Bu durum Şekil 1.33'te gösterilmiştir.



Şekil 1.33. Dairesel konkav yapı için açıklık ve intent kavramları

$$w_u = \frac{2A\sigma_c}{a\sqrt{\frac{1}{16}(a/l)^2 + 1}} \quad (1.56)$$

Bağıntı uniform dağılıma sahip yükler altında maksimum yük (w_u :MN/m) hesaplamalarını içerir. A değeri tahkimat kalınlığının barikat yüksekliği ile çarpımıdır. Eşitlik 1.55 ve Eşitlik 1.56'ya göre elde edilen sonuçlar Yapılan Çalışmalar başlığı altında Tablo 2.17'de verilmektedir.

2. YAPILAN ÇALIŞMALAR

2.1. Plastik Zon Sınır Tayini Üzerine Yeni Bir Yaklaşım

k oranı 1 olduğu zaman teğetsel ve radyal gerilmelerin toplamı Kirsch bağıntılarına göre hesaplamaları Eşitlik 2.1, Eşitlik 2.2 ve Eşitlik 2.3'te gösterildiği gibi düşey gerilme değerinin iki katına eşit olmaktadır.

$$\sigma_{\theta} = \sigma_v \left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) \quad (2.1)$$

$$\sigma_r = \sigma_v \left(1 - \frac{a^2}{r^2}\right) \quad (2.2)$$

$$\sigma_{\theta} + \sigma_r = 2\sigma_v \quad (2.3)$$

Bu durumda radyal gerilmeyi teğetsel gerilme cinsinden ifade ettiğimizde yenilme anındaki teğetsel gerilme Eşitlik 2.4'teki bağıntıdaki gibi ifade edilir.

$$\sigma_{\theta} = \sigma_c + k_p(2\sigma_v - \sigma_{\theta}) = \frac{\sigma_c + 2\sigma_v k_p}{1 + k_p} \quad (2.4)$$

Böylece yenilme durumundaki kritik nüfuz oranı Eşitlik 2.5'de gösterildiği gibi ifade edilir:

$$i_{rc} = \frac{\frac{\sigma_c + 2\sigma_v k_p}{1 + k_p} - \sigma_v}{\sigma_v} 100 \quad (2.5)$$

Böylece duraylılık sınırındaki kritik A_p parametresi (A_{pc}) Eşitlik 2.7'de gösterildiği gibi türetilmiş olur.

$$A_{pc} = \frac{100}{2i_{rc}} = \frac{\sigma_v(1 + k_p)}{2[\sigma_c + \sigma_v(k_p - 1)]} \quad (2.7)$$

Tünel kesidi dairesel olduğunda Bray ve Brown'ın formülü uygulanırsa q değeri 1 olur ve k oranı $2 A_{pc}/(6A_{pc}+1)$ değerinden daha büyük olduğunda Eşitlik 1.36'da verilen ikinci denklem daha büyük sonuç vereceği için kullanılmalıdır. Yani A_{pc} değeri her ne olursa olsun k oranı 0.33 değerinden büyük olduğunda 2. denklem kullanılır, k oranının 0.33 değerinden küçük olduğu durumlar için kullanılacak denklem kritik nüfuz oranına ve k oranına bağlı olarak değişir. Örneğin kritik nüfuz oranı %100 değerini aldığı anda k oranı 0,25 ve daha yüksek değerlerde ise kırılmaya neden olacak olan teğetsel gerilmelerin yan duvarlarda oluştuğu düşey mesafe olan W_p . Eşitlik 1.36'da verilen ikinci denklemle hesaplanabilir. Şekil 1.18'de gösterildiği gibi H_p ve W_p sırasıyla tavan taban bölgesindeki plastik zon sınırlarının düşey ve yan duvarlardaki plastik zon sınırlarının yatay mesafesidir.

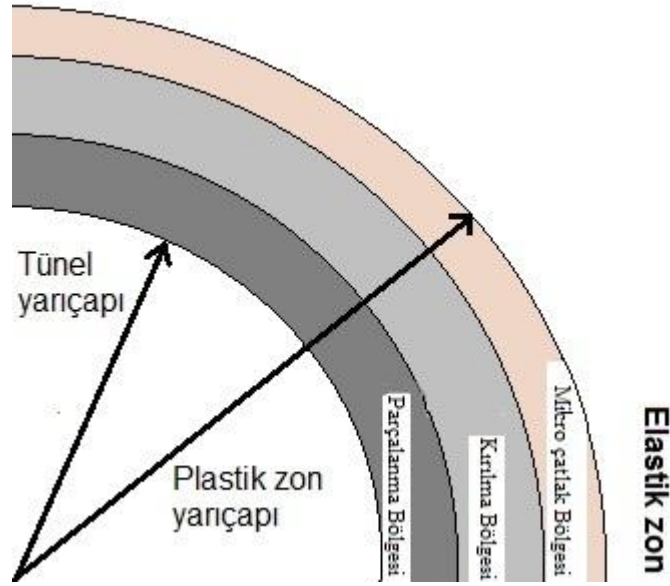
Hidrostatik basınç şartları altında ($k=1$), Bray ve Brown'ın Eşitlik 1.36 ve Eşitlik 1.37'deki bağıntılarına göre H_p ve W_p değerleri eşit olur. Bu bağıntılar kritik nüfuz oranı ile birlikte plastik zon sınırı tayini için kullanılırsa, plastik bölgenin eni ve yüksekliği eşit olur. Bu, diğer literatürle paralel bir bilgidir. k oranı 1 olduğunda plastik alan çapını kestirecek olan Bray ve Brow'ın nüfuz alanı yaklaşımı ve Mohr-Coulomb yenilme ölçütü baz alınarak türetilen bağıntı Eşitlik 2.8'de verilmiştir.

$$D_p = D \sqrt{\alpha [A_{pc}(k+1)+1]} = D \sqrt{\frac{\sigma_v(1+k_p)}{\sigma_c + \sigma_v(k_p-1)} + 1} \quad (2.8)$$

k oranı A_{pc} değerine bağlı olarak $(6A_{pc}+1)/2A_{pc}$ değerinden büyük olmadıkça Eşitlik 1.37'de verilen ikinci bağıntı daha büyük sonuç vereceği için kullanılmalıdır. Hidrostatik basınç şartları altında Eşitlik 1.37 ve Eşitlik 1.38 aynı sonucu vermektedir. Dolayısı ile, hidrostatik basınç şartları altında plastik zon çapının bulunması için Eşitlik 2.8 bu aşamada genel çözüm olmaktadır.

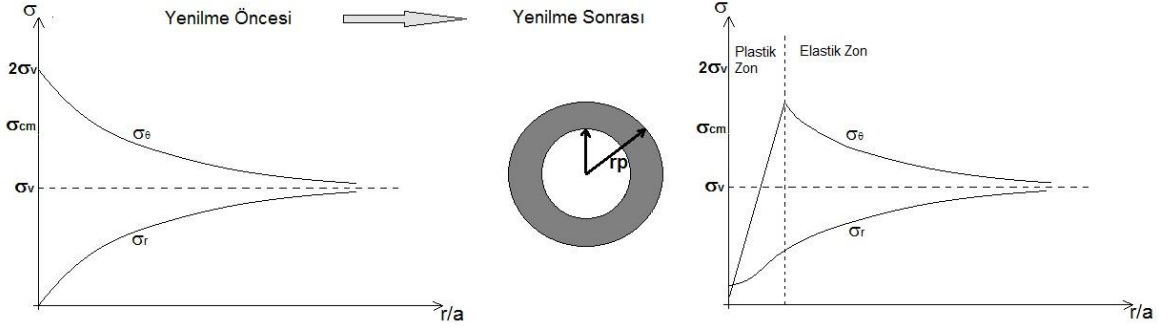
Kirsch bağıntılarında görüldüğü üzere tahkimat basıncı varken oluşacak olan radyal gerilme değerleri tahkimatsız tünele göre daha büyük değerlerde olacaktır ve aynı düşey gerilme altında teğetsel gerilmeler ise küçülecektir. Dolayısı ile tahkimat kurulduğunda majör asal gerilmenin azalması minör asal gerilmenin artması sonucu kayacın duraysızlığı önlenebilecek ve kayacın major gerilmeler olan teğetsel gerilmelere karşı dayanımı artırılabilecektir. Tahkimatın kırılmaları önleme mekanizması kısaca bu şekilde açıklanabilir.

Şekil 1.19’da gösterildiği gibi elastik-plastik zon sınırında teğetsel gerilmeler maksimum değerindedirler ve bu sınırdan itibaren teğetsel gerilmeler düşmeye başlar [18]. Hidrostatik basınç şartları altında tahkimatsız tünel cidarında teğetsel gerilmeler düşey gerilmelerin iki katına eşittir ve kırılma öncesi elastik ortamda yaşanan maksimum teğetsel gerilme cidarda bulunmaktadır. Teğetsel gerilmeler cidardan uzaklaştıkça düşey gerilme limitine kadar azalır. Radyal gerilmeler ise cidardan uzaklaştıkça düşey gerilme miktarına kadar artış gösterir. Majör asal gerilmenin azalması ve minör asal gerilmenin artması sonucu gerilme yenilme durumu cidardan belirli bir mesafe sonra tamamlanır. Plastik zon içerisinde cidara yakın kısımlarda dayanım değeri daha çok aşıldığı için “Crushing zone”: Parçalanma bölgesi denilen sık kırılma yaşanan süreksizliklerin daha çok olduğu bir zon vardır. Bu zonu takiben “Fractured zone”: Kırılma bölgesi oluşur ve “Micro-flaw zone”: Mikro çatlak bölgesi sınırı plastik zon sınırını oluşturur [10]. Plastik zon içerisindeki bölgeler Şekil 2.1’de gösterilmiştir. Tünel etrafındaki gerilmelere bağlı olarak plastik zon oluşmuş ise bu bölgelerden en az biri oluşur.



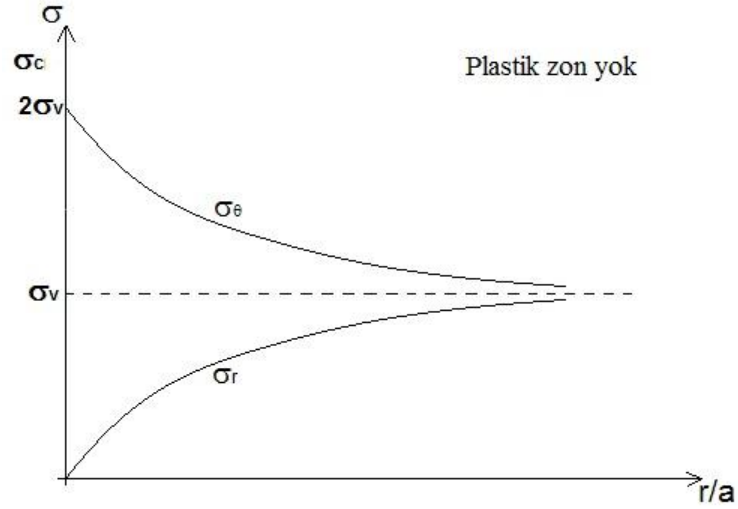
Şekil 2.1. Plastik zon bölgeleri

Kırılma yaşandıktan sonra plastik zon içinde cidardan plastik sımra kadar teğetsel gerilmeler artış gösterir plastik-elastik zon sınırında maksimum değerine ulaşarak elastik zon içerisinde tekrar azalma gösterir [18].



Şekil 2.2. Hidrostatik ortamda yenilme öncesi ve sonrası teğetsel – radyal gerilmeler

Kırılma yaşandıktan sonra teğetsel gerilmelerin cidara doğru azalmış olmasının nedeni indüklenen teğetsel gerilmeler dolayısı ile kayaca aktarılan enerjinin daha sık kırılmalara sebebiyet vererek dönüşmesidir. Hidrostatik basınç şartları altında kayaç dayanımının düşey gerilme değerinin iki katından daha büyük olduğu, dairesel tünel oluşturulan homojen izotropik sağlam kaya ortamlarında Şekil 2.3'te görüldüğü gibi yenilme olmaz ve plastik zon oluşmaz. Bu alanlarda, Eşitlik 1.30'a göre kritik basınç negatif çıkar ve kırılma olmaz.



Şekil 2.3. Plastik Zon oluşmayan hidrostatik alanda teğetsel - radyal gerilmeler

Plastik zon olarak bahsedilen kırılan zonun hemen arkasında 1994 yılında Jiang ve Esaki'nin belirttiği üzere deformasyon gevşeme zonu bulunmaktadır. Bu zonda kalıcı deformasyonlar yaşanır. Jiang ve arkadaşları "Strain softened zone" olarak belirttiği bu

zonu da plastik bölge içerisine almışlardır. Ancak, literatüre bahsedilmekte olan tünel etrafındaki plastik zon tanımı yenilmiş bölge veya yenilme bölgesi (yield zone) anlamında kullanılmaktadır. Yenilme bölgesine karşılık olarak Jiang ve arkadaşları “Plastic flow zone” ifadesini kullanmışlardır [19]. Gerilmelerin maksimum seviyede olduğu sınır, yenilme bölgesinin sınırıdır. Kırılmaya en yakın olan malzeme yenilme zonunun komşusundaki kalıcı deformasyon yaşayan malzemedir. Plastik zon oluşumundan sonra duraylılık sağlanmadıysa zemin reaksiyonuna bağlı olarak yenilen zonun aşırı gevşemesi sonucu kırılmamış plastik deformasyon bölgesinde yeni gerilmeler indüklenerek yeni kırılmalar oluşabilecektir. Deformasyonlara kontrollü izin vermek çağdaş tünelcilik anlayışının temel ilkelerinden olmakla birlikte hassas olunması gereken bir konudur [20]. Jiang ve arkadaşlarına göre kayaç sıkışma dayanımının hidrostatik basınç şartlarındaki zeminin birincil gerilmelerine oranı olan yeterlik faktörü “ S_p ” 2 ve üzerinde değerlerde olduğunda yenilme bölgesi (plastik zon) oluşmamaktadır. Hidrostatik basınç şartlarında cidarda oluşan teğetsel (maksimum) gerilmelerin zemin birincil gerilmesinin ($P_0 = \sigma_v$) iki katına eşit olduğu Kirsch denklemleri ile bu bilginin paralel olduğu görülür.

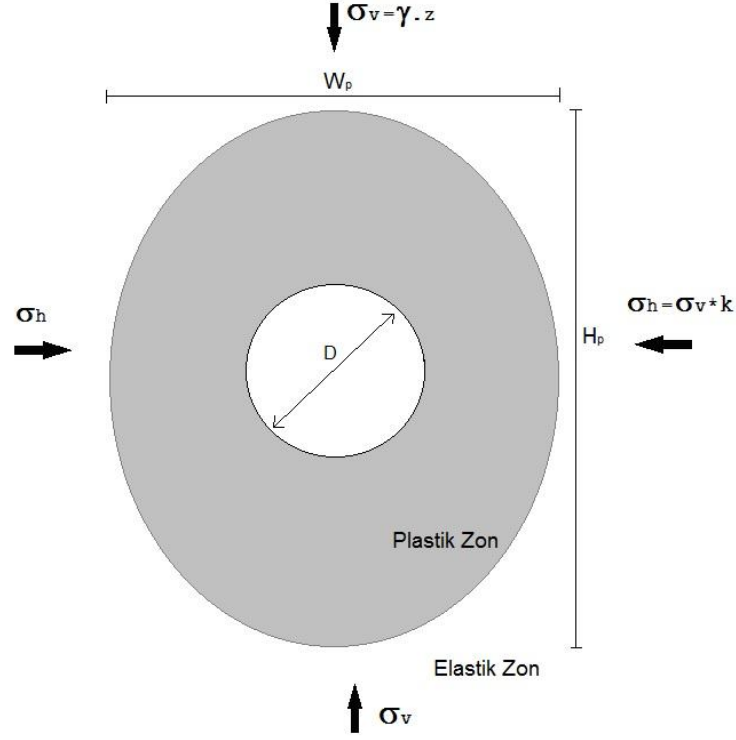
Kayacın basma dayanımı arttıkça kritik nüfuz oranı da artacaktır ve kritik nüfuz oranındaki artış plastik zon çapına azaltıcı yönde etki edecektir. Plastik zon oluşmaya başlaması için gerekli olan tek eksenli basma dayanımı değerinin düşey gerilmelerin iki katı olduğu durumda kritik nüfuz oranı % 100 değerini alır. Dolayısı ile hidrostatik basınç şartları altında cidarı çevreleyen kayaçta bir plastik zon oluşması için düşey gerilme miktarı ve kayacın tek eksenli basma dayanımı değerleri % 100 den küçük bir nüfuz oranı değeri vermelidir. % 100 den büyük kritik nüfuz oranı için kayacın sıkışma dayanımı düşey gerilmelerin iki katından büyük olmalıdır, bu durumda hidrostatik basınç şartları altında dairesel tünel etrafında kırılma olmayacak ve plastik zon oluşmayacaktır. Hidrostatik basınç şartları altında, düşey gerilmelerin iki katı değerinde tek eksenli sıkışma (basma) dayanımına sahip olan kayaç içerisinde Kirch bağıntılarına göre dairesel açıklığın yalnız cidarında dayanım değeri kadar bir gerilme oluşacağı beklenir ve bu durumda plastik zon çapının tünel çapına oranı 1 olarak alınabilir. Ancak, Eşitlik 2.8’e göre % 100 kritik nüfuz oranına sahip bahsedilen şartlarda örneğin içsel sürtünme açısı 30° olan kayaç için plastik zon çapının tünel çapına oranı 1,42 olmaktadır. Ayrıca, düşey gerilme değeri sıfır olmadığı herhangi bir değerdeyken kayacın dayanım değerlerinden bağımsız bir şekilde plastik zon oluştuğunu gösteren Bray ve Brown’ın gerilme dağılımı bağıntılarından türetilen plastik zon tayini eşitliklerine k_f , k_m faktörleri eklenmiştir. Bu faktörler ve kullanımları hakkında bilgi

detayları ilerleyen kısımlarda mevcuttur. Dolayısı ile Eşitlik 2.8 tamamlanmış bir bağıntı değildir. Denklem türetiminde izlenen yolun gösterimi amacıyla verilmiştir. Bu çalışma sonucunda önerilen plastik zon tayini denklemleri Bray ve Brown'ın gerilme dağılımı bağıntıları, Mohr-Coloumb yenilme ölçütü ve Kirsch bağıntıları kullanılarak türetilmiştir. Kayacın basma dayanımı düşey gerilme değerine eşit veya daha az olursa teorik olarak herhangi bir elastik zondan bahsedemeyiz. Tek eksenli basma dayanım değerinden daha yüksek düşey gerilmelere maruz kalan kayaç kırılmış olacaktır (poisson etkisinden kaynaklanan takviye basıncı ihmal edilmiştir). Düşey gerilmelerin kayacın tek eksenli basma dayanımına eşit olduğu zaman kritik nüfuz oranı sıfır olmaktadır ve bu durumda Eşitlik 2.8'deki plastik zon çapı bağıntısına göre plastik zon sınırı sonsuz çıkmaktadır, bu düşey gerilme/dayanım şartları altında malzeme yenilmiştir ve elastik bir ortamda tünel kazılmayacağı için plastik zon sınırından bahsedilemez.

Hidrostatik basınç şartları altında olmayan durumlar için dairesel tünel etrafındaki ($q=1$) plastik zonun yan duvarlar hizasındaki genişliği (W_p) ve tavan taban konumundaki yüksekliği (H_p) Bray ve Brown'ın nüfuz oranına bağlı gerilme alanı bağıntılarına göre sırasıyla Eşitlik 2.9 ve Eşitlik 2.10'de gösterildiği gibi türetilmektedir. H_p , W_p , plastik zon şematik olarak Şekil 2.4'te gösterilmiştir.

$$W_p = D \sqrt{\alpha \left[\frac{100}{2i_{rc}} (k+1) + k \right]} \quad (2.9)$$

$$H_p = D \sqrt{\alpha \left[\frac{100}{2i_{rc}} (k+1) + 1 \right]} \quad (2.10)$$



Şekil 2.4. Tünel etrafında oluşan plastik zon

k oranı 1 değerinden farklı olan bir alan için tavan-taban ve yan duvarlardaki plastik zon derinliği değişecektir. Bunun için konuma bağlı olarak asal gerilmelerin nasıl değiştiğini irdelemek gerekir. Kirch'in eşitliklerine göre teğetsel ve radyal gerilmelerin toplamı Eşitlik 2.11'de gösterilmiştir.

$$\sigma_{\theta} + \sigma_r = \sigma_v(1+k) - \frac{\sigma_v(k-1)}{2} \cos 2\theta \left(\frac{4a^2}{r^2} \right) = \ddot{o} \quad (2.11)$$

Mohr-Coloumb yenilme ölçütüne göre kayacın yenilme anındaki teğetsel gerilmeleri \ddot{o} parametresine bağlı olarak Eşitlik 2.12'deki gibi yazılır :

$$\sigma_{\theta} = \sigma_c + k_p(\ddot{o} - \sigma_{\theta}) = \frac{\sigma_c + k_p \ddot{o}}{k_p + 1} \quad (2.12)$$

Dolayısı ile hidrostatik şartlar altında olmayan alanlar için kritik nüfuz oranı aşağıdaki gibi yazılır:

$$i_{rc} = \frac{\frac{\sigma_c + k_p \ddot{\sigma}}{k_p + 1} - \sigma_v}{\sigma_v} \quad (2.13)$$

Bray ve Brown'ın elips yeraltı açıklıkları için önerdiği bağıntıyı dairesel tüneller için kullanılabilirliği açısından çeşitli uyarlanmaların yapılması gerekmektedir. W (tünel genişliği) ve H (tünel yüksekliği) birbirine eşitlendiği limitte (W=H=D) q değerinin 1 değerine yaklaştığı ve q değerinin 1 kabul edilerek bağıntıların dairesel tüneller için uygulanabilirliği incelendiğinde literatürde yer alan plastik zonun tavan-taban hizasındaki konumu ile ilgili analitik yaklaşımlara ve uygulama çalışmalarına paralel olmayan sonuçlar elde edilmektedir. Bu anlamda, k oranı arttıkça yan duvarlarda plastik zon derinliğinin artacağı görülen Bray ve Brown'ın eşitliğinde k yerine 1/k değeri alınıp, düşey gerilmeler yerine yatay gerilmeleri kullanılarak, yani düşey gerilme ve yatay gerilme yer değiştirilip k oranını 1/k olarak esas alınarak kayacın homojen izotropik olduğu dairesel kesitlerde W_p kestirimini içeren Eşitlik 2.9 ile plastik zonun yüksekliği (H_p) olan tavan taban doğrultusundaki plastik zon kalınlığı Eşitlik 2.17'de gösterildiği gibi hesaplanabilir. Bu şartlar altında kritik nüfuz oranı değerleri hesaplanması için $\ddot{\sigma}$ parametresinin Eşitlik 2.14'te gösterildiği gibi türetilmesi gerekir.

$$\ddot{\sigma} = \sigma_v \left[(1+k) - \frac{(k-1)}{2} \cos 2\theta \left(\frac{4a^2}{r^2} \right) \right] \quad (2.11)$$

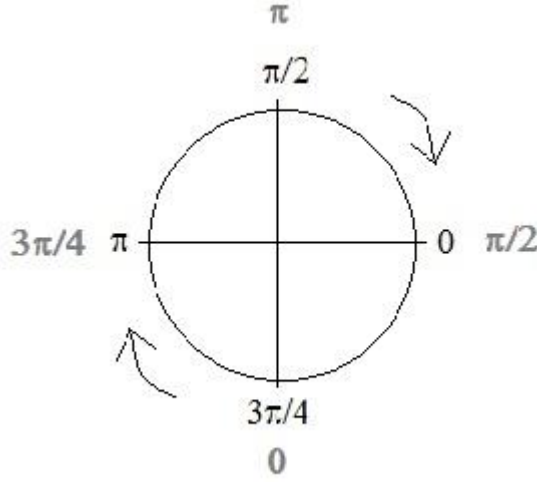
Düşey gerilme ile yatay gerilmeler yer değiştirilirse;

$$\ddot{\sigma}_h = \sigma_h \left[(1+k^{-1}) - \frac{(k^{-1}-1)}{2} \cos 2(\theta + \pi/2) \left(\frac{4a^2}{r^2} \right) \right] \quad (2.14)$$

$\ddot{\sigma}_h$ parametresi türetilirken Eşitlik 1.51'deki ($\ddot{\sigma}$ parametresinin) θ açısı da diğer yatay dikey olarak değişen parametreler gibi 90° değiştirilmiştir. Şekil 2.5'de gösterildiği gibi noktanın açısı 90° azaltıldığında başlangıç konumu da aynı açıyla azalır ve dik açıyla değiştirilen asal gerilmelerin doğrultuları neticesinde başlangıç konumunun sıfır derece

kabul edilmesi için incelenen konumun açısı 90° artırılmalıdır. Bu durumda, $\ddot{\sigma}_h$ parametresi için kritik nüfuz oranı Eşitlik 2.15'te verilmiştir:

$$i_{rc} = \frac{\frac{\sigma_c + k_p \ddot{\sigma}_h}{k_p + 1} - \sigma_h}{\sigma_h} \quad (2.15)$$



Şekil 2.5. Dik olarak konum değişimi

Kritik nüfuz oranına bağlı olarak plastik zonun genişliği (W_p) ve yüksekliği (H_p) sırasıyla Eşitlik 2.16 ve Eşitlik 2.17'de görüldüğü gibi türetilmektedir.

$$W_p = D \sqrt{\alpha \left[\frac{\sigma_v(1+k)}{2 \left(\frac{\sigma_c + k_p \ddot{\sigma}_v}{k_p + 1} - \sigma_v \right)} + k \right]} \quad (2.16)$$

$$H_p = D \sqrt{\alpha \left[\frac{\sigma_h(1+1/k)}{2 \left(\frac{\sigma_c + k_p \ddot{\sigma}_h}{k_p + 1} - \sigma_h \right)} + 1/k \right]} \quad (2.17)$$

Yan duvarların derinliğinde oluşan plastik zon sınırı W_p değerini belirleyecek θ açısı 0° ve 180° alınmaktadır. Bu durumda, $\cos 2\theta$ değeri 1 olur ve α parametresi Eşitlik 2.16 içine yazıldığında Eşitlik 2.18 oluşturulur.

Tavan taban bölgesi derinliğinde oluşan plastik zon sınırı H_p değerini belirleyecek θ açısı 90° ve 270° alınmaktadır. Bu durumda, $\cos 2(\theta+90^\circ)$ değeri 1 olur ve α_h parametresi Eşitlik 2.17 içine yazıldığında Eşitlik 2.19 oluşturulur. W_p/D ve H_p/D α parametresi bağıntısındaki r/a oranına eşittir. Plastik zon sınırı için r değeri, tünel merkezinden olan duraylılık sınırındaki kritik noktanın uzaklığı olarak alınır. Bu yüzden, Eşitlik 2.18 ve Eşitlik 2.19'da kritik nüfuz oranında gerilme artışı yaşanacak sınır denklemi böylelikle tek bilinmeyenli denkleme indirgenebilmektedir. Tek bilinmeyen Eşitlik 2.18 için W_p/D , Eşitlik 2.19 için H_p/D değeridir.

$$W_p = D \sqrt{\alpha \left[\left[\sigma_v(1+k) \right] / 2 \left\{ \frac{\sigma_c + k_p \left[\sigma_v(1+k) - \frac{\sigma_v(k-1) \left(\frac{4D^2}{W_p^2} \right) \right]}{k_p + 1} - \sigma_v \right\} + k \right]} \quad (2.18)$$

$$H_p = D \sqrt{\Gamma \left[\left[\sigma_h(1+k^{-1}) \right] / 2 \left\{ \frac{\sigma_c + k_p \left[\sigma_h(1+k^{-1}) - \frac{\sigma_h(k^{-1}-1) \left(\frac{4D^2}{H_p^2} \right) \right]}{k_p + 1} - \sigma_h \right\} + k^{-1} \right]} \quad (2.19)$$

Eşitlik 2.19'da Γ parametresi görülmektedir. H_p hesaplanırken tünel etrafındaki konum 90° dönderilerek yatay ve düşey gerilme değerlerinin yer değiştirdiği ve k oranı $1/k$ olarak alındığı için k oranına bağlı α değerinin H_p hesaplamalarındaki karşılığı olan bir parametrenin türetilmesi gerekmektedir. k oranı 1 değerinden büyük iken $1/k$ oranı 1 den küçük olacak ve Γ değişkeni 1 olacaktır ($k < 1$ $\alpha = 1$, $k > 1$ $\alpha = 1/k$). k oranı 1 değerinden küçükken $1/k$ oranı 1 den büyük olacak ve Γ değeri bu durumda $1/(1/k)$ yani k oranına eşit olacaktır ($k > 1$ $\Gamma = 1$, $k < 1$ $\Gamma = k$). Eşitlik 2.19'da yatay gerilmeler yerine $\sigma_v k$ yazılarak H_p Eşitlik 2.20'de gösterildiği gibi hesaplanmaktadır.

$$H_p = D \sqrt{\Gamma \left(\left[\sigma_v(1+k) \right] / 2 \left\{ \frac{\sigma_c + k_p \left[\sigma_v(1+k) - \frac{\sigma_v(1-k)}{2} \left(\frac{4D^2}{H_p^2} \right) \right]}{k_p + 1} - \sigma_v k \right\} + k^{-1} \right)} \quad (2.20)$$

Daha önce de açıklandığı için, Bray ve Brown gerilme dağılımı formülleri ile yenilmelerin incelenmesi ve plastik zon tayini için düzenleme faktörleri geliştirilmiştir. Eşitlik 2.8'deki karekök içerisindeki son ifade olan +1 düşey gerilme değeri sıfırken dahi bir plastik zon olduğu sonucuna neden olmaktadır. Düşey gerilme ufak bir değer aldığı anda dahi dayanım değerleri her ne olursa olsun D_p/D oranı 1 değerinden büyük çıkmak suretiyle plastik zon oluşumu sonucuna varılmasına neden olunmaktadır. Eşitlik 2.18 ve Eşitlik 2.20'da sırasıyla karekök içerisindeki son ifadeler olan +k ve $+k^{-1}$ değerleri de aynı Eşitlik 2.18'de karekök içindeki +1 ile aynı şekilde Eşitlik 1.36'daki Bray ve Brown'ın ikinci denkleminde gelmektedir. Eşitlik 2.8 hidrostatik basınç şartlarını yansıttığı için +1 değeri hem W_p 'deki +k, hem H_p 'deki $+k^{-1}$ değeri yerine kullanılmaktadır. Bray&Brown gerilme dağılımı bağıntılarında Eşitlik 1.37'deki ikinci denklemden de H_p değeri hesaplamalarında karekök içerisindeki son ifade +1 değeridir. Plastik zon olmayan alanlar için plastik zon oluşabileceği yönünde yanlış sonuçlar verilmesine neden olan fonksiyonların bu kısmı hidrostatik basınç şartları altında sıfır olarak alındığı takdirde plastik zon oluşumu $2\sigma_v > \sigma_c$ durumunda olduğu görülmektedir. Bu durum Kirsch bağıntılarına göre hidrostatik basınç koşullarında oluşan maksimum teğetsel gerilmenin düşey gerilmelerin 2 katına eşit çıkması ile paraleldir. Bundan dolayı fonksiyonun bu kısmının düzenlenmesi için türetilen k_m ve k_f düzenleme faktörleri hidrostatik basınç şartları altında, fonksiyondaki +1 girdisinin, 0 olması yönünde etki etmekte olup, k oranına, ortamın düşey gerilme ve kayacın dayanım koşullarına bağlı olarak Eşitlik 2.21, Eşitlik 2.22'de görüldüğü gibi plastik zon sınır değerlerini etkilemektedir. +k, +1 veya $+k^{-1}$ girdileri yerine kullanılan, k oranına bağlı olarak değişim gösteren k_f (kavlaklanma faktörü) ve kavlaklanma faktörünün eşitlik içerisinde uyarlanması için kullanılan k_m düzenleme faktörleri Eşitlik 2.23, Eşitlik 2.24 ve Eşitlik 2.25'te gösterilmiştir. k_m ve k_f faktörü kullanılmadan formüller eski halleri ile kullanılırsa k oranı artışı ile W_p artmakta ve H_p azalmaktadır. Bu etkiyi tersine döndürmek için k_f ve k_m düzenleme faktörleri W_p için türetilirken k^{-1} , H_p için türetilirken k ile

ilişkilendirilmiştir. Eşitlik 2.11’de gösterilen Kirsch bağıntılarına göre radyal ve teğetsel gerilme toplamlarındaki - işareti $\cos 2\theta$ değerine bağlı olarak değişebilmektedir. Konumun 90° çevirilmesi W_p eşitliğine bağlı olarak H_p değerine yönelik bağıntı içerisinde türetilen ön parametresinde, Eşitlik 2.14 değerinde görülen $\cos 2(\theta+90^\circ)$ tavan ve taban bölgesinde +1 değerine eşit olmasından dolayı, Eşitlik 2.14’deki - değeri değişmemiş, ancak H_p hesaplamalarında Eşitlik 2.21’de + olarak kullanılmıştır. Çünkü, düzenleme faktörlerinin denkleme eklenmesi ile H_p hesaplamaları için orijinal formül kullanılabilir. Bu yüzden, konumların 90° çevirilerek incelenen konum açısına 90° eklemeye gerek kalmamaktadır, ve bu durumda $\cos 2(\theta+90^\circ)$ yerine $\cos 2\theta$ değeri esas alınmaktadır. Tavan ve taban bölgesinde ($\theta=90^\circ$ ve $\theta=270^\circ$) $\cos 2\theta$ değerleri -1 çıktığı için - işareti + işaretine dönüşmektedir. Konum değiştirerek türetilen, k oranına bağlı Γ parametresinin k_m ve k_f faktörleri ile kullanımının özellikle yüksek k oranlarında aşırı değerlerin elde edilmesini engellediği ve W_p için α etkisinin k oranı $1/k$ olarak alınarak α ile aynı fonksiyon olan Γ girdisinin H_p hesaplamaları için daha doğru sonuç vereceği anlaşılmıştır. Düşey gerilmeler kayacın sıkışma dayanımına eşit olduğunda kritik nüfuz oranı sıfır çıktığı için plastik zon çapı sonsuz değeri almakta olup, elastik koşullarda yüksek gerilme/dayanım oranlarındaki ortamlarda açılan yeraltı açıklıkları etrafındaki plastik zon sınırının aşırı değerler alması söz konusudur. Yüksek k oranlarının ve diğer yandan yüksek gerilme/dayanım koşullarına bağlı nüfuz oranının plastik zon tayini üzerine etkileri Γ parametresi ile düzenlenmektedir. Kısacası Bray Brown’ın gerilme dağılımı bağıntılarının Kirsch bağıntıları ve Mohr-Coulomb yenilme ölçütüne bağlı olarak plastik zon sınırı tayininde kullanımı konusunda yapılan uyarlamada k_m , k_f düzenleme faktörleri ve Γ parametresi denkleme eklenmiştir.

$$H_p = D \sqrt{\Gamma \left[\left[\sigma_v(1+k) \left\{ 2 \frac{\sigma_c + k_p \left[\sigma_v(1+k) + \frac{\sigma_v(1-k)}{2} \left(\frac{4D^2}{H_p^2} \right) \right]}{k_p + 1} - \sigma_v \right\} + k_f \right] k_m \right]} \quad (2.21)$$

$$W_p = D \sqrt{\alpha \left[\left[\sigma_v(1+k) \left\{ 2 \frac{\left[\sigma_c + k_p \left[\sigma_v(1+k) - \frac{\sigma_v(k-1) \left(\frac{4D^2}{W_p^2} \right) \right]}{k_p + 1} \right] - \sigma_v \right\} + k_f \right] k_m \right]} \quad (2.22)$$

$$k_f = \sqrt{1 - k^{-1}} \quad W_p \text{ için, } k > 1 \text{ durumunda}$$

$$k_f = \sqrt{1 - k} \quad H_p \text{ için, } k < 1 \text{ durumunda} \quad (2.23)$$

$$k_f = 0 \quad W_p \text{ için } k < 1 \text{ durumunda ve } H_p \text{ için } k > 1 \text{ durumunda}$$

$$k_m = k - \left[\left[2\sigma_v / \sigma_c \right] \alpha^{-2} \right], \quad W_p \text{ için} \quad (2.24)$$

$$k_m = \sqrt{k} \left[\left[2\sigma_v / \sigma_c \right] \alpha^{-1} \right], \quad H_p \text{ için} \quad (2.25)$$

Bray ve Brown'ın gerilme nüfuz oranı alanları bağıntıları tavan taban bölgesi için ve yan duvarlar için ikişer tane verilmiş ve sonucu büyük olan eşitliğin kullanımı önerilmiştir. Eşitliklerin sonuçlarının hangisinin büyük olacağı ise daha önce belirtildiği gibi kritik nüfuz oranına ve k oranına bağlı olarak değişmektedir. Eşitlik 1.36'dan türetilmiş Eşitlik 2.21 ve Eşitlik 2.22 bu anlamda düşey gerilmelerin 5,4 MPa olduğu ve k oranının 0,25 olduğu bir ortam için kullanılamaz. Çünkü, daha önce belirtildiği gibi k oranı $2A_{pc}/(6A_{pc}+1)$ değerinden küçük olduğunda Eşitlik 1.36'da verilen ikinci denklem kullanılmamalıdır. Bu durumda, nüfuz oranına bağlı olarak gerilme artışı yaşanan konumun tayininde kullanılan Eşitlik 1.36'daki birinci bağıntı kullanıldığında W_p , Eşitlik 2.26'da görüldüğü gibi hesaplanır ve kritik nüfuz oranı bağıntısı α parametresine bağlı olarak açık bir şekilde yazılarak Eşitlik 2.27 oluşturulur. Dolayısı ile düşey gerilme 5,4 MPa değerinde iken ve düşey gerilme 8,1 MPa değerindeyken 10,45 MPa tek eksenli sıkışma dayanımına sahip olan bir kayaç için k oranı 0,25 olduğu şartlarda Eşitlik 2.22 kullanılmaz. k oranı 0,25 ve düşey gerilme 2,7 MPa iken W_p/D oranı Eşitlik 2.22'ye göre hesaplanabilir. k oranı 0,25 iken tavan-taban cidarında çekme gerilmeleri oluşacağı için türetilen denklemlerin ön

2.2. k Oranına Bağlı Olarak Dairesel Tünel Etrafında Oluşan Yenilme Zonu Sınırının Tayini Üzerine Örnek

Kirsch bağıntıları ve Mohr-Coulomb yenilme ölçütüne bağlı olarak türetilen kritik nüfuz oranı ile Bray ve Brown'ın tünel etrafında nüfuz oranına bağlı olarak gerilme dağılımları bağıntıları ile hesaplanan plastik zon sınırı ile Yan ve Shihao'nun bağıntılarından (Eşitlik 2.31, Eşitlik 2.32) elde edilecek sonuçların kıyaslanması için bu kısımda bir örnek verilmiştir. Bu örnekte farklı tek eksenli basma dayanımına sahip, farklı k oranlarına ve düşey gerilme değerlerine sahip izotropik homojen elastik kaya ortamlarında dairesel tünel etrafındaki plastik zon oluşumu incelenmiştir. Kayaç ortamının içsel sürtünme açısı 30° dir ve bu durumda Eşitlik 1.71 için gerekli parametre olan kayacın kohezyon değerleri $\sigma_c = 2c\sqrt{(1 + \sin \phi)/(1 - \sin \phi)}$ bağıntısına göre 10,45 MPa tek eksenli basma dayanımı için 3 MPa, 14,7 MPa tek eksenli basma dayanımı için 4,24 MPa, 20,25 MPa tek eksenli basma dayanımı için 5,85 MPa olmaktadır. Bağıntılardan elde edilen sonuçlara göre W_p/D veya H_p/D oranı 1 değerinden küçük olduğunda plastik zon oluşmamış demektir, çünkü plastik zon çapı tünel çapından küçük olamaz ve 1 değerinden küçük çıkan sonuçlar için W_p ve H_p değerleri sıfır olarak alınmıştır, yani plastik zon yok demektir. Farklı düşey gerilme şartlarına örnek olarak 2,7 MPa, 5,4 MPa ve 8,1 MPa değerleri için farklı k oranlarındaki H_p/D , W_p/D sonuçları Tablo 2.1'de verilmiştir:

Tablo 2.1. k oranı, düşey gerilme ve tek eksenli sıkışma dayanımı değerlerine göre oluşan plastik zon sınırları

σ_v (MPa)	k	Yan&Shihao		Kömürlü		σ_c (MPa)
		W_p/D	H_p/D	W_p/D	H_p/D	
2,7	0,25	0	-	0	-	10,45
2,7	0,5	0	0	0	0	10,45
2,7	1	0	0	0	0	10,45
2,7	2	0	1,05	0	1,18	10,45
2,7	3	0	1,24	0	1,34	10,45
5,4	0,25	1,10	-	1,39	-	10,45
5,4	0,5	1,06	0	1,11	0	10,45
5,4	1	1,02	1,02	1,01	1,01	10,45
5,4	2	0	1,20	0	1,45	10,45
5,4	3	0	1,30	0	1,63	10,45
8,1	0,25	1,21	-	1,92	-	10,45
8,1	0,5	1,14	0	1,74	0	10,45
8,1	1	1,10	1,10	1,22	1,22	10,45
8,1	2	0	1,66	0	1,77	10,45
8,1	3	0	2,24	0	2,82	10,45
2,7	0,25	0	-	0	-	14,70
2,7	0,5	0	0	0	0	14,70
2,7	1	0	0	0	0	14,70
2,7	2	0	0	0	1,08	14,70
2,7	3	0	1,08	0	1,23	14,70
5,4	0,25	1,01	-	1,11	-	14,70
5,4	0,5	0	0	0	0	14,70
5,4	1	0	0	0	0	14,70
5,4	2	0	1,13	0	1,31	14,70
5,4	3	0	1,22	0	1,43	14,70
8,1	0,25	1,11	-	1,46	-	14,70
8,1	0,5	1,07	0	1,22	0	14,70
8,1	1	1,03	1,03	1,02	1,02	14,70
8,1	2	0	1,21	0	1,49	14,70
8,1	3	0	1,32	0	1,71	14,70
2,7	0,25	0	-	0	-	20,25
2,7	0,5	0	0	0	0	20,25
2,7	1	0	0	0	0	20,25
2,7	2	0	0	0	0	20,25
2,7	3	0	1,02	0	1,14	20,25
5,4	0,25	0	-	0	-	20,25
5,4	0,5	0	0	0	0	20,25
5,4	1	0	0	0	0	20,25
5,4	2	0	1,06	0	1,20	20,25
5,4	3	0	1,15	0	1,33	20,25
8,1	0,25	1,02	-	1,02	-	20,25
8,1	0,5	0	0	0	0	20,25
8,1	1	0	0	0	0	20,25
8,1	2	0	1,15	0	1,36	20,25
8,1	3	0	1,24	0	1,47	20,25

Sonuçlardan görüldüğü üzere Yan ve Shihao'nun önerdiği bağıntıya ve türetilen bağıntılara göre plastik zonun oluşma durumu son derece paralel sonuçlar sergilemiştir.

Plastik zon sınırının mesafesi bu çalışma kapsamında türetilmiş olan bağıntılara göre daha yüksek değerler almaktadır. Bu durum olumludur. Çünkü, Yan ve Shihao'nun formullerinde kayacın tek eksenli sıkışma dayanımı değeri lineer Mohr-Coulomb yenilme ölçütüne göre $2c\sqrt{(1+\sin\phi)/(1-\sin\phi)}$ olarak dikkate alınmıştır. Bu durumda kayacın tek eksenli sıkışma dayanımı değerlerinden daha yüksek dayanım değerleri formülde kullanılmaktadır ve kırılma olan alan daha az hesaplanmaktadır. Ayrıca, çatlak ilerlemeleri dikkate alınmalıdır. $\theta=0^\circ, 90^\circ, 180^\circ, 270^\circ$ konumlarında kesme gerilmeleri oluşmasa da komşu noktalarda oluşan kesme gerilmeleri mod 2 türü çatlak ilerlemelerine sebebiyet verecektir [21]. Bundan dolayı, tavan-taban ve yan duvarlarda da çatlak ilerlemelerinin etkisi görülecek plastik zon sınırı duraylı bölgeye doğru ilerleyecektir. Mod 1 tipi çekme gerilmelerinden dolayı da k oranı 1/3 değerinden küçük iken tavan-taban bölgesinde çatlak ilerlemesi söz konusudur.

k_f faktörü sıfıra eşit olmadığı durumlarda yani k oranı 1 değerinden küçükken H_p , k oranı 1 değerinden büyükken W_p hesaplamalarında $(H_p/D)^2=x$ ve $(W_p/D)^2=x$ olacak şekilde değişken seçilerek denklemler kuadratik denkleme dönüşmektedir. Kuadratik denklem çözümlerinde hesaplanan iki kök değerinden biri negatif diğeri pozitif çıktığı zaman, negatif plastik zon sınırı ve alanı değerlerinden bahsetmek mümkün olmadığı için köklerden pozitif olan sonuç dikkate alınmalıdır. Yan ve Shihao'nun önerdiği bağıntı sonucunda da pozitif olan kök plastik zon sınırının merkeze olan uzaklığını vermektedir. W_p hesaplamalarını içeren Eşitlik 2.22 sonucunda k oranı 1 değerinden büyükken, özellikle yüksek k oranlarında iki adet pozitif kök elde edilebilir, bu durumda büyük olan kök hidrostatik şartlardaki W_p değerinden yüksek çıkmıyorsa dikkate alınır aksi halde değeri küçük çıkan kök dikkate alınmalıdır. Denklemi çözen iki kök arasında k oranı arttıkça W_p değerinin azalacağı yönde seçim yapılmalıdır.

Kirsch bağıntılarına göre k oranı 1/3 değerinden küçük iken tavan-taban bölgesinde çekme gerilmeleri oluşmaktadır, bu yüzden k oranı 0,25 değeri için H_p hesaplamaları, kayacın sıkışma dayanımı değerlerine bağlı olarak yenilmenin incelendiği gerek türetilen bağıntılarla gerek Yan ve Shihao'nun önerdiği bağıntılarla hesaplanmamıştır. Yan duvarlarda ise cidarda Kirsch bağıntılarına göre k oranı 3 değerinden büyük olduğu durumda teğetsel gerilmeler negatif olmaktadır ve kayacın sıkışma dayanımı değerlerine bağlı olarak plastik zon oluşumunun incelendiği bağıntılar ile bu durumda değerlendirme yapılamayacağı için W_p hesaplamaları için türetilen Eşitlik 2.22 ve Eşitlik 2.30 k oranı 3

değerinden küçük ortamlar için kullanılmalıdır. H_p hesaplamaları için türetilen Eşitlik 2.21 ise k oranı $1/3$ değerinden büyük ortamlar için kullanılmadığıdır. H_p hesaplamalarında $k > 3$ şartları için teğetsel gerilmeler majör asal gerilme olmadığı için Eşitlik 2.21 kullanılmamalıdır. Türetilen bağıntıların kullanımı için ön şart $\sigma_v < \sigma_c$ olması durumudur, aksi halde plastik zon sınırı hesaplanmaz.

Bu çalışma kapsamında türetilen bağıntılar özetlenecek olursa, hidrostatik basınç şartları altında plastik zon çapı için Eşitlik 2.33'ün kullanımı önerilmektedir:

$$D_p = D \sqrt{\frac{\sigma_v(1+k_p)}{\sigma_c + \sigma_v(k_p-1)}} \quad (2.33)$$

Hidrostatik basınç şartları dışında k oranı $2A_{pc}/(6A_{pc}+1)$ değerinden büyük olduğunda yan duvarlar hizasında plastik zon sınırlarının yatay aralığı (mesafesi) W_p değerinin Eşitlik 2.22 ile hesaplanması, k oranı $2A_{pc}/(6A_{pc}+1)$ değerinden küçük ise Eşitlik 2.30'a göre W_p hesaplanması önerilmiştir:

$$W_p = D \sqrt{\alpha \left[\left[\left[\sigma_v(1+k) \right] / 2 \left\{ \frac{\sigma_c + k_p \left[\sigma_v(1+k) - \frac{\sigma_v(k-1)}{2} \left(\frac{4D^2}{W_p^2} \right) \right]}{k_p+1} - \sigma_v \right\} + k_f \right] k_m \right]} \quad (2.22)$$

Eşitlik 2.30:

$$W_p = D \sqrt{\left[\left[\left[\sigma_v k \right] / 2 \left\{ \frac{\sigma_c + k_p \left[\sigma_v(1+k) - \frac{\sigma_v(1-k)}{2} \left(\frac{4D^2}{W_p^2} \right) \right]}{k_p+1} - \sigma_v k \right\} \right] \Gamma^{-1} 2 \left(\frac{\sigma_v}{\sigma_c} \right)^2 (5-3k) \right]} \quad (2.30)$$

Hidrostatik basınç şartları dışında, $1/3 < k < 3$ durumunda tavan-taban hizasında plastik zon sınırlarının dikey aralığı (mesafesi) olan H_p değerinin hesaplamalarında Eşitlik 2.21 ile verilen bağıntının kullanımı önerilmiştir:

$$H_p = D \sqrt{\Gamma \left[\left[\sigma_v(1+k) \left\{ 2 \left(\frac{\sigma_v + k_p \left[\sigma_v(1+k) + \frac{\sigma_v(1-k)}{2} \left(\frac{4D^2}{H_p^2} \right) \right] \right) - \sigma_v \right\} + k_f \right] k_m \right]} \quad (2.21)$$

2.3. Polimer Fiber Katkının Beton Üzerine Etkileri Konusundaki Deneysel Çalışmalar ve Verileri

Polimer fiber katkının püskürtme beton üzerindeki etkilerini görmek için su çimento oranı %50 olan, çimentonun kütlece %2 değerinde priz hızlandırıcı kullanılan, en iri agrega boyutu 8 mm olmak üzere 1300 kg/m³ agrega, 6 kg/m³ polipropilen cinsi polimer fiber katkılı beton ve polimer katkısız aynı beton kıyaslanmıştır. Numunelerimizde en iri agrega boyutunun 8 mm olmasının nedeni 200 mm x 50 mm x 50 mm boyutlarında eğilme dayanımı numunelerimizin uniform davranabilmesi için en büyük agrega tane boyunun eğilme dayanımı numunesinin en kısa kenarının 1/6'sından küçük olmasını sağlamaktır. Eğilme numunesi simetrik, izotropik ve daha önce eğilmeye maruz kalmamış ise tarafsız (neutral) eksen, numuneyi yatay olarak iki eşit parçaya bölen düzlemi oluşturmaktadır. Bu eksenin sınırlandırdığı çekme ve sıkışma zonu derinliklerinin maksimum agrega tane boyundan en az 3 kat büyük olması gerekmektedir [25]. Beton numunelerimizde kullanılan agregaların 4 mm altındaki ince agrega miktarı 685 kg/m³ 4mm'den iri agregaların miktarı ise 615 kg/m³ değerindedir. Aşağıdaki Tablo 2.2'de polimerli ve polimersiz numunelere ait basma dayanımı değerleri verilmiştir.

Tablo 2.2. Tek eksenli basma dayanımı sonuçları

Numune Türü	Tek eksenli basma dayanımı (MPa)		
	1 gün	7 gün	28 gün
Polimerli (6 kg/m ³)	13,32	25,49	31,79
	12,90	26,02	29,07
	12,50	23,87	28,59
	Ort:12,91	Ort:25,13	Ort:28,82
Polimersiz	10,06	22,29	27,87
	12,15	25,56	29,27
	13,47	23,62	31,81
	Ort:11,89	Ort:23,82	Ort:28,65



Şekil 2.6. Polimer fiber



Şekil 2.7. Kırılmış polimerli beton numuneleri

Test sonuçlarından görüldüğü üzere polimer fiberin betonun tek eksenli basma dayanımı üzerine ciddi bir katkısı bulunmamaktadır. Kilogramının günümüz fiyatları ile 8 Amerikan doları dolaylarında olduğu bu malzeme, basma dayanımı üzerinde ekonomik olarak dayanım artışına neden olamamaktadır. Ancak, püskürtme beton malzemesinin katılığını azalttığı için pek çok uygulama alanında betonun kırılmamasına ve daha düşük tahkimat basıncı ile stabilizasyonun sağlanmasına olanak tanır. Püskürtme beton tahkimatın katılığı olan Şekil 1.19'daki tahkimat reaksiyonun eğimini veren bağıntı Eşitlik 2.34'te verilmiştir [7]:

$$K_s = \frac{E_s}{(1 + \nu_s)ri} \frac{r_i^2 - (r_i - t_s)^2}{(1 - 2\nu_s)ri^2 + (r_i - t_s)^2} \quad (2.34)$$

K_s : Beton tahkimatın katılığı (MPa/mm)

E_s : Beton malzemesinin elastisite Modülü (GPa)

ν_s : Beton malzemesinin poisson oranı

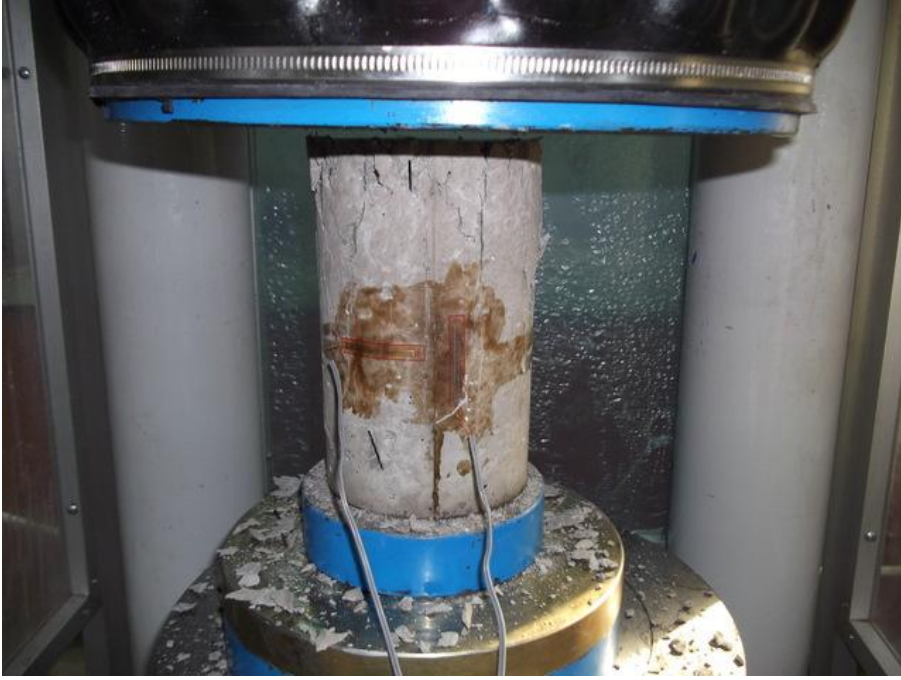
r_i : Tünel yarıçapı (m)

t_s : Püskürtme beton kalınlığı (m)

Polimerli ve polimersiz beton tahkimatın katılığını karşılaştırmak için gerekli parametrelere ulaşmak adına tek eksenli basınç altında deformabilite deneyi yapılmıştır. 20 santimetre boya 10 santimetre çapa sahip 3 adet polimer fiberli, 3 adet polimer fibersiz toplam 6 adet numuneye ait gerilme değerlerine karşılık eksenel ve çapsal deformasyon değerleri ölçülmüş, elde edilen elastisite modülü ve poisson oranı değerleri aşağıdaki tablolarda verilmiştir (Tablo 2.3, Tablo 2.4, Tablo 2.5). Beton numuneleri 28 gün kür süresine sahip olup polimerli numunelerde 6 kg/m³ polimer fiber kullanılmıştır. Şekil 2.6'da görülmekte olan polimer fiber malzeme ile hazırlanan tek eksenli basma gerilmesi altında kırılan bazı beton numuneleri Şekil 2.7, Şekil 2.8, Şekil 2.9 ve Şekil 2.10'da görülmektedir.



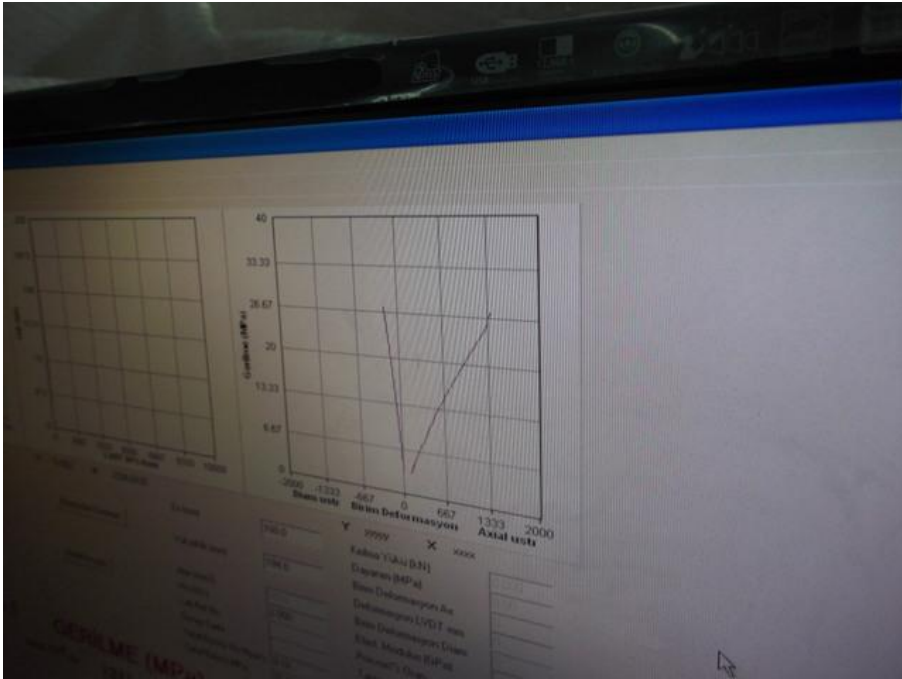
Şekil 2.8. Gerinim ölçer yapıştırılmış numune



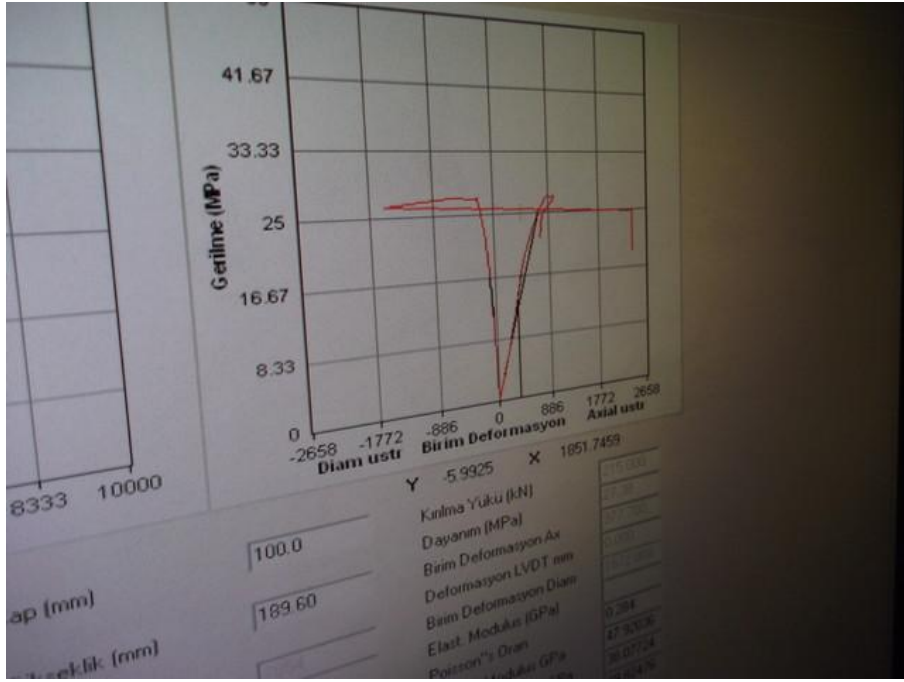
Şekil 2.9. Tek eksenli basınç altında kırılmış deformabilite deneyi numunesi



Şekil 2.10. Tek eksenli basınç altındaki deformabilite deneyi numunesi



Şekil 2.11. Gerinim ölçer okumalarının izlenmesi



Şekil 2.12. Gerinim ölçer okumalarının izlenmesi

Tablo 2.3. Polimersiz numunelere ait elastisite modülü değerleri

	1.num.	2.num.	3.num.	Ort.
$E_{\text{tanjant}}(\text{GPa})$	56,84	29,22	36,27	40,78
$E_{\text{sekant}}(\text{GPa})$	51,22	37,82	38,97	42,67
$E_{\text{ortalama}}(\text{GPa})$	43,50	30,78	40,57	38,28

Tablo 2.4. Polimerli numunelere ait elastisite modülü değerleri

	1.num.	2.num.	3.num.	Ort.
$E_{\text{tanjant}}(\text{GPa})$	29,23	33,34	29,07	30,55
$E_{\text{sekant}}(\text{GPa})$	35,92	46,08	39,67	40,56
$E_{\text{ortalama}}(\text{GPa})$	40,38	39,06	32,64	37,36

$$\nu = -E_a/E_l = -\epsilon_l/\epsilon_a$$

(2.35)

ν : Poisson oranı

E_a : aksel elastiite modülü (GPa)

E_t : yanal elastiite modülü (GPa)

ϵ_a : aksel birim deformasyon(%)

ϵ_t : yanal birim deformasyon (%)

Deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçlarda görüldüğü gibi polimer fiber katkı betonun elastiite modülü değerlerini düşürmektedir. Bunun nedeni, polimer fiber malzeme ile çimento harcının yüzeylerinde kimyasal bir birleşme yaşanmadığı için betonda boşluklar oluşması ve aynı zamanda kullanılan polimer malzemenin betonun elastiite modülü değerinden daha düşük elastiite modülü değerine sahip bir katkı olarak açıklanabilir. Polimer fiber katkının betonun poisson oranı değerlerinde de düşüşe neden olduğu deneysel çalışmalarda görülmüştür. Tablo 2.5'te polimerli ve polimersiz numunelere ait poisson oranı değerleri görülmektedir.

Tablo 2.5. Numunelerin Poisson oranları

	1.num.	2.num.	3.num.	Ort.
Vtanjant Polimerli	0,322	0,306	0,258	0,29 5
Vsekant Polimerli	0,261	0,229	0,302	0,26 4
Vtanjant Polimersiz	0,405	0,324	0,410	0,38 0
Vsekant Polimersiz	0,320	0,233	0,273	0,27 5

Bu sonuçlara göre Eşitlik 2.34'te verilmiş olan bağıntıdaki ilgili parametrelerin değerlerindeki belirtilen azalmalar tahkimat katılığının da azalmasına neden olmaktadır. Dolayısı ile polimer fiber katkı ile betonun aynı gerilme miktarında kırılmadan, daha çok deformasyona müsaade etmesine olanak sağlanmış olur. Betonun gevrekliği azaltılmış ve çoğu uygulama alanı için gereksiz erken tahkimat basıncı sağlandığından dolayı yaşanan

tahkimat kırılmaları engellenmiş olur. Tahkimat katılığının azaltılması gereken alanlarda polimer fiber kullanımı avantaj sağlamaktadır. Ama hızlı tahkimat basıncının sağlanması gereken yeraltı açıklıkları etrafında elastik deformasyonun olmadığı sık süreksizlilerin bulunduğu problemlili zeminlerde olduğu gibi bir takım zemin özellikleri için tahkimat katılığının azaltılması dezavantaj sağlayacaktır.

Betonun bir dezavantajı basma dayanımına nazaran çok düşük çekme ve dolayısı ile eğilme dayanımı değerlerine sahip olmasıdır. Pek çok kesitteki yeraltı açıklığında yaşanan püskürtme beton tahkimatın kırılma nedeni beton malzemeye ait düşük eğilme ve çekme dayanımıdır. Örneğin, düz tavana sahip olan bir yeraltı açıklığında püskürtme beton tahkimat, tavandan gelen yüklenme sonucu eğilme gerilmelerine maruz kalmaktadır. Polimer fiber katkının betonun eğilme dayanımı üzerindeki etkilerinin incelenmesi için 3 noktadan eğilme dayanımı testleri yapılarak polimerli ve polimersiz numunelerin farklı priz zamanlarında dayanım değerleri incelenmiştir. Hazırlanan numunelerin içeriği basma dayanımına tabi tutulan numuneler ile aynıdır. Tablo 2.6’da numunelerin eğilme dayanımı değerleri verilmiştir.

Tablo 2.6. Eğilme dayanımı testi sonuçları

Numune Tipi	Eğilme Dayanımı(MPa)		
	1 günlük	7 günlük	28 günlük
Polimersiz	1,204	2,663	3,008
	1,298	2,830	3,057
	1,325	3,019	3,265
	Ort:1,276	Ort:2,837	Ort:3,110
Polimerli (6 kg/m ³)	3,671	5,185	5,054
	4,126	4,544	4,923
	3,878	4,747	5,768
	Ort:3,892	Ort:4,825	Ort:5,248

Deney sonuçlarına göre polimersiz betonun 28 günde ulaşamadığı eğilme dayanımı değerlerine polimer katkı ile 1 günde ulaşmak mümkündür. 1 günlük eğilme dayanımı değerleri karşılaştırıldığında polimer katkılı betonun 3 kat artış sağladığı görülmekte olup bu oranın betonun priz zamanına bağlı olarak azaldığı görülmektedir. Polimer fiber katkının

eğilme dayanım değerlerinde ciddi artış sağladığı görülmekle birlikte özellikle kısa süreli dayanım değerlerinde daha büyük oranlarda dayanımı artırdığı söylenebilir. Bunun nedeni organik kökenli olan bir polimer malzemenin yüzeyinin çimento ile kimyasal tepkimeye girmemesinden dolayı aderansın betonun priz alması ile ciddi artış sağlamamasıdır. Şekil 2.13 ve 2.14'te polimer fiberli eğilme dayanımı numuneleri görünmektedir.



Şekil 2.13. Polimer fiberli, kırılmış eğilme dayanımı numuneleri



Şekil 2.14. Polimer fiberli, kırılmış eğilme dayanımı numuneleri

At nalı, ters u, düz tavan taban veya yan duvarlara sahip yeraltı açıklıklarında olduğu gibi betonun düşük eğilme dayanımı değerlerinden dolayı tahkimat kırılma riskinin yaşandığı yeraltı açıklıkları için püskürtme beton içerisinde polimer fiber katkı kullanmak büyük avantaj sağlayacaktır. Betonun basma dayanımı değerinin tahkimat kırılmasını belirleyici faktör olduğu dairesel yeraltı açıklıklarında, polimer fiber kullanımı, tahkimat dayanım değerlerinde önemli derecede artış sağlamamaktadır. Ancak, tahkimat katılığını azalttığı için daha düşük tahkimat basıncı ile stabilizasyonun sağlanmasına olanak sağlar. Killi zeminlerdeki şişme problemleri karşısında betonun müsaade edebileceği deformasyon miktarını artırdığı için tahkimat kırılmalarını önleyici yönde etki sağlar. Killi zeminlerde şişmeye izin verilmezse gereksiz tahkimat basıncı sağlanması gerekecek ve beton kullanım miktarı artacaktır. Şekil 1.19’da görüldüğü gibi polimer fiber tahkimat reaksiyon eğrisinin eğimini azaltarak istenen tahkimat basıncına daha yüksek deformasyon miktarında ulaşılmasını sağlar. Örneğin, 6 metre yarıçapında dairesel bir yeraltı açıklığı düşünürsek elastisite modülü 30 GPa, Poisson oranı 0,3 olan bir beton ile yapılan 30 santimetre kalınlığında bir püskürtme beton tahkimat Eşitlik 2.34’e göre 1 mm deformasyona karşılık 0,288 MPa tahkimat basıncı sağlarken betonun elastisite modülünün 25 GPa ve Poisson oranının 0,25 değerine düşmesi sonucu tahkimat 1 milimetrelik radyal deformasyon sonucu 0,232 MPa tahkimat basıncı sağlamaktadır. Dolayısı ile betonun Poisson oranı ve elastisite modülünün düşmesi sonucu katılık değeri de düşüş göstermektedir. Beton tahkimatın katılığını düşürmek için başka bir yöntem kalınlığını azaltmak olsa da bu durumda tahkimat dayanım değeri önemli oranda etkilenir. Eşitlik 2.36’da görüldüğü gibi püskürtme betonun cidardan aktarılan radyal gerilmelere karşı olan dayanımı (P) püskürtme beton kalınlığı (t_s), tünel yarıçapı (r_i), betonun tek eksenli basma dayanımı (σ_c) değerlerine bağlı olarak etkilenir [7].

$$P = \frac{\sigma_c}{2} \left[1 - \frac{(r_i - t_s)^2}{r_i^2} \right] \quad (2.36)$$

Örneğimizdeki tünelde 30 GPa elastisite modülü, 0,3 poisson oranı değerine sahip beton ile 25 GPa elastisite modülü, 0,25 poisson oranı değerine sahip betonun aynı katılığa sahip olması için eşitlik 2.34’e göre 30 GPa elastisite modülüne sahip olan betonun kalınlığı 30 santimetreden 24,3 santimetreye düşürülmelidir. Bu durumda her iki beton tahkimatın da

katılığı 0,232 MPa/mm değerinde olacaktır. Bu durumda Eşitlik 2.36'ya göre beton dayanım değeri 0,8 katına düşmektedir. Gerilmeler sıfıra inmiyor ve deformasyonlar durmuyorsa mutlaka belirli bir deformasyon miktarında gerilmeler artmaya başlar ve tahkimatın dayanım değeri bu noktada radyal gerilmelere cevap veremiyorsa tahkimat ölü yüklere maruz kalacak ve kırılacağı basınca kadar tahkimat basıncı kaya cidarından aktarılan gerilmelere eşitlenemezse duraysızlık yaşanacaktır. Kırılmış olan beton tahkimatın kalıcı dayanım değerleri cidardan etkileyen gerilmelerin düşüşü ile Şekil 1.20'de görüldüğü gibi bir noktada eşitlenebilecek ve stabilizasyon sağlanabilecek olsa da kırılmış ve fazla deformasyona uğramış betonun kalıcı dayanım değerleri çok düşecek ve hatta Şekil 1.21'de görüldüğü gibi büyük bloklar halinde düşmeler yaşanabilecektir. Bu durumda halen stabilizasyon korunuyorsa betonun gereksiz tahkimat basıncı sağladığı söylenebilir.

Tahkimatın çok hızlı reaksiyon sağlaması gereken, az deformasyona uğradığında nispeten daha yüksek basınç sağlayan katı bir tahkimata gerek olan, süreksizliklerin sık olduğu zeminler için polimer fiber katkı uygun değildir. Ayrıca, şehirsiz bölgelerde olduğu gibi tasmanın minimum seviyede olması istenen uygulama alanlarında polimer fiber katkı kullanımı uygun olmaz. Çünkü, beton tahkimat tünel içinde daha çok deformasyona müsaade edeceği için yüzeydeki oturmalar da tünel içi deformasyonlar ile orantılı olarak artış gösterecektir. Patlatma yapılan alanlarda beton tahkimata dinamik yükler aktarıldığı için patlatma sonucu püskürtme beton malzemesinde istenmeyen süreksizlikler oluşabilmektedir. Polimer fiber, betonun dinamik yüklere karşı dayanımını, enerji emme kapasitesini, darbe dayanımını, büyük oranda artırır [22]. Dolayısı ile, patlatma kaynaklı veya galeri içerisindeki çalışmalardan kaynaklı yaşanan beton çatlamlarını önlemek için polimer fiber katkı kullanılabilir. Polimer fiber katkı kırılan beton malzemenin askıda kalmasını sağlayarak düşmesini engeller. Aynı zamanda püskürtme beton uygulamasında ciddi bir problem olan, malzeme kaybına ve çalışma alanında birikmeye neden olarak çalışma verimliliğinin düşmesine yol açan geri sekme problemi için polimer fiber katkı kullanmak avantaj sağlar. Çelik fiberin olduğu gibi polimer fiberin de geri sekme problemini azaltıcı yönde etkisi vardır. Beton malzemesi içinde bir lif sistemi oluşturarak köprüleme ile taneleri bir arada tutar ve taneler daha büyük kütleler halinde hareket edeceği için dağılmayı, dolayısı ile geri sekmeyi engeller.

300 MPa tipik çekme dayanımı değerine sahip olan polipropilen, beton için polimer fiber malzemesi olarak Dünya’da en yaygın kullanılan malzemedir. Bu konuda da ilerde değişimler olacağını düşünüyoruz. Polipropilen çimento ile yüzeyinde kimyasal bir bağlanma yaşamamakta dolayısı ile beton içerisinde gözenekler oluşmaktadır. Polipropilen fibere göre çimento harcı ile kimyasal olarak bağlanma özelliği gösterebilen yüksek aderansa sahip daha dayanıklı yeni malzemeler beton için daha iyi katkı sağlayabilirler. Gerek basma gerek eğilme dayanımı numunelerimizin hiç birinde polimer fiberin kopmadığı, kırılma yüzeylerinde polimer fiberin betondan sıyrıldığı görülmüştür. Dolayısı ile polimer malzemenin çok yüksek dayanım değerlerine sahip olması yeterli değildir, yüksek aderansa sahip olması gerekmektedir. Malzeme yüzeylerindeki kimyasal etkileşimin yanı sıra fiber malzemenin geometrik şekli, yüzey pürüzlülüğü, fiziksel özellikleri gibi faktörler de aderansı etkileyen faktörler olup, fiber katkının beton dayanım değerleri üzerindeki etkilerini büyük ölçüde etkilerler. Polipropilen cinsi polimer malzemenin fiber katkı olarak kullanılmasının önemli bir nedeni de pratik olarak istenilen fiziksel özellikte üretim yapılabilmesidir. Polipropilen termoplastik bir polimerdir. Termoplastik polimerler düz zincirli polimerler olup ısıtıldıklarında önce yumuşarlar ve sonra erirler. Bu şekilde ısı işlemi ile fiber elde edilecek olan malzeme şekillendirilebilir. Polipropilen 160 °C sıcaklıkta erimektedir. Polipropilen malzemesi 80 - 90 °C sıcaklığına kadar ısıtılarak rahatlıkla ipliksi yapıda şekil verilebilmektedir. Termoset polimerler ise çarpaz bağlı polimerler olup ısıtılarak kalıplanamazlar ve çok ısıtılırlarsa yanarlar.

Çelik fiberin yüzeyi çimento harcı ile daha iyi yapışabilme özelliğine sahiptir. Basma dayanımında önemli bir artış sağlamayan polimer fiber katkının deneysel çalışmalar sonucunda eğilme dayanımında yüksek oranda artış sağladığının görülmesi beton malzemesinin çekme dayanımının artırılmış olması ile ilgilidir. Beton içerisindeki polimer lif çekme gerilmelerine maruz kalan betonun köprülenme dolayısı ile kendisine tutunmasını sağlar. Farklı geometrik şekilde aynı cins polimer fiber malzemeler farklı oranlarda kullanılarak aynı dayanım değerleri sağlanabilmektedir. Dayanım değerlerinin yanı sıra geometrik şekil ve fiber çapı-boyu betonla verimli karışmayı etkileyen önemli faktörlerdir. Beton içerisinde daha homojen karışım gösterebilmesi, topaklanmanın daha az olması malzemenin daha verimli kullanılmasına ve dolayısı ile daha az malzeme ile daha büyük katkı sağlanmasına olanak sağlamaktadır. Fiber malzemesinin fiziksel özellikleri beton içinde oluşan lif sisteminin mekanik özelliklerini etkiler.

Beton içerisindeki lif sisteminin elastisite modülü üzerindeki etkileri ile ilgili analitik yaklaşımlar da geliştirilmiştir. Bunlardan biri Eşitlik 2.37’de verilmiştir [27].

$$E_c = E_m \left[\frac{1 + \xi \eta V_f}{1 - \eta V_f} \right] \quad (2.37)$$

E_c : fiberli betonun elastisite modülü (GPa)

E_m : fibersiz betonun elastisite modülü (GPa)

V_f : fiberin hacimce karışımdaki oranı (%)

$$\eta = \frac{(E_f/E_m - 1)}{(E_f/E_m + \xi)} \quad (2.38)$$

ξ değeri fiberin boy çap oranına ve fiberin hacimsel olarak karışım içindeki oranına bağlı olarak değişen pozitif bir katsayıdır. E_f ise fiber malzemesinin elastisite modülüdür. Fiber malzemenin elastisite modülü betonun elastisite modülünden küçük olduğunda Eşitlik 2.38’de görüldüğü gibi η değeri negatif çıkmaktadır ve bundan kaynaklı olarak Eşitlik 2.37’den elde edilen fiberli betonun elastisite modülü fibersiz betona göre daha düşük bir değer olacaktır.

2.4. Şehirsal Bölgelerde Yapılan Dik Temel Çukuru Kazısı Duraylılığının İncelenmesi

2.4.1. Yüzey yükü olmayan dik kazılmış toprak katmanının çatlama yükseliğinin belirlenmesi

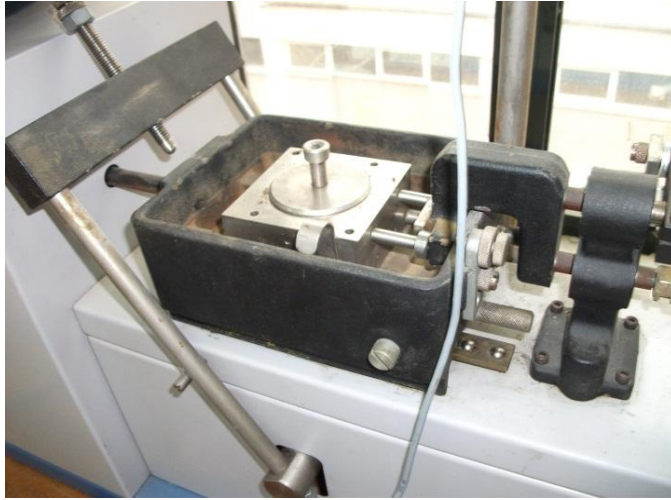
KTÜ Hukuk fakültesi binasının arkasında bulunan dik kazılmış alandaki zeminin mekanik parametrelerinin belirlenmesi için kesme kutusu deneyi yapılmıştır. Deneyden elde edilen veriler Tablo 2.7’de paylaşılmıştır. Kesme kutusu deneyi ile ilgili resimler Şekil 2.15, Şekil 2.16 ve Şekil 2.17’de verilmiştir.



Şekil 2.15. Kesme kutusuna yerleştirilmiş numune



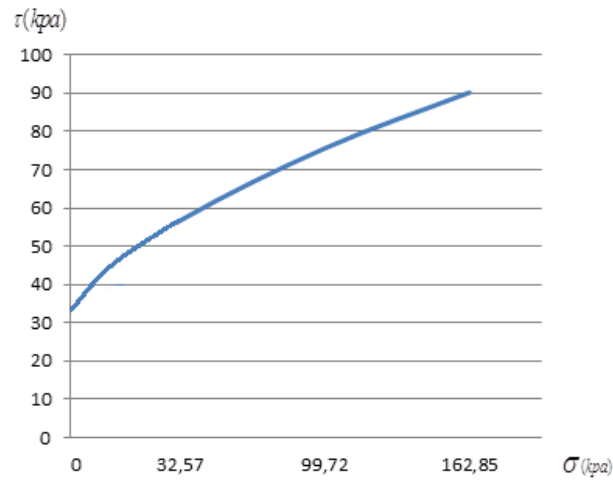
Şekil 2.16. Kesme kutusunda kırılmış numune



Şekil 2.17. Kesme kutusu

Tablo 2.7. Zemin numunesine ait deformasyon- kesme gerilmesi değerleri

Def. (mm)	τ (kPa)	τ (kPa)	τ (kPa)	τ (kPa)	Def. (mm)	τ (kPa)	τ (kPa)	τ (kPa)	τ (kPa)
0,3	5,2	8,1	11	12,9	5,4	31,2	47,2	67,3	75,6
0,6	8,3	13,2	20	21,0	6,0	32,4	49,3	69,2	78,4
1,2	11,4	23,3	32	36,8	6,8	32,1	52,1	70,8	82,3
1,8	14,6	27,4	43	45,2	7,6	30,6	54,0	73,4	85,7
2,4	17,5	35,8	56	58,1	8,4	28,5	56,2	75,3	87,5
3,0	22,1	38,7	56	62,4	9,2	26,2	53,1	74,1	89,2
3,6	25,0	41,2	63,3	65,1	10	24,0	51,7	71,3	87,8
4,2	27,2	42,7	64,9	68,0	11	23,8	50,2	69,5	84,9
4,8	28,9	44,6	66,6	71,2	τ_{pik} (kPa)	32,6	56,7	75,6	90,2



Şekil 2.18. Zeminin duraylılık sınırındaki normal gerilme-kesme gerilme grafiği

Zeminin pik kohezyon ve içsel sürtünme açısı sırasıyla 39,25 kPa ve 16,5° değerlerindedir.



Şekil 2.19. KTÜ Hukuk Fakültesi arkasındaki toprak tabakasının görünümü.

Zeminin kendi ağırlığı dolayısı ile duraysızlık yaşayacağı çatlama yüksekliğinin belirlenmesi için doğal birim hacim ağırlık deneyleri yapılmış ve $19,129 \text{ kN/m}^3$ değeri bulunmuştur. Zeminin ağırlık parametresi olan birim hacim ağırlık değeri ve dayanımı belirleyen parametreler (içsel sürtünme açısı ve kohezyon) kullanılarak Mohr-yenilme zarfına göre zeminin yenilmeden durabileceği maksimum yüksekliği(h) Eşitlik 2.39'da gösterilmiştir [34].

$$h = \frac{2c \sqrt{\frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}}}{\gamma} \quad (2.39)$$

$$\gamma = 19,129 \text{ kN/m}^3$$

$$\phi = 16,5^\circ$$

$$c = 39,25 \text{ kPa}$$

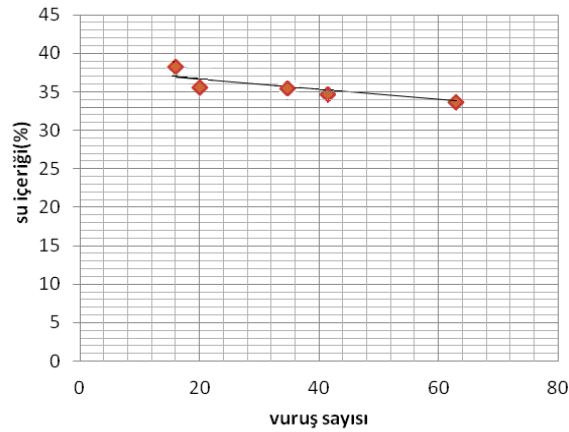
Bu değerlere göre zeminin çatlama yüksekliği 5,46 metre olarak bulunmaktadır. Dik kazılmış toprak örtü tabakası Şekil 2.19'da görülmektedir. Toprak kalınlığının belli bir yükseklikten fazla olması risk oluşturmaktadır. Toprak tabakası kalınlığının 6 metre dolaylarında olduğu kısımda Şekil 2.19'da görüldüğü gibi kaymalar gözlemlenmiştir. İncelenen kazı alanı altında herhangi bir duraysızlık nedeni ile zarar yaşanmaması için hukuk fakültesi binası arkasındaki alan insanların kullanımına yakın bir süre önce

kapatılmıştır. Yaşanan ufak çaplı kaymalar zeminde gevşemeye yol açmış ve çevresel etkilere karşı direnç azalmıştır. Kayma olan yer örtü tabakasının en yüksek olduğu ve çatlama yüksekliğinin aşıldığı öngörülen kısımlardadır. Toprağın çevresel etkilere karşı olan direncini tartışmak amaçlı zeminin fiziksel özellikleri tespit edilmiştir. Bu anlamda bölgenin çok yağış alan bir bölge olmasından dolayı zeminin su muhtevası değişimi ile nasıl davranış göstereceğini incelemek için kıvam limitleri testleri yapılmıştır. Zemin numunelerine uygulanan likit limit testlerinden elde edilen su muhtevası-vuruş sayısı değerleri Tablo 2.8’de verilmiştir:

Tablo 2.8. Zemin numunesinin vuruş sayısına göre % su içeriği değerleri.

Vuruş Sayısı	Su muhtevası (%)
63	33,60
42	34,57
35	35,09
20	35,63
16	38,16

Tablo 2.8’deki değerler kullanılarak oluşturulan Şekil 2.20’deki dağılım grafiği çizilmiştir. Grafik kullanarak 25 vuruştaki su içeriğine tekabül eden likit limit değeri %35,40 olarak bulunmuştur.



Şekil 2.20. Su içeriği - vuruş sayısı grafiği

Uzunluğu 8 santimetreyi geçmeyen ve 3 mm çapında çatlamaya başlayan, incelenen toprak malzemesi ile hazırlanan çubuk numunelere ait plastik limit deney verileri Tablo 2.9'da verilmiştir.

Tablo 2.9. Plastik limit deney verileri

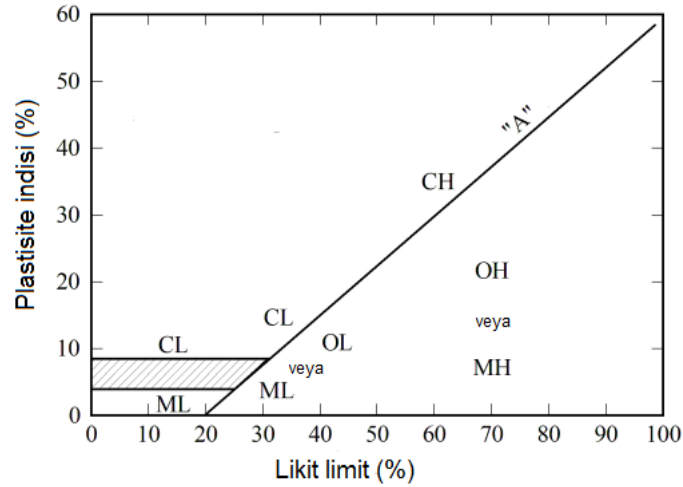
Yaş ağırlık	Kuru ağırlık	Su ağırlığı	Su muhtevası
3,23 gr.	2.58 gr.	0,65 gr.	%25,19

Bu değerlere göre zemin numunesinin plastik limit değeri %25,19 olarak tespit edilmiştir. Eşitlik 2.40'da plastisite indisini veren bağıntı verilmiştir [37].

$$PI = LL - PL \quad (2.40)$$

PI=Plastisite indisi
 PL=Plastik limit
 LL=Likit limit

Bu eşitlikten zeminin plastisite indisi %10,21 çıkmaktadır. Likit limit ve plastisite indisi değerlerine göre zemin malzemesi Şekil 2.21'de gösterildiği üzere sınıflandırılmaktadır [34].



Şekil 2.21. Kasagrande Zemin sınıflama-plastisite kartı

- CH : Yüksek Plastik Davranışlı Kil
 CL : Düşük Plastik Davranışlı Kil
 MH : Yüksek Plastik Davranışlı Silt
 ML : Düşük Plastik Davranışlı Silt
 OH :Yüksek Plastik Davranışlı Organik Toprak (Az Bulunur)
 OL :Düşük plastisiteli organik toprak

Yukarıda bulunan plastisite indisi ve likit limit değerlerine göre Şekil 2.21’de verilen plastisite kartına bakılarak zemin sınıflaması yapılabilir. Bu değerlere bakıldığında incelenen zeminin OL kodlamalı düşük plastik davranışlı organik toprak veya ML kodlu düşük plastik davranışlı silt olabileceği görülmektedir. Organik madde içeriği zeminin plastisitesini düşürür, çok nadir yüksek plastisiteli organik toprak bulunabilmektedir. Organik maddeler zemin malzemesinden hafiftir ve toprağın yoğunluğunu azaltır. Organik toprak bitkisel ve hayvansal organik atıkların humuslaşması ile oluşur. Organik topraklar, organik malzeme içeriğine göre mak (kütlece %20-%50 organik madde içeriği) ve pit (kütlece %50-%80 organik madde içeriği) olarak ikiye ayrılırlar. Genelde bataklıkların kuruması ile birikmiş organik maddelerin oluşturduğu topraklardır [38]. Toprağın yerinde birim hacim ağırlığı değerinin $19,129 \text{ kN/m}^3$ olarak belirlenmesinden dolayı incelediğimiz malzemenin organik toprak olmadığı yönünde değerlendirme yapılmıştır. Düşük plastisiteli malzemeler yüksek plastisiteli malzemelere göre daha kırılmandır. Plastisite yükseldikçe toprak malzemenin kırılmadan şekil alabilme özelliği artar. Plastik limit değeri altındaki toprak çatlaklar gösterme, ufalanma eğilimi göstermeye başlar [39]. Plastisite malzemenin belirli bir basınç altında kopmaya karşı olan direncini ifade eder. Düşük plastisiteli zeminler yüksek plastisiteli zeminlerin bir arada tutunduğu su içeriği değerlerinde ufalanırlar. Özellikle düşük plastisiteli siltler havada kurumuş haldeyken dirençleri çok düşer. Bu durumdan dolayı yaz aylarında su muhtevasının düştüğü günlerde risk oluşturabilecek çatlaklar oluşabilir. Plastik limit değeri altındaki zemin deformasyonlara pek müsaade edemez bir haldedir. Büzülme limiti altındaki zeminin ise su içeriğinde de malzeme dışarıdan bir gerilmeye maruz kalmaksızın çatlaklar gösterir [39].

Bu tip dik kazılmış kalın toprak örtüleri çevresel etkiler neticesinde zamana bağlı olarak gevşeyecek ve mekanik parametrelerinde düşüş yaşanacaktır. Malzemenin plastisitesi arttıkça su içeriğindeki değişimden dolayı duraylılık daha az etkilenecektir. Yüksek plastisiteli zeminlerde malzemenin çatlama, dağılma veya akma göstermeyeceği su içeriği aralığı daha geniştir. Belirli bir orandan itibaren su içeriği yükseldikçe mekanik parametre değerlerinde düşüş yaşanacak ve likit limit değerinin üzerinde sıvılaşma

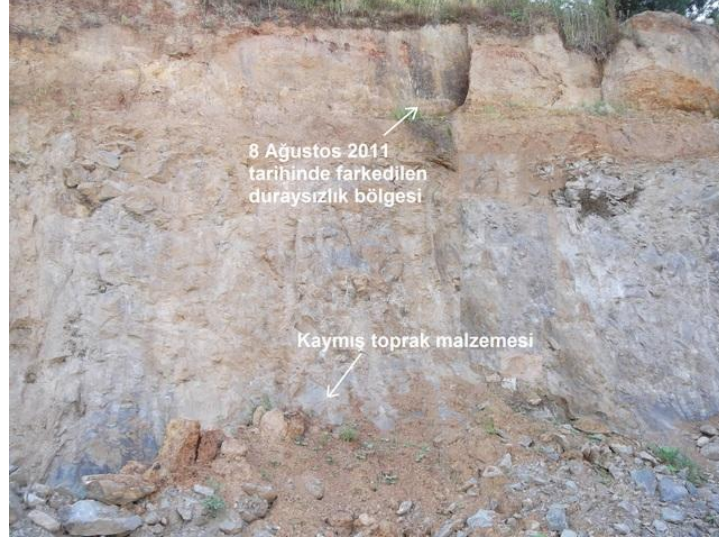
yaşanacaktır. Diğer yandan, büzülme limiti altındaki su muhtevasında zemin dışarıdan bir yüke maruz kalmadan dahi kendiliğinden çatlamlar gösterebilme durumundadır. Plastik limitin altındaki toprak gerilmeler dolayısı ile plastik limitin üzerindeki toprağa göre daha az deformasyona müsaade edecek çatlaklar gösterecektir. Dolayısı ile yazın buharlaşmaların artması sonucu istenmeyen kırılmalar, kaymalar gerçekleşebilir. Doğal yolla toprak taşınmasının, erezyonun önemli etkenlerinden biri zeminin su muhtevasındaki değişimdir. Bu anlamda hava sıcaklığı büyük role sahiptir. Haziran ayının gelmesi ile buharlaşma artmış ve KTÜ hukuk fakültesi binası arkasındaki alanda Şekil 2.22’de görüldüğü gibi 10 Haziran 2011 tarihinde yeni bir kayma daha gerçekleşmiştir.



Şekil 2.22. 10 Haziran 2011 tarihinde yaşanan kayma

Kayan malzemenin altında insan olsaydı, olumsuz sonuçlar yaşanabilirdi. Hesaplanan çatlama yüksekliğinden daha kalın toprak kazısı yapılan ve kaymaların başladığı bu kazı alanını kendi haline bırakmak doğru olmayacaktır.

8 Ağustos günü de alanda yeni yaşanmış duraysızlıklar fark edildi. Hava sıcaklığının artması neticesinde daha önce duraysızlık yaşanan bölgede yeni kaymış toprak malzemesi görüldü ve bu bölgenin 20 metre yanında yeni duraysızlık yaşanan bir bölge fark edilmiştir. Mevsim dolayısı ile kurumuş olan toprakta yaşanan çatlamlar blok halinde kaymalara neden olabilmektedir. Şekil 2.23’te 8 Ağustos tarihinde kayma yaşanan yeni bölgenin resmi görülmektedir.



Şekil 2.23. 8 Ağustos 2011 tarihinde yaşanan kayma

Şekil 2.24'te Nisan ayında duraysızlığın başladığı alanda Ağustos ayında kopan yeni bloklardan birinin el ile rahatlıkla yeni parçalara bölünebildiği, düşük su muhtevasından dolayı çok sayıda çatlğa sahip olduğu, deformasyona müsaade edemeyen bir yapıda olduğu görülmektedir. Şekil 2.25'te elle rahatlıkla dağılabildiği, parçalanabildiği görülmektedir.



Şekil 2.24. 2011 yılının Ağustos ayında kayan toprak



Şekil 2.25. 2011 yılının Ağustos ayında kayan toprak

Bu alanda çelik hasır üzerine kalın olmayan bir püskürtme beton uygulaması zeminin çevresel etkilere karşı hassasiyetini azaltacak ve oluşabilecek olan yeni toprak kaymalarına engel olacaktır.

2.4.2. Yüzey yüküne sahip dik kazılmış toprak katmanının duraylılığının incelenmesi

Bina, otoyol gibi çeşitli yüzey yükleri zeminde oturmaları yol açarak mekanik parametreleri değiştirir. Bu anlamda zeminin konsolidasyon özellikleri önemlidir. İkinci inceleme alanımız olan, bir bina temeline teğet olarak kazılmış ve iki tarafından otoyol geçen Trabzon ili Pelitli mevkiinde bulunan başka bir tahkimatsız temel çukuru Şekil 2.26’de görülmektedir. Binanın neden olduğu konsolidasyonun zemine etkilerini incelemek için ödometre deneyi yapılmıştır. Temel çukurunun diğer bir kenarından, üzerinde bir yapı, otoyol gibi yüzey yükü olmayan toprak alandan zemin numunesi alınmıştır. Numune konsolide edilmeden önce başlangıç boşluk oranı bilinmelidir. Bunun için numune hacmi, zeminin özgül ağırlığı ve kurutulmuş katı fazın ağırlığı bilindiği takdirde Eşitlik 2.41’e göre boşluk oranı hesaplanabilir.

$$V_o = V_s(1+e) \quad (2.41)$$

V_o :Boşluklu malzeme hacmi (m^3)
 V_s :Katı fazın hacmi (m^3)
 e : Boşluk oranı



Şekil 2.26. Pelitli mevkiindeki temel çukuru

Zemin numunesinden alınan örnek yoğunluk değerinin ölçülmesi için piknometre deneyine taabi tutuldu ve zemin malzemesinin özgül ağırlığı 2,51 olarak bulundu. Hacmi ve ağırlığı ölçülen numunenin birim hacim ağırlığının da $18,398 \text{ kN/m}^3$ olarak tespit edilmesi üzerine boşluk oranı tayini için kullandığımız 70,23 gramlık malzemenin hacmi $37,44 \text{ cm}^3$ olarak hesaplandı. Numunenin etüvden çıkarıldıktan sonraki ağırlığı 63,48 gr olarak ölçüldü ve özgül ağırlığı bilinen katı fazın hacimi $25,30 \text{ cm}^3$ olarak tespit edildi. Bu değerler ile numunenin başlangıç boşluk oranı % 48 olarak tespit edilmiştir. Eşitlik 2.42'deki boşluk oranı porozite bağıntısı kullanıldığında ise numunenin % 32 değerinde poroziteye sahip olduğu görülmektedir.

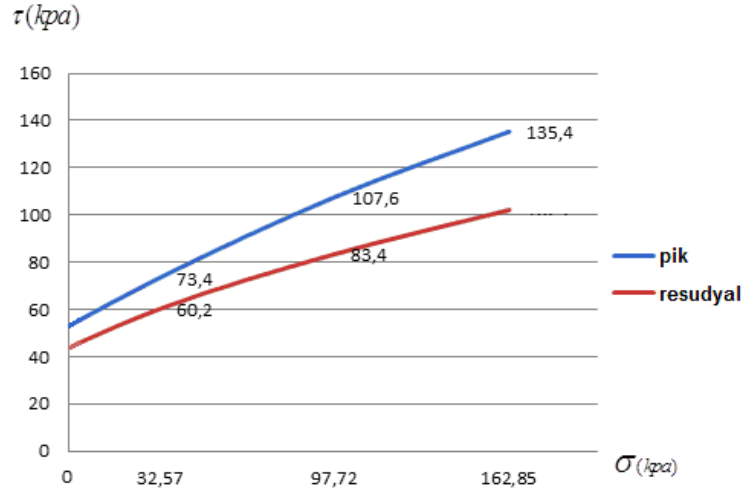
$$n = \frac{e}{e+1} \quad (2.42)$$

n: porozite (%)

Başlangıç boşluk oranı değeri ödometre testi kısmında kullanılmıştır. Konsolidasyonun mekanik parametreler üzerindeki iyileştirmesini görebilmek adına konsolide olmamış olan zeminin mekanik parametrelerinin belirlenmesi için kesme kutusu deneyi yapılmış, elde edilen pik ve resudyal (kalıcı) kesme gerilmesi-normal gerilme değerleri Tablo 2.10'da verilmiştir:

Tablo 2.10. Kesme kutusu deneyi sonucu

	$\sigma=0$ kPa	$\sigma=32,57$ kPa	$\sigma=97,72$ kPa	$\sigma=162,85$ kPa
$\tau_{\text{pik}}(\text{kPa})$	52,67	73,45	107,6	135,4
$\tau_{\text{resudyal}}(\text{kPa})$	41,3	60,2	83,4	-



Şekil 2.27. Pelitli mevkiinden alınan numuneye ait duraylılık zarfı.

Tablo 2.11. Pik ve resudyal değerler için okunan kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerleri

C pik	56,38 kPa
C resudyal	48,60 kPa
ϕ pik	26,57°
ϕ resudyal	18,43°

Mohr duraylılık zarfından türetilen Rankine teoremine göre, aktif gerilme durumunda malzemenin kırılma anında majör ve minör asal gerilmeler arasındaki bağıntı aşağıdadır :

$$\sigma_h = \frac{\sigma_v - 2c\sqrt{N\phi}}{N\phi} \quad (2.43)$$

σ_v =düşey gerilme (MPa)

σ_h =yatay gerilme (MPa)

$$N_\phi = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad (2.44)$$

$$\sigma_v = \gamma \cdot h \quad (2.45)$$

Yatay gerilme değeri herhangi bir tahkimat sistemi uygulanmadığı için sıfır olarak alınmaktadır. Bu durumda malzemenin duraylı halde kalabileceği düşey gerilmeyi belirleyen h çatlama yüksekliği Eşitlik 2.39'da verilmiştir:

$$h = \frac{2c \sqrt{\frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}}}{\gamma} \quad (2.39)$$

Yukarıdaki Eşitlik 2.39'da kullanılan değerler:

γ =Birim hacim ağırlığı: 18,398 kN/m³

ϕ =İçsel sürtünme açısı: 26,57°

c =Kohezyon: 56,38 kPa

(Malzemenin ilk kırılma anında pik içsel sürtünme açısı ve pik kohezyon değerleri alınmalıdır).

h=9,86 metre olarak belirlenir.

Toprağın kendi ağırlığı altında duraylılığını koruması için ne değerde bir yanal tahkimat basıncı gerekeceği eşitlik 5 kullanılarak bulunabilir. Değer negatif çıkıyor ise

tahkimat basıncına gerek yoktur. Zeminin kendi ağırlığı altında, yüzey yüklemeleri olmadığı takdirde teorik olarak 9,86 metre derinlikten sonra tahkimat basıncı gerekecektir. 3,5 metre kalınlığındaki zeminin kendi ağırlığı altında duraysızlık yaşamaması için yanal bir tahkimat basıncına gerek yoktur. 3,5 metre kalınlığındaki toprak tabakası için eşitlik 1'den çıkacak olan yanal gerilme değerleri negatif çıkacağı için temel çukurundaki malzemenin duraysızlık yaşamaması için yanal bir dış basınca ihtiyacı olmayacaktır ve bu yüzden zeminin kendi ağırlığı altında duraylılığını koruması söz konusudur. Ancak incelenen temel çukuru için yüzey yükleri dikkate alınmalıdır. Yüzey yüklemelerinin duraylılık üzerindeki etkileri trafikten kaynaklı, otoyoldan kaynaklı ve binalardan kaynaklı gerilme artışları olmak üzere 3 başlık altında incelenmiştir.

2.4.2.1. Trafikten Kaynaklanan Gerilme Artışları

Trafikten kaynaklı gerilme artışlarına bir örnek olarak temel çukuru yanından geçen Şekil 14'te yer alan, katalog rakamlarına bakıldığında yüksüz ağırlığının 2,25 ton olduğu görülen kamyonetin yüklü ve yaklaşık 3 ton olduğu varsayılarak zeminde neden olduğu gerilme dağılımları incelenmiştir. Zemine, hareket eden kamyonetin sağ ve sol taraftaki tekerlerinden iki adet çizgisel yüzey yükü etkimektedir. 3 tonluk aracın ağırlık merkezinin ortada olduğu düşünülerek sağ ve sol tekerlerinden 1,5 tonluk kütleler etkidiği varsayılmıştır. Her bir tekerleğin zeminle temas eden alanı bulunarak çizgisel yüzey gerilmesinin miktarı bulunabilir. Yüzeyle etkileyen çizgisel yük bilindikten sonra incelenecek konumdaki düşey gerilme artışı Eşitlik 2.46'da gösterildiği gibi Boussinesq'in bağıntısına göre hesaplanabilir [34]

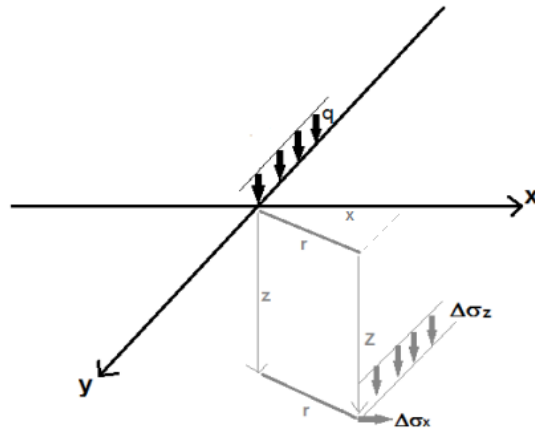
$$\Delta\sigma_v = \frac{2qz^3}{\pi(x^2 + z^2)^2} \quad (2.46)$$

- q : Yüzey yükü (kPa)
- z : Düşey mesafe (metre)
- x : Yatay mesafe (metre)

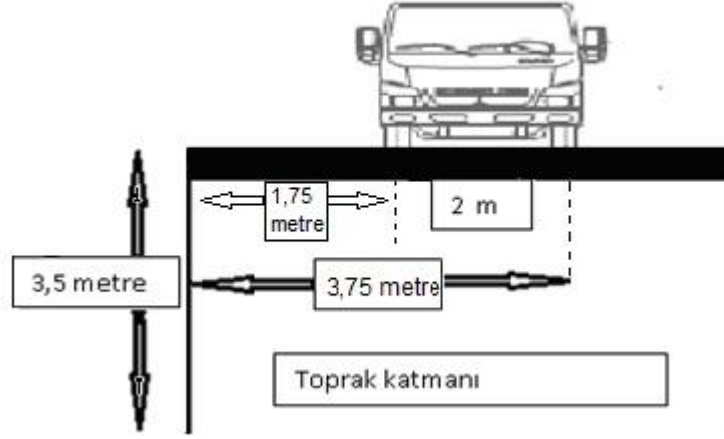


Şekil 2.28. Temel çukuru yanından geçen kamyonet

Her bir teker çiftinden gelen yük 15 kN değerindedir. Tekerlerin kalınlığını 30 santimetre ve temas eden alanın eni 17 santimetre olarak alınabileceği park halindeki aynı marka ve model, başka bir araç incelenerek değerlendirilmiştir. Buna göre tekerleğin zeminle temas eden alanı $0,051 \text{ m}^2$ değerinde kabul edilmiştir. İki tekererin sağladığı bir çizgisel yüzey yükü $147,06 \text{ kPa}$ olarak hesaplanmıştır.



Şekil 2.29. Çizgisel yük



Şekil 2.30. Yoldan geçen kamyonet

Şekil 2.30’da görüldüğü gibi iki metre genişliğindeki aracın temel çukuruna 1,75 metre mesafeden geçtiğini varsaydığımızda çizgisel yüklerin temel çukuruna olan yatay mesafeleri 1,75 metre ve 3,75 metre olarak alınır ve incelenen bir konumdaki gerilme artışının bulunması için iki yatay mesafedeki yüzey yüklerinin neden olduğu gerilme artışı toplanır. Örneğin temel çukurunun 0,5 metre derinliğinde kamyonet geçerken yaşanan düşey gerilme artışı aşağıda hesaplanmıştır:

$z = 0,5$ metre ve $x = 1,75$ metre için (sağ tekerler için);

$$\Delta\sigma_v = \frac{2.147,06(kPa) \cdot 0,5(m)^3}{\pi(1,75m^2 + 0,5m^2)^2} = 1,067 \text{ kPa}$$

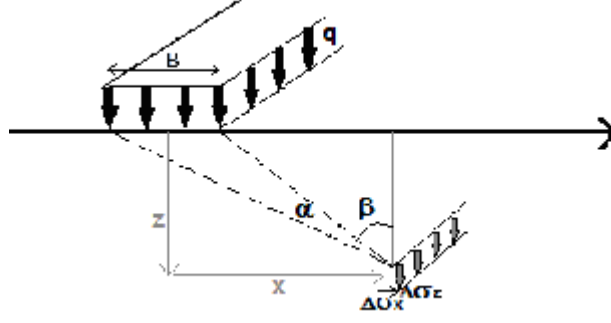
$z = 0,5$ metre ve $x = 3,75$ metre için (sol tekerler için);

$$\Delta\sigma_v = \frac{2.147,06(kPa) \cdot (0,5m)^3}{\pi(3,75m^2 + 0,5m^2)^2} = 0,057 \text{ kPa}$$

0,5 metre derinlikte temel çukuru cidarında oluşan gerilme artışı 1,124 kPa (0,057 kPa+1,067 kPa) değerindedir. Derinliğe bağlı olarak kamyonetin (trafikten kaynaklı) temel çukurunda neden olduğu gerilme artışları Tablo 6’da verilmiştir.

2.4.2.2. Otoyolun Ağırlığından Kaynaklı Zeminde Yaşanan Gerilme Artışları

Otoyollar zemin üzerinde şeritsel yüzey yükü olarak etkirler ve konuma bağlı olarak zeminde Eşitlik 2.47’de verildiği gibi gerilme artışına sebep olurlar [33]. Eşitlik 2.47’de kullanılan parametrelerin şematik gösterimi Şekil 2.31’de verilmiştir.



Şekil 2.31. Uygulanan şerit yükün zemine etkisi

$$\Delta\sigma_z = \frac{q}{\pi} [\alpha + \sin \alpha \cdot \cos(\alpha + 2\beta)] \quad (2.47)$$

Otoyol malzemesinin yoğunluğu 2,4 ton/m³ olarak alınarak birim hacim ağırlığı 23,544 kN/m³ bulunmuştur. 25 santimetre olan yol malzemesinin yüksekliği birim hacim ağırlığı ile çarpılarak şeritsel yüzey yükü 5,86 kPa olarak hesaplanmıştır. Temel çukurunda derinliğe bağlı olarak otoyolun ağırlığından kaynaklı Eşitlik 2.47’ye göre hesaplanan düşey gerilme artışları Tablo 2.12’de verilmiştir:

Tablo 2.12. Otoyol tarafında temel çukurundaki zemin üzerindeki düşey gerilme artışları

Derinlik (m)	Zeminden kaynaklı σ_z (kPa)	Yoldan kaynaklı $\Delta\sigma_z$ (kPa)	Kamyonet kaynaklı $\Delta\sigma_z$ (kPa)	$\Sigma\sigma_z$ (kPa)
0,5	9,199	2,775	1,124	13,098
1	18,398	2,612	6,083	27,093
1,5	27,597	2,45	12,377	42,424
2	36,796	2,30	19,606	58,702
2,5	45,995	2,16	20,412	68,567
3	55,194	2,02	22,124	79,338
3,5	64,393	1,89	22,917	89,2

Yukarıdaki tablodaki sonuçlardan yola çıkarak, otoyoldan ve kamyonetden kaynaklı gerilme artışları ve toplam düşey gerilme değerlerine bağlı olarak zemin malzemesinin düşey gerilmeleri yanal olarak iletme karakterizasyonu ile alakalı pasif itki katsayısına ($K_p=N\phi$) bağlı olarak zemine yanal tahkimat basıncı sağlayacak olan bir dayanım duvarının gerekliliği incelenmiştir [2]:

$$\sigma_1 = \sigma_{cm} + k_p \sigma_3 \quad (2.48)$$

σ_{cm} = Kayacın tek eksenli dayanımı (MPa)

σ_1 = Birincil (Majör) asal gerilme (MPa)

σ_3 = Minör asal gerilme (MPa)

$k_p=N\phi$ = Yanal pasif itki katsayısı

Düşey gerilme majör asal gerilme ($\sigma_1=\sigma_v$)

Yatay gerilme minör asal gerilme ($\sigma_3=\sigma_h$)

Zeminin kendi ağırlığı ve yaşanan gerilme artışları göz önünde bulundurularak Eşitlik 2.43'e göre farklı derinliklere göre çıkan yanal gerilme değerleri Tablo 2.13'de verilmiştir:

$$\sigma_h = \frac{\gamma \cdot h + \Delta\sigma_z - 2c\sqrt{N\phi}}{N\phi} \quad (2.43)$$

Tablo 2.13. İncelenen yüzey yükleri altında duraysızlık yaşanmaması için gerekli minimum yanal gerilme

Derinlik (m)	σ_h (kPa)
0,5	-64,95
1	-59,13
1,5	-53,17
2	-46,86
2,5	-42,04
3	-41,07
3,5	-37,87

İncelenen durumda değerler negatif çıktığı için tahkimata gerek olmadığı anlaşılmaktadır. Kamyonetin yoldan geçişi dayanım duvarı olmayan bu temel çukurunda bir duraysızlık problemine neden olmamıştır. Yoldan geçen kamyonetin 5,3 kat ve daha fazla yüzey yüklemesine sahip olması durumunda, çıkan pozitif sonuçlardan görüldüğü üzere

duraysızlık yaşanacağı öngörülür. Örneğin, kamyonetin neden olduğu yüzey yükü 5,5 kat daha fazla olsaydı Eşitlik 2.43'e göre 3,5 metre derinlikte sonuç 2,109 kPa çıkmaktadır. Bu, 3,5 metre derinlikte zemine doğru 2,109 kPa değerinde bir yanal tahkimat basıncı sağlanması gerektiği anlamına gelmektedir. Ayrıca zeminin içerisinde farklı konumlarda çukur cidarına nazaran yaşanan daha fazla gerilme artışları sonucunda yüzey yükünün artması ile kayma yüzeyi oluşumunu başlatabilecek kırılmalar yaşanabilir. Yüzeiden etkiyen gerilme toprağın basma dayanımı değerinden küçüktür. Zemin malzemesinin basma dayanımı Eşitlik 2.39'a göre 181,4 kPa olarak hesaplanmaktadır. Yüzeiden uygulanan çizgisel yük bu değerden büyük olursa tekerlerin altında kırılma gerçekleşir ve yüzey yükünün büyüklüğüne bağlı olarak belirli bir derinliğe kadar kırılmalar devam eder. Derinlik arttıkça yüzey yükünden kaynaklı gerilme değişimlerinin azalacağından dolayı gerilmelerin malzemenin dayanım değerine düştüğü derinliğe kadar kırılma devam eder. Yüzey yükünün büyüklüğüne bağlı olarak kırılmaların fazla ilerlemesi sonucu bir kayma yüzeyi oluşabilir. Dolayısı ile zemine yanal basınç sağlayarak dayanımı artırması ve zeminde kırılmalar olsa da bir kayma yüzeyinin oluşmaması açısından bu tip otoyol kenarlarındaki temel çukurlarında tahkimat kullanılması gerekmektedir. Özellikle ağır vasıtaların geçtiği, kalın toprak tabakaları içinde dik olarak yapılan bu tip temel çukurları için zaruridir. Daha önce de değinildiği gibi alternatif yollar var ise ağır vasıtalara trafiğin kapatılması ikinci bir seçenektir.

2.4.2.3. Binadan Kaynaklanan Zemindeki Gerilme Artışları

Bir zemine dışarıdan yükleme yapıldığında zeminin mekanik özelliklerinde değişimler olacaktır. Bunların başında gelen neden zeminin yapacağı oturma ve boşluk oranındaki azalmadır. Otoyolun altındaki zeminin konsolidasyonu ihmal edilerek hesaplamalar yapılmıştı ancak bu alt başlık altında binadan kaynaklı zeminde yaşanan konsolidasyon dikkate alınacaktır. Temel çukurunun binanın temeline teğet kazılan kenarındaki zeminin konsolidasyon sebebi ile mekanik parametrelerindeki değişimi incelemek için ödometre deneyi yapılmıştır.

Eşitlik 2.49 kullanılarak oturma (ΔH) değerine bağlı olarak zeminin boşluk oranındaki değişim hesaplanabilir [34].

$$\frac{\Delta H}{H} = \frac{-\Delta e}{1+e_0} \quad (2.49)$$

e_0 =Başlangıç boşluk oranı (%)
 Δe =Boşluk oranındaki değişim (%)
 H =Zemin malzemesinin yüksekliği (mm)
 ΔH : Zemindeki oturma (mm)

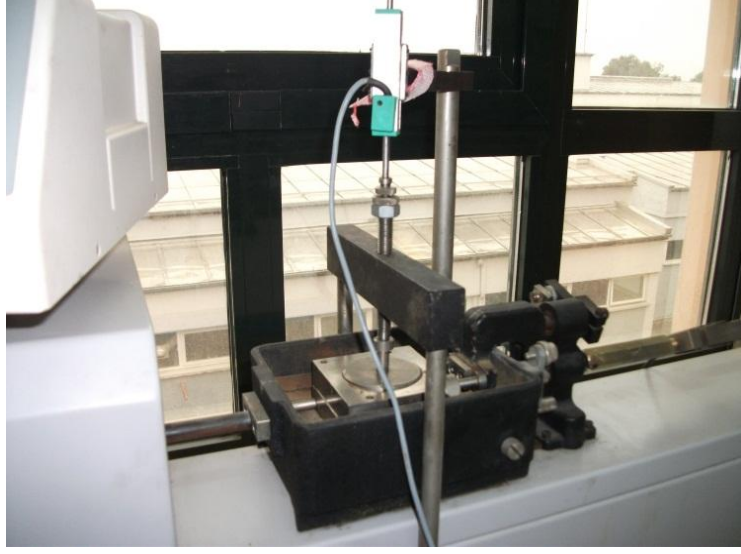
$$Cc = \frac{\Delta e}{\log \frac{\sigma_1}{\sigma_2}} \quad (2.50)$$

C = Sıkışma indisi
 C_c =Birincil sıkışma indisi
 C_r =İkincil sıkışma indisi

Başlangıç boşluk oranı (e_0) daha önce deneysel verilere değinerek Eşitlik 2.41'e göre %48 olarak bulunmuştu, dolayısı ile porozite değeri de Eşitlik 2.42'ye göre %32 olan zeminin konsolidasyonda bırakma süresine karar verirken malzemenin ağırlıklı silt tane boyuna sahip olan bir malzeme olması göz önünde bulundurulmuş ve yapılan ön deneysel çalışmalarda %90 oturmayı 8 saatlik süreçte tamamladığı tespit edilmiştir. Amerikan standartlarına göre önerilen yöntem zemin numunesini en az %90 oranında boşluk oranındaki azalma süresi kadar bekletmektir. Genelde killi zeminler için 24 saat önerilen sabit gerilme altında konsolidasyon süresi incelenen silt malzemesi için 12 saat olarak belirlenmiştir. Farklı yükler altındaki zeminin oturma miktarları konsolidasyon deneyi ile ölçülmüştür. Numunede gözlenen oturma değerleri Tablo 2.13'te verilmiştir:

Tablo 2.13. 20 mm yüksekliğinde zemin numunesinde normal yüklemelerle meydana gelen oturma miktarı.

Normal gerilme σ	65,14 kPa	130,18 KPa	195,42 kPa	260,36 kPa
oturma ΔH (mm)	1,148	0,932	0,877	2,582



Şekil 2.32. Numunenin oturma miktarının LVDT ile ölçülmesi



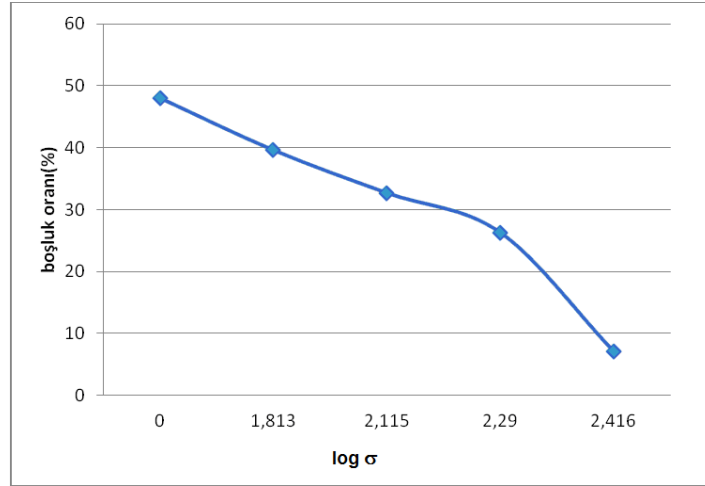
Şekil 2.33. Numunenin oturma miktarının LVDT ile ölçülmesi

Tablo 2.13'teki değerler kullanılarak başlangıç yüksekliği 20 milimetre olan numunenin Eşitlik 2.42'ye göre hesaplanan boşluk oranındaki azalma değerleri Tablo 2.14'de verilmiştir.

Tablo 2.14. Zeminin boşluk oranının değişimi

σ (kPa)	$\text{Log}(\sigma)$ kPa	Δe
65,14	1,813	0,084
130,18	2,115	0,069
195,42	2,290	0,064
260,36	2,416	0,192

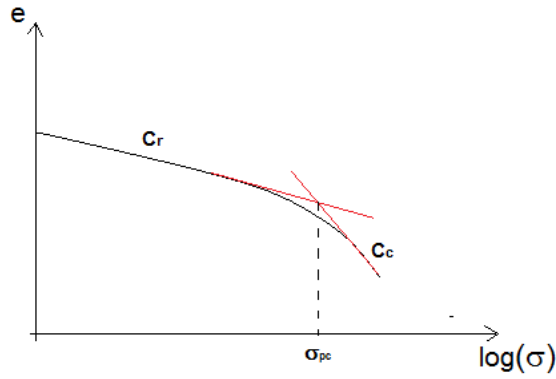
Zemin numunesinin son durumdaki boşluk oranı azalarak % 7,1 olmuştur. Uygulanan gerilme miktarına bağlı olarak numunedeki boşluk oranı değişimi grafiği Şekil 2.34'de görülmektedir.



Şekil 2.34. Konsolidasyon deney sonucu zeminin boşluk oranındaki değişim.

Bu grafiğin eğimine bağlı olarak Eşitlik 2.50 kullanılarak sıkışma indisi değerleri bulunabilir. Malzemenin belirli bir noktadan sonra grafikte daha fazla eğim gösterdiği görülmektedir. Bu durumda numune için ön konsolidasyon limit gerilme değeri aşılmıştır. Zemin daha öncesinde çeşitli jeolojik doğal nedenler dolayısı ile konsolide olduğu için ön konsolidasyon basıncına kadar gerilme artışı-boşluk oranı değişimi grafiğindeki eğim yani sıkışma indisi daha düşük çıkmaktadır. Teorik olarak zeminin daha önce maruz kaldığı maksimum gerilme ön konsolidasyon gerilmesidir. Ön konsolidasyon gerilmesi aşıldıktan sonra zeminin boşluk oranında daha hızlı azalma yaşanacak, eğim artacak ve sıkışma indisi

bu gerilme şartları altında artacaktır. Dolayısı ile sıkışma indisi (C) birincil (C_c) ve ikincil (C_r) sıkışma indisi şeklinde iki başlık altında incelenmektedir. Eğer ön konsolidasyon basıncı aşılmamışsa ikincil, aşılmışsa birincil sıkışma indisi esas alınmalıdır. İncelediğimiz Trabzon Pelitli mevkiindeki 4 katlı binadan zemine gelen gerilmelerin 100 kPa dolaylarında olduğu kabul edildiğinde ön konsolidasyon gerilmesinin yarısı dolaylarında bir gerilme temel altındaki zeminde konsolidasyona neden olmaktadır. Bu yüzen katsayı olarak ikincil sıkışma indisi baz alınmalıdır.



Şekil 2.35. Gerilme artışına bağlı olarak boşluk oranında azalma grafiği ve sıkışma indislerinin gösterimi

- C_r : İkincil sıkışma indisi
- C_c : Birincil sıkışma indisi
- σ_{pc} : Ön konsolidasyon basıncı

Birincil ve ikincil sıkışma indislerini veren eğimli doğruların kesiştiği noktanın x eksenini kestiği değer ön konsolidasyon gerilmesi olarak kabul edilir. Teorik olarak zeminin geçmişte kaldığı maksimum gerilme miktarı olarak kabul edilir [72]. Laboratuvar çalışmasından elde edilen verilere göre C_r (ikincil sıkışma indisi) Eşitlik 2.50'ye göre 0,28 olarak bulunmuştur.

C_v (m^2 / sn) konsolidasyon katsayısı olup, aynı zemin için laboratuvar koşullarında ve arazi şartlarında aynıdır. T_v ise konsolidasyon katsayısına bağlı olarak değişim gösteren birimsiz zaman faktörüdür [40].

$$T_v = \frac{C_v \cdot t}{H^2} \quad (2.51)$$

$$T_v = f(u)$$

$$\frac{C_v \cdot t_1}{H_1^2} = \frac{C_v \cdot t_2}{H_2^2}$$

t_1 =laboratuarda geçen zaman

H_1 =laboratuardaki numune yüksekliği

t_2 =arazi koşullarındaki zaman.

H_2 =arazideki toprak katmanı derinliği

(H_1 :0,02 metre, t_1 :12 saat, H_2 :2 metre)

Toprak tabakasının iki yüzü geçirimli ise arazi toprak katmanı derinliği (H_2) tabaka kalınlığının yarısı kadar alınır. Örneğin yüzeydeki bir toprak tabakasının altında başka bir tür toprak tabakasının olması bu duruma örnek verilebilir. Toprak tabakasının bir yüzü drenajlı ise H değeri toprak tabakasının yüksekliği olarak alınır. İncelenen alanda toprak tabakası altında kaya tabakası olduğu için ve bina altındaki kaya içerisinden aynada herhangi bir su geliri görünmediği için teorik olarak H değeri katman kalınlığı olarak alınmıştır.

Konsolidasyon katsayısı zemin malzemesine bağlı bir özellik olduğu için aynı zeminde teorik olarak laboratuvar koşullarında ve arazi koşullarında aynı olacaktır. Bu konuda en önemli durum numuneyi doğru almak ve arazideki boşluk oranını bozmadan teste taabi tutmaktır. Laboratuvardaki numunenin 12 saat sonra geldiği oturma/nihai oturma oranına (u) Eşitlik 2.51 kullanılarak, arazideki toprak tabakasının 13,69 yılda geldiği görülmektedir.

Zemin üzerinde bulunan bina 6 yaşındadır ve yine Eşitlik 2.51 kullanılarak arazide 6 yıldaki oturmanın laboratuvarda 5,256 saatte gerçekleştiği bulunur.

Bina temelinden aktarılan gerilmeler zeminin farklı konumlarında farklı miktarlarda gerilme artışına sebep olurlar. Aşağıdaki Eşitlik 2.52 dikdörtgen bir yüzey yükünün köşeleri altında derinliğe bağlı olarak ne kadar gerilme artışı yaşandığını veren bağıntıdır [34].

$$\Delta\sigma_z = \frac{q}{4\pi} \left[\frac{2mn\sqrt{m^2 + n^2 + 1}}{m^2 + n^2 - m^2 \cdot n^2 + 1} \left(\frac{m^2 + n^2 + 2}{m^2 + n^2 + 1} \right) + \tan^{-1} \frac{2mn\sqrt{m^2 + n^2 + 1}}{m^2 + n^2 - m^2 \cdot n^2 + 1} \right] = s \cdot q \quad (2.52)$$

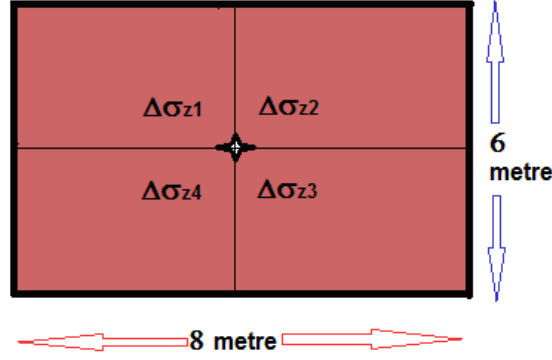
m = dikdörtgenin bir kenar uzunluğunun incelenen derinliğe oranı
 n = dikdörtgenin diğer kenar uzunluğunun incelenen derinliğe oranı

İncelenen bina Şekil 2.36 ve Şekil 2.37’de görüldüğü gibi bir kenarı 8 diğer kenarı 6 metre olan küçük bir yapıdır.



Şekil 2.36. Temeline teğet kazı yapılmış bina

Temel içinde kalan bir noktadaki gerilme artışını bulmak için istenilen noktadan geçecek şekilde temeli dörtgenlere bölüp bölümlerin köşelerindeki gerilme artışları hesaplanır ve toplanır [34]. Örneğin Şekil 2.37’de temelin orta noktasındaki gerilme artışını bulmak için temelin 4 eşit bölgeye ayrıldığı görülmektedir.



Şekil 2.37. Bina temelinin orta noktasında köşeleri kesişen 4 bölümünün ayrılması

İncelediğimiz bina temelinin her bir bölümü için m değeri 4, n değeri 3 olmaktadır. Bu değerler için s 0,245 değerini almaktadır. Her bir bölümden gelen yük genel yükün dörtte biri kadardır. Bir bölümün incelenen konum üzerindeki neden olduğu gerilme artışı 6,125 kPa olarak bulunmaktadır:

$$\Delta\sigma_{z1} = \frac{100kpa}{4} \cdot 0,245 = 6,125kPa \quad \Delta\sigma_{z1} = \Delta\sigma_{z2} = \Delta\sigma_{z3} = \Delta\sigma_{z4}$$

$$\Sigma\Delta\sigma = 24,5 kPa$$

Yüzey yükünün etkisi aynı nokta altında derinlere indikçe azalacaktır. Zemin yüzey yükünü derinliklerine aynen aktarmaz. Görüldüğü gibi 100 kPa değerindeki yüzey yükünün, temelin orta noktasından 1 metre derinlikte 24,5 kPa olarak etkidiği hesaplanmıştır. Yüklenmelere bağlı olarak meydana gelecek nihai ($t=\infty$) oturma miktarı Eşitlik 2.53'te görüldüğü gibi hesaplanır [41]. Sıkışma indisi olarak C_r veya C_c alınır. Zemine etkiyen gerilme ön konsolidasyon gerilmesini geçmiş ise birincil konsolidasyon sıkışma indisi olan C_c , ön konsolidasyon gerilme miktarından küçük bir gerilme etkiyorsa ise ikincil sıkışma indisi C_r kullanılır.

$$\Delta H_{\infty} = \frac{H}{1+e_0} C_c \log \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{H}{1+e_0} C_c \log \frac{\sigma_1 + \Delta\sigma}{\sigma_1} \quad (2.53)$$

σ_2 , yüzey yüklemesinden kaynaklanan gerilme artışı ve zeminin kendi ağırlığından kaynaklı gerilmelerin toplamına eşittir, σ_1 ise yüzey yükü olmadan önce zeminin kendi ağırlığından kaynaklı gerilmedir.

Toprak 2 metrelik bir toprak tabakasına oturan bina temelinin orta noktasının 1 metre altındaki nihai oturma miktarı hesaplanması için etkiyen gerilmeler aşağıda hesaplanmıştır:

$$\sigma_2 = \Delta\sigma + \gamma \cdot z = \Delta\sigma + \sigma_1 = 24,5 \text{ kPa} + 18,398 \text{ kPa} = 42,898 \text{ kPa}$$

$$C_r = 0,28$$

$$\Delta H_\infty = 0,089 \text{ metre}$$

$$\Delta H_\infty = m_v \cdot h \cdot \Delta\sigma \quad (2.54)$$

eşitliğinden hacimsel sıkışma katsayısı (m_v) değeri elde edilir [42].

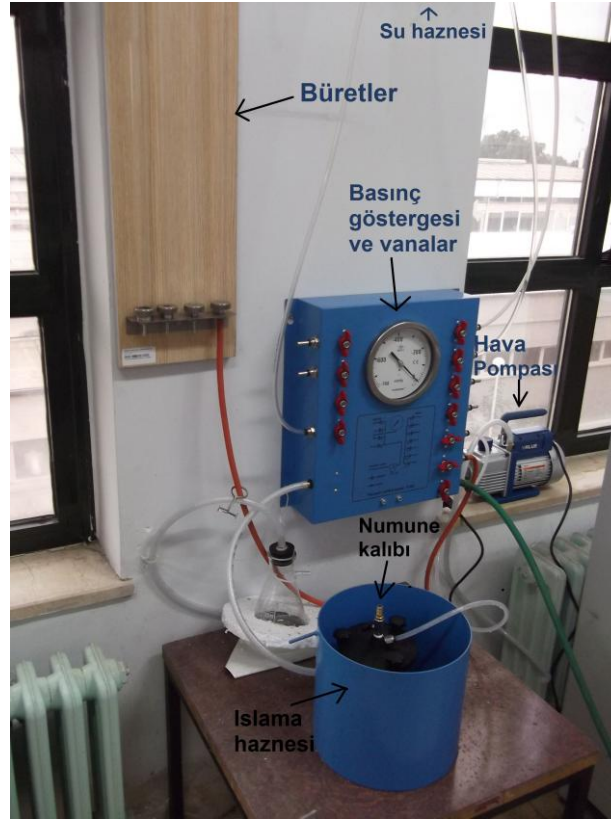
$$\Delta\sigma = 24,5 \text{ kPa}, H = 2 \text{ metre}, \Delta H_\infty = 0,089 \text{ metre}$$

$$m_v = 0,00284 \text{ m}^2/\text{kN}$$

$$C_v = \frac{k}{m_v \cdot \gamma_{su}} \quad (2.55)$$

k = permeabilite katsayısı (metre/saniye)

C_v zeminin konsolidasyon katsayısıdır, Eşitlik 2.55'te görüldüğü gibi hesaplanır [40]. Konsolidasyon katsayısı bulunduğu takdirde Eşitlik 2.51'de görüldüğü gibi zaman faktörü bulunur ve zaman faktörüne bağlı olarak Eşitlik 2.57 ve Eşitlik 2.58'de görüldüğü gibi varolan oturmanın nihai oturmaya olan oranını yani zeminin oturmasının ne kadarını tamamladığını bulabiliriz [34]. Öncelikle konsolidasyon katsayısının bulunması için gerekli olan permabilite katsayısına ulaşmak nedeniyle zeminin geçirimsizliği incelenmiştir. Bunun için düşen seviyeli permabilite testi yapılmıştır. Permabilite katsayısı Eşitlik 2.56'ya göre hesaplanmaktadır.



Şekil 2.38. Düşen seviyeli permabilite düzeneği

$$k = \frac{a.L}{A.\Delta T} \cdot \ln \frac{H_0}{H_1} \quad (2.56)$$

k =Permabilite katsayısı(m/sn)

a =Büret alanı(m²)

A =Numune kalıbının alanı(m²)

L =Numune yüksekliği(m)

H₀=Büret içindeki suyun başlangıç yüksekliği(m)

H₁=İncelenen zamanda ölçülen büret içindeki suyun yüksekliği(m)

ΔT=Büretteki seviyesi düşen suyun doymuş numune içerisinden geçme zamanı (dakika)

Düşen seviyeli permabilite deneyi için doymuş numune hazırlanmıştır. Numune hazırlanması hakkında detaylı bilgi deneysel çalışmalar hakkında ek bilgiler kısmında 3. bölümde verilmiştir. Büret alanı (a) 2,3x10⁻⁶ m², numune alanı (A) 7,85x10⁻³ m² ve numune yüksekliği (L) 0,14 metredir. Zamana bağlı yaşanan büretteki su seviyesi düşüşü değerleri ve hesaplanan permabilite katsayısı değerleri Tablo 2.15'te verilmiştir.

Tablo 2.15. Düşen seviyeli permabilite deney verileri

T(dakika)	H ₀ (m)	H ₁ (m)	k(10 ⁻⁶ m/sn)
1	1,125	1,117	4,9
2	1,117	1,108	5,5
4	1,108	1,094	4,4
15	1,094	1,015	4,7
30	1,015	0,922	4,4
60	0,922	0,736	5,1

Ölçülen hidrolik geçirimsizliği katsayılarının ortalamaları alınarak permabilite katsayısının $4,8 \cdot 10^{-6}$ m/sn olarak tespit edilmesi üzerine Eşitlik 2.55 kullanılarak konsolidasyon katsayısı (c_v) $1,7 \cdot 10^{-4}$ m²/sn olarak hesaplanmıştır.

$$T_v = \frac{C_v \cdot t}{H^2} \quad (2.51)$$

$$\begin{aligned} t &= 6 \text{ yıl} \\ H &= 2 \text{ metre} \\ T_v &= 1340,3 \end{aligned}$$

$$T_v = f(u)$$

$$u = \sqrt{\frac{4T_v}{\pi}} \quad , \quad T_v < 0,2 \quad (2.57)$$

$$u = 1 - \frac{8}{\pi^2} e^{-\pi^2 \cdot T_v / 4} \quad , \quad T_v \geq 0,2 \quad (2.58)$$

Eşitlik 2.3.19 kullanılarak istenilen u değeri bulunur. Eşitlik 2.58'deki e boşluk oranı değil logaritmik doğal tabandır. Zaman faktörü (T_v) değerinin büyük çıkması oturmanın çok büyük bir kısmının tamamlandığını göstermektedir.

İncelenen konumda 24,5 kPa gibi çok fazla olmayan bir gerilme artışı olmasından dolayı oturma çok uzun sürmemiştir. Teorik olarak oturmanın tamamen sona ermesi için u değerinin 1 olması gerekir ve bunun için zaman faktörünün sonsuz olması gerekir. Dolayısı ile oturmanın teorik olarak sonsuza kadar devam ettiği varsayılır. Pratik olarak incelediğimiz alanla ilgili u değeri 1 alınabilir ($u=0,9994$) ve dolayısı ile incelenen zamandaki oturma miktarının nihai oturma miktarına eşit olduğu kabul edilir. 24,5 kPa gerilme artışından kaynaklı nihai oturma miktarı 0,089 metre olarak hesaplanmıştır. Dolayısı

ile 6 yıl sonunda 24,5 kPa gerilme artışı nedeni ile incelenen konumda yaşanan oturma miktarı da 0,089 metre olarak kabul edilmiştir. Başlangıç boşluk oranı %48 olarak tespit edilen malzemenin boşluk oranında konsolidasyon dolayısı ile azalma gerçekleşmiştir. 1 metre derindeki toprağın gerçek başlangıç boşluk oranının bundan daha az olması beklenmektedir. Çünkü, 1 metre derinlikte incelenen toprak birim hacim ağırlığı altında nihai oturmaya maruz kalmıştır. Dolayısı ile zeminin numunemizdeki başlangıç boşluk oranından daha az bir başlangıç boşluk oranına sahip olduğu söylenebilir. Bu konuda toprağın oluşum, taşınım süreci önem arz etmektedir (Numune yaklaşık 50 santimetre derinlikten alınmıştır). Boşluk oranındaki değişimi hesaplarken maruz kaldığı gerilme ön konsolidasyon gerilmesinden daha az olduğu için ikincil sıkışma indisi dikkate alınmalıdır. Konsolidasyon deneyi ile 0,28 olarak tespit edilen ikincil sıkışma indisi, 1 metre derinlikte yaşanan 24,5 kPa değerindeki gerilme artışı ve 1 metre derinlikteki malzemenin kendi ağırlığından dolayı maruz kaldığı 18,398 kPa değerindeki gerilme düşünüldüğünde malzemenin boşluk oranındaki değişim (Δe) Eşitlik 2.50'ye göre %10,42 olarak hesaplanmaktadır.

Malzemenin boşluk oranında farklı oranlarda azalma yaşaması sonucu mekanik parametrelerinde nasıl iyileşme yaşandığını görmek için numuneler hazırlanmış, sıkıştırılarak konsolidasyona uğramış numuneler tek eksenli basma dayanımı testine tabi tutulmuşlardır. Tek eksenli basma dayanım değerleri doğrudan kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerleri ile alakalıdır. Sıkıştırılan malzemenin boşluk oranındaki azalma içsel sürtünme açısı ve kohezyon değerlerinde iyileşmeye neden olur. Eşitlik 2.43'te görüldüğü gibi yanal gerilmeye maruz kalmayan tek eksenli yükleme altında malzemenin kırılacağı gerilme Mohr yenilme zarfına göre kohezyon değeri ile $N_{\phi}(k_p)$ değerinin karekökünün çarpımının iki katına eşittir. Tek eksenli basma dayanımı doğrudan test uygulayarak bulunabilse de tek eksenli basınç dayanımını aşan zeminlerde duraylılık için gerekli yanal gerilme miktarını bulmak için Mohr zarfından türetilmiş olan Eşitlik 2.43 kullanılmaktadır. Tek eksenli basma dayanımı değerini aşan malzemenin duraylı kalabilmesi için gerekli yanal tahkimat basıncı, içsel sürtünme açısına bağlı değişmekte olan pasif yanal itki katsayısı (k_p) değerine göre hesaplanır. Ayrıca, zemin malzemesinin dağılgan özelliğe sahip olması, numune hazırlarken ve test esnasında kopmalar göstermesi malzemenin sağlıklı olarak yerinde dayanım değerlerini bulmak adına dezavantajdır. Tek eksenli basma dayanımı testlerinden elde edilen sonuçlar, kesme kutusundan elde edilen değerlere göre daha düşük olabilmektedir.

Daha önce numune alınan bölgeden yeni, silindirik 3 adet numune alınmıştır. Numunelerin ölçülen kütleleri ve su içeriği değerine bağlı olarak katı kütlesi bulunmuştur. Su muhtevası tayini için de zeminden malzeme alınmış ve %22,8 olarak değer tespit edilmiştir. Zeminin piknometre testi ile daha önce 2,51 olarak bulunmuş spesifik gravite değeri katı kütlesine bölünerek katı hacmi bulunmuştur. 3,8 santimetre çapındaki numune alma aparatı içerisindeki malzemenin yüksekliği ölçülerek boşluklu hacim bulunmuş ve katı hacmi bu değerden çıkarılarak boşluk hacimi tayin edilmiştir. Boşluk hacminin katı hacmine oranı olan boşluk oranı hesaplanmıştır. Bir numune sıkıştırılmamış, diğer iki numune şekil 26’da görüldüğü gibi numune çıkartma aparatı ile sıkıştırılmış ve numune ilk yüksekliği son yüksekliği ölçülerek Eşitlik 2.49’a göre sıkışmış durumdaki toprağın boşluk oranı tespit edilmiştir (Sıkışmış numunelerin yükseklikleri numune çıkarma işleminden sonra ölçülmüştür). Numunelere tek eksenli basınç testi uygulanmıştır. Tablo 2.16’da 3 numuneye ait başlangıç boşluk oranları, son boşluk oranları ve tek eksenli basınç dayanımı değerleri verilmiştir.

Tablo 2.16. Boşluk oranı-basınç dayanımları

Numune no.	Başlangıç boşluk oranı, e_0 (%)	Son boşluk oranı, e_s (%)	Tek eksenli basınç dayanımı (kPa)
1	46	46	136,1
2	43	23,5	306,2
3	47	9	423,7

Elde edilen sonuçlara göre kabaca, %43 boşluk oranına sahip olan zeminin boşluk oranındaki iki kat azalmanın malzemenin basma dayanımında 2.3 kat artış sağladığı görülmektedir. Zeminde konuma bağlı olarak farklı gerilme artışları yaşanır. Örneğin temelin orta noktasından 2 metre derinde yaşanan gerilme artışı Eşitlik 2.52’ye göre 21,4 kPa değerindedir, 1 metrede ise 24,5 kPa olduğu hesaplanmıştır. Dolayısı ile zeminde oturmalar homojen olarak yaşanmaz. Farklı yatay mesafeler için farklı derinliklerde aynı miktarda gerilme artışı yaşanır. Aynı miktarda gerilme artışı yaşanan noktaları birbirine bağlayan soyut eğrilere izobar denmektedir. İzobarlar, homojen yüzey yükü oluşturan temelin ağırlık merkezinden geçen doğruya göre simetrik olarak oluşurlar. Dolayısı ile

homojen bir zemine temelden homojen yük aktarımı durumunda bina bir tarafa doğru yatmaz. İyileşme zonal olarak farklılıklar gösterse de bina temeli altında her konumda gerilme artışı yaşanmış ve zeminin boşluk oranı azalmıştır. Temel atılmadan önce yüzey yüklemesi ile zemini konsolidasyona uğratmak yaygın olarak uygulanan bir zemin iyileştirme yöntemidir.

2.4.3. Deneysel Çalışmalar Hakkında Ek Bilgiler

Kesme kutusu deneyinde numune makaslama hızı 0,5 mm/dakika olarak alındı. Numuneler 6,25 santimetre çapında 2 santimetre yüksekliğinde silindirik numunelerdir. Drenajsız konsolidasyonsuz olarak deneyler yapıldı. Piknometre deneyi 250 mililitrelik piknometreler kullanılarak 3 farklı piknometre ile yapıldı. Piknometreden çıkarılan ıslak numuneler 105 C° sıcaklığında etüvde bir gün bekletildiler.



Şekil 2.39. Piknometre ve hassas terazi

Birim hacim ağırlık testi 3 farklı numuneye hacmi civa ile ölçülen ve hassas terazi ile ağırlığı tartılan kaplar ile yapıldı. Ölçümler 0,01 gr duyarlılığında terazi ile gerçekleştirildi. Kıvam limitleri deneyinde kullanılan numuneler öncelikle 105 C° sıcaklığında etüvde bir gün bekletildikten sonra 75 mikron göz açıklığına sahip elekten geçirilmişlerdir. Otomatik, 10 mm yükseklikten sabit süre aralıkları ile düşen Casagrande deney düzeneği kullanılmıştır. Casagrande deney düzeneğinin numune haznesindeki malzemenin üst yüzeyleri yer ile paralel olacak şekilde yerleştirilmişlerdir. Plastik limit deneyi numuneleri

mika bir plaka üzerinde yuvarlanmıştır. Boyutu 8 santimetreyi geçmeyen 3 milimetre çaplarında çatlamaaya başlayan plastik limit numunelerin çapları elektronik verniyeli kumpas ile ölçülmüştür. Islak, likit limit ve plastik limit deneyi numuneleri 105 C° sıcaklığında etüvde bir gün bekletildikten sonra hassas terazi ile tartılmışlardır.

Konsolidasyon deneyi konsolidasyonlu kesme kutusu deney düzeneği ile gerçekleştirilmiştir. Oturmalar LVDT ile okunmuş numuneye uygulanan normal gerilmeler kesme kutusu deney düzeneğinin yük koluna Şekil 2.41’de görüldüğü gibi ağırlıklar takılarak sağlanmıştır. Numune sabit yükler altında onikişer saat bekletilmiştir. Konsolidasyon numuneleri 20 milimetre yüksekliğinde 62,5 milimetre çapında silindirik numunelerdir.



Şekil 2.40. Likit limit deneyi



Şekil 2.41. Konsolidasyon testi için düzeneğe ağırlık takılışı

Permabilite deneyleri sabit seviyeli ve düşen seviyeli olmak üzere ikiye ayrılır. Geçirimliliği yüksek kumlu çakıllı zeminlerde sabit seviyeli permabilite testi tercih edilirken permabilite katsayıları düşük olan, geçirimi düşük, ince taneli zemin malzemelerinde düşen seviyeli permabilite deneyi uygulanır. $1 \cdot 10^{-3}$ m/sn permabilite değerinden küçük zeminler için düşen seviyeli permabilite önerilmektedir [43]. İncelenen alandaki zemin malzemesi ince taneli malzeme olduğu için düşen seviyeli permabilite deneyi yapılmıştır. Şekil 2.42’de gösterilen kesici uca sahip olan geçirimsizlik testi numune kalıbı direk toprağa sokularak numune alınmıştır. Düşen seviyeli permabilite testi doymuş numunelere uygulanmaktadır. Geçirimsizlik testi havası alınmış su ile yapılmaktadır bu yüzden 200-250 kPa değerinde bir vakum basıncı ile su haznesindeki suyun havası yarım saat boyunca vakumlanmıştır. Su haznesinden gelen su numunenin içinden geçerek moldun altındaki geçirimsiz katmandan moldun içinde bulunduğu ıslama haznesine doldurulmaktadır. Bu hazne içindeki su, moldun yüksekliğini geçtikten sonra haznenin üst kısmında bulunan üst akım direnaj kısmından akmaya başlar ve su haznesinden gelen su

vanası kapatılır. Su içerisinde kalmış olan numune 24 saat boyunca bekletilmiştir. Bürete giden su vanası açılmış ve büret havası alınmış su ile doldurulmuştur. Ardından, büretten numune koluna su verilmiş ve zamana bağlı olarak büretin su seviyesindeki düşüş izlenmiştir.



Şekil 2.42. Permabilite numune kalıbı ve numune alma



Şekil 2.43. Islama haznesi içindeki numune kalıbı

Boşluk oranında azalma yaşayan malzeme tek eksenli basma testi uygulanmak üzere Şekil 2.44'de görüldüğü gibi istenilen boşluk oranına numune bir ucu metal yüzeye yaslanarak ve çıkarma aparatı kullanılarak sıkıştırılmıştır. Sıkıştırılmış numune Şekil 2.45'te gösterildiği gibi çıkarılmıştır. Tek eksenli basma dayanımı testi yükleme hızı saniyede 0,05 kN değerindedir. Testler, Şekil 2.46'da görülen 5 ton kapasiteli pres ile yapılmıştır.



Şekil 2.44. Sıkıştırılmış tek eksenli basma dayanımı numunesi hazırlama



Şekil 2.45. Hazırlanan numunenin çıkarılması

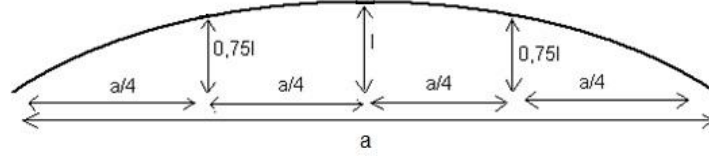


Şekil 2.46. Tek eksenli basma dayanımı testi

2.5. Çayeli Bakır İşletmeleri İçin Yeni Barikat Dizaynları

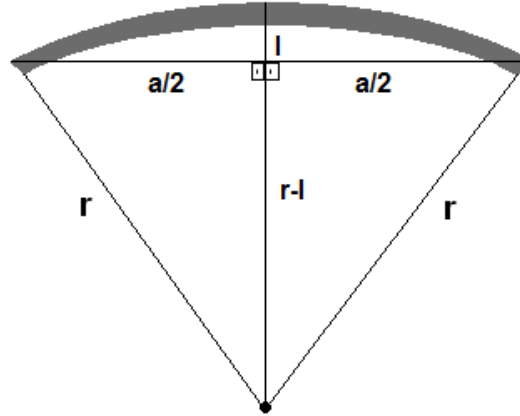
Çayeli Bakır İşletmeleri için iki çeşit barikat dizaynı yapılmıştır, bunlardan bir tanesi konkav barikat gövdesine sahiptir ve sadece beton içerir demir donatısı yoktur. Beton olarak çimentolu atık malzemesi kullanımı önerilmiştir. Bundan dolayı atık malzemesinin

yeni dizaynda kendini tahkime ettiği söylenebilir. Ayrıca, bu durum atık yönetimi adına avantaj sağlamaktadır. Konkav barikat tam olarak sıkışma gerilmelerine maruz kalması için aşağıdaki özelliklere sahip olmalıdır. İntenti (l) minimum yay aıklıklığının (a) 0,15 katı olmalıdır. Ve, köşelere yay açıklığının çeyreği mesafesinde intent (rise, indentation) maksimum değerinin 0,75 katı olmalıdır [53]. Bu durum şekil 2.47'de gösterilmiştir.



şekil 2.47. Dairesel konkav yapı için açıklık ve intent kavramları

Eğer intent (l), açıklığın 0,15 katından küçük ise dayanım değerleri 1 değerinden küçük düzeltme faktörleri ile çarpılmaktadır [53]. 8 metre Çayeli için tipik açıklıktır, bu durumda intent minimum 1.2 metre olmalıdır. Yarıçapı intent ve açıklığı göre şekil 2.48'de gösterildiği gibi şekillenir ve Eşitlik 2.59'daki bağıntı türetilir.



şekil 2.48. Yarıçapın açıklık ve intent ile olan ilişkisi

$$(r-l)^2 + (a/2)^2 = r^2 \quad (2.59)$$

Örneğin 8 metre açıklık ve 1,6 metre intent için yarıçap 5,8 metredir. Bu durumda, 1,5 MPa gövde dayanımı için beton malzemesi sıkışma dayanımı değerleri Eşitlik 1.55 ve

Eşitlik 1.56'ya göre Tablo 2.17'de verilmiştir. 1.5 MPa dayanım macun dolgudan aktarılan gerilmeler için oldukça yüksek bir dayanımdır. İç bükey yapıların gövde dayanımı ile ilgili bir yaklaşım Eşitlik 1.56'da verilmişti [54]. Bağıntı uniform dağılıma sahip yükler altında maksimum yük (w_u :MN/m) hesaplamalarını içerir. 8m*5m açıklığa kurulmuş barikat gövde dayanımının 1,5 MPa değeri için, Şekil 2.49'da gösterildiği gibi w_u 7,5 MN/m değerindedir. A değeri tahkimat kalınlığının barikat yüksekliği ile çarpımıdır.

$$w_u = \frac{2A\sigma_c}{a\sqrt{\frac{1}{16}(a/l)^2 + 1}} \quad (1.56)$$

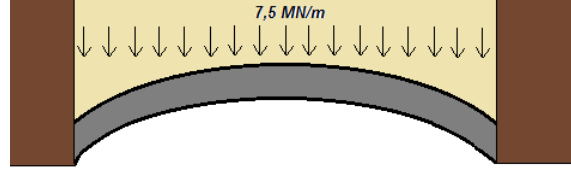
Eşitlik 1.55'te verilmiş olan bağıntı tekrar aşağıda hatırlatılmıştır:

$$P = \frac{\sigma_c}{2} \left[1 - \frac{(r_i - t_s)^2}{r_i^2} \right] \quad (1.55)$$

P konkav şeklindeki betonun dayanımıdır (MPa), r_i konkav (iç bükey) yapının yarıçapıdır (m), t_s beton kalınlığıdır (m) ve σ_c ise konkav beton malzemesinin tek eksenli sıkışma dayanım değeridir (MPa).

Tablo 2.17. Farklı barikat kalınlıkları için gerekli beton malzemesi sıkışma dayanımı değerleri

Barikat kalınlığı (m)	σ_c (MPa), Eşitlik 1.55	σ_c (MPa), Eşitlik 1.56
0,4	22,6	24
0,5	18,2	19,2
0,6	15,3	16
0,7	13,2	13,7
0,8	11,7	12
0,9	10,5	10,67
1	9,5	9,6



Şekil 2.49. $w_u=7,5 \text{ MN/m}$

Çimentolu atık malzemesinin tek eksenli sıkışma dayanımı deneysel çalışmalar ile tayin edilmiştir. Deneysel çalışmalarda sınıflandırılmış spek tipi atık kullanılmıştır. Barikat tahkimat malzemesi olarak yeni bir dizayn yapılmıştır. Önerilen içerikte 500 kg/ m^3 çimento vardır, su çimento oranı kütlece %72,5 ve atık miktarı 1640 kg/m^3 değerindedir. Akışkanlaştırıcı kullanımı çimentonun kütlece %4'ü, priz hızlandırıcı kullanımı ise çimentonun kütlece %5'i oranındadır. 1 gün kür süreli hazırlanmış malzemenin tek eksenli basma (sıkışma) dayanımları Tablo 2.18'de verilmiştir. Oluşturulan numuneler $5\text{cm} \times 5\text{cm} \times 5\text{cm}$ boyutlarında kübik numunelerdir. Şekil 2.50'de numunenin mikserde hazırlanışı, Şekil 2.51'de ise tek eksenli basma dayanımı testi görülmektedir.



Şekil 2.50. Çimentolu atığın mikserde karıştırılması



Şekil 2.51. Çimentolu atık malzemesinin tek eksenli basma dayanımı testi

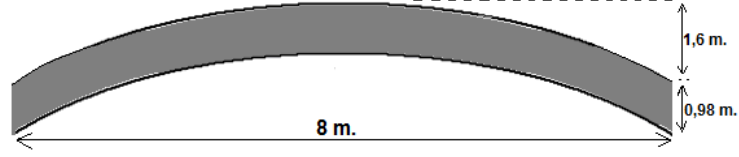
Tablo 2.18. Çimentolu atık numunelerinin 1 gün kürlenme durumundaki tek eksenli basma dayanımı değerleri

Numune Numarası	σ_c (MPa)	Numune Numarası	σ_c (MPa)
1	16,16	4	17,12
2	15,79	5	16,69
3	16,26	6	16,98

Tek eksenli basma dayanımı değerlerinin ortalaması 16,5 MPa değerindedir. Kübik numunelerin sıkışma dayanımı 0,9 katsayısı ile çarpılarak boy çap oranı 2 olan silindirik numunelerin sıkışma dayanımı kestirilebilir [15]. Böylece, dizayn edilen malzeme için 14,9 MPa tek eksenli basma dayanımı hesaplanmış olur ve Tablo 2.17'den görüleceği üzere 1,5 MPa gövde dayanımı için barikat kalınlığı 0,7 metre olarak seçilir. Toplam intent, beton temas kalınlığı ile konkav intentinin toplamına eşittir. Örnekteki incelenen toplam intenti 2.58 metre olan barikat için konkav intent değeri ve beton temas kalınlığı Şekil 2.52'de gösterilmektedir. Temas kalınlığı (t_c) bağıntısı Eşitlik 2.61'de verilmiştir.

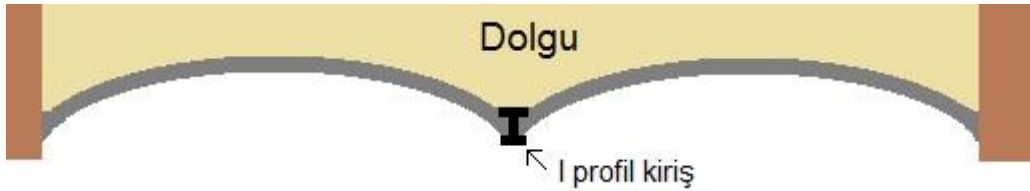
$$t_c = t_s / \cos \theta \quad (2.61)$$

$$\tan \theta = (a/2)/(r-l) \quad (2.62)$$



Şekil 2.52. 1,5 MPa gövde dayanımına sahip olan barikat boyutları

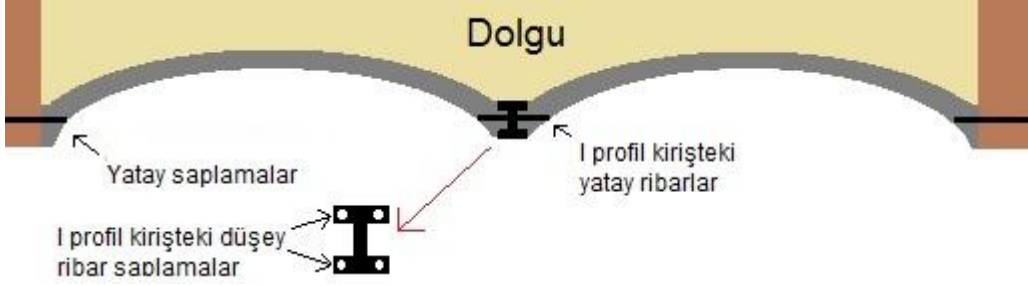
θ açısı Şekil 2.63'te gösterilmiştir. İçbükey barikatın avantajları bilinse de limitli alan konkav barikat kurulumunda problem teşkil etmektedir. Bunun için dayanımın azalmadan intentin azaltılması gerekir. Bu amaçla, iki konkavlı barikatın kurulabilirliği sıradaki kısımda değerlendirilmiştir. Örneğin, 8 metre açıklığı ikiye bölerek 4 metre açıklıklı iki konkav oluşturulup yay intenti 0,8 metre (0,2a) olarak alındığında ve beton kalınlığı 0,4 metre seçildiğinde toplam intent 1,35 metre olmakta ve içbükey gövdelerin dayanımı 1,92 MPa olmaktadır. Bu dayanım ölçülen maksimum gerilmeden yaklaşık 8 kat daha büyüktür. İki konkav arasına I profil kiriş kullanılmalıdır. Çünkü, konkavlar kenarlarından gerilmeleri aktaracaklar ve konkavların birleşim yerlerinde güçlü bir malzemeye ihtiyaç duyulacaktır. I profil eğilme gerilmelerine maruz kaldığında kullanılan malzeme miktarına göre verimli olarak yüklenebildiği için tercih edilmelidir. I profiller kesit geometresinden dolayı yüksek eğilme dayanımına sahiptirler, çünkü maksimum çekme gerilmesinin olduğu alanda maksimum malzemeye sahiptirler ve gerilme konsantrasyonlarının azaldığı neutral axis (tarafsız eksen) ve yakınlarında daha az malzeme kullanılmıştır [56]. İki kemerli barikat şematik olarak Şekil 2.53'te gösterilmiştir.



Şekil 2.53. İki kemerli barikat

Konkavların zemin ile temas eden diğer taraflarında da gerilme konsantrasyonları artacak, kemerli yapı dolgudan gelecek olan yanal gerilmeleri kenarlarına doğru

aktaracaktır. Bundan dolayı yatay olarak Şekil 2.54'te gösterildiği gibi ekstra yatay ribar saplamalar kullanılmalıdır. Ayrıca I profili zemine sağlam olarak bağlamak için düşey yönde I profil için de ekstra ribar saplamalar kullanılmalıdır.



Şekil 2.54. İki kemerli barikat ve kullanılması gereken ekstra ribarlar

İki kemerli 1,1 metre toplam intente sahip (0,5 m temas kalınlığı, 0,6 metre yay intenti), Şekil 2.55'te gösterilen barikatın kemer yarıçapı 3,63 metredir, kemer beton kalınlığı 0,42 metredir ve kemer gövdenin dayanımı 1,64 MPa dır. Açıklık azaldıkça intent azalır ve bu anlamda I profil açıklığı ikiye bölerek limitli alanda kullanım anlamında avantaj sağlar. Ancak, I profil dayanımı son derece önemlidir, barikat dayanımını belirleyicidir.



Şekil 2.55. İki kemerli barikat

Yukardaki şekilde görülen iki kemerli barikat $29,7 \text{ m}^3$ atık malzemesi içeren betona sahiptir. 500 kg/m^3 çimento içerdiğinden dolayı 14,85 ton çimento içermektedir. 1 ton çimento maliyeti 70\$-80\$ olduğundan dolayı toplam çimento maliyeti 1100 \$ civarındadır. Beton karışımı 25 kg/m^3 priz hızlandırıcı ve 20 kg/m^3 akışkanlaştırıcı içerdiği için 2000 \$ dolaylarında kimyasal katkı maliyeti vardır. Ve, toplam beton malzeme maliyeti bir barikat için 3100 \$ olmaktadır. I profil kiriş maliyetini belirleyen faktör gerekli olan dayanım değerleridir. Dikdörtgen kesitli kirişler için eğilme dayanımı Eşitlik 2.63'te verilmiştir [52].

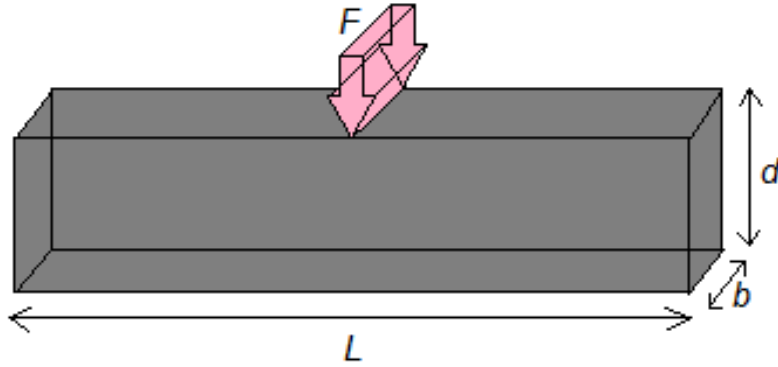
$$\sigma_f = \frac{3FL}{2bd^2} \quad (2.63)$$

F= Kirişе uygulanan yük (N)

L= Kiriş aralığı (m)

b= Kiriş eni (m)

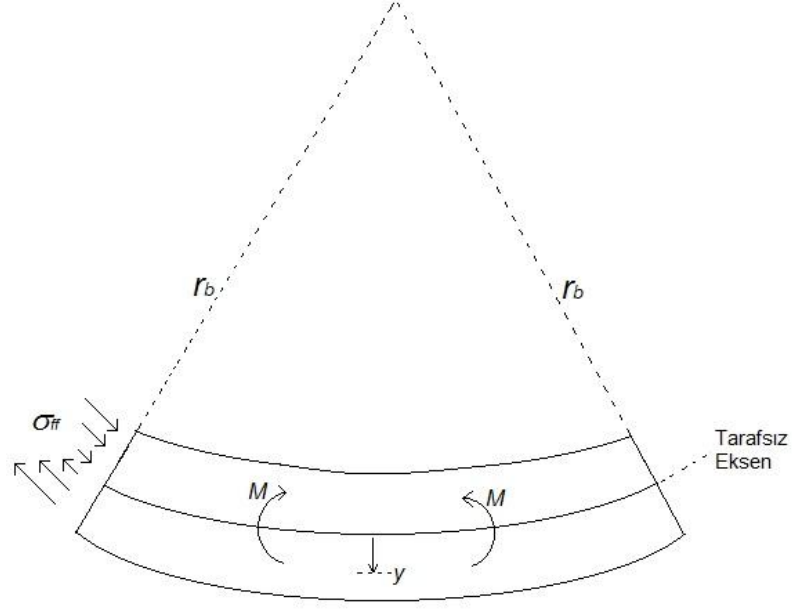
d= Kiriş kalınlığı (m)



Şekil 2.56. Eğilen kiriş boyutları

Eğilmekte olan kiriş içerisinde yaşanan gerilme dağılımları kiriş dayanımı tayin eder. Tarafsız eksene belirli mesafede malzemenin eğilmesinden dolayı yaşanan gerilme Eşitlik 2.64'te verilmiştir [52].

$$\sigma_{if} = \frac{M \cdot y}{I_x} \quad (2.64)$$



Şekil 2.57. Eğilen kiriş moment ve gerilmeleri

M = Tarafsız eksene göre eğilme momenti (N.m)

y = Tarafsız olan dikey mesafe (m)

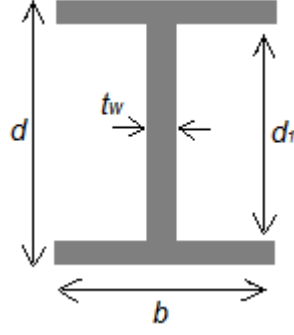
I_x = İkincil atalet momenti (m^4)

İkincil atalet momentinin dikdörtgen kesitli eğilen kirişler için hesaplanması Eşitlik 2.65'te verilmiştir [58].

$$I_x = \frac{bd^3}{12} \quad (2.65)$$

I profil kiriş için ikincil eğilme momenti Eşitlik 2.66'da verilmiştir [18]. Eşitlik 2.66'daki geometrik parametreler Şekil 2.58'de verilmiştir.

$$I_x = \frac{bd^3 - 2\left(\frac{b-tw}{2}\right)d_1^3}{12} \quad (2.66)$$



Şekil 2.58. I profil kesit boyutları

32 cm d , 24 cm b , 24 cm d_1 ve 6 cm t_w boyutlarına sahip olan I profil kesidi için I_x değeri $6,3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^4$ dir. Aynı b ve d değerine sahip dikdörtgen kesit için I_x $6,6 \text{ m}^4 \cdot 10^{-4}$ değerindedir. I_x değerleri yakın olmaktadır. Oluşan maksimum gerilme Eşitlik 2.64'te görüldüğü gibi incelenen konumun tarafsız eksene olan dikey uzaklığı, ikincil atalet momenti ve eğilme momenti ile alakalıdır. Eğilme momenti Eşitlik 2.67'de verilmiştir [57].

$$M = \frac{E}{r_b} \int y^2 dA = \frac{E}{r_b} I_x \quad (2.67)$$

r_b eğilme sonucu oluşan yayın yarıçapıdır, A kiriş kesit alanıdır, E kiriş malzemesinin elastisite modülü, y tarafsız eksene olan uzaklıktır. E ve y I profil ve dikdörtgen kesitli profilde aynı olduğunda I profil kirişin kesit alanı dikdörtgen kesitin alanının %44'ü kadardır. Ve, r_b değeri I profil kiriş için daha azdır. Eğilen yay çapı sehime bağlıdır. I profil kiriş zemine ribar saplamalar ile bağlanıp sabitlendiği için iki ucundan sabitlenmiş olan (fixed) kiriş karakterine bağlı sehim özelliği gösterecektir. Sabitlenmiş kirişlerin uniform yükleme altındaki sehim bağıntısı Eşitlik 2.68'de verilmiştir. [19]. I profil daha küçük ikincil atalet momenti değerinden dolayı daha çok sehim oluşturacak ve eğilme yarıçapı dikdörtgen kesitli kirişinkine göre daha küçük değer alacaktır.

$$\Delta_f = \frac{wL^4}{384EI_x} \quad (2.68)$$

w uniform yüküdür (N/m). Sehim artışı ile eğilme yarıçapı azalır. Azalan eğilme yarıçapı eğilme momentinin artmasına sebep olur. Eğilme momentindeki artış ise daha yüksek gerilmelere neden olur. Bundan dolayı I profilin dayanım değeri dikdörtgen kesitli

katı (solid) kiriş nazaran daha düşüktür. Kesit modülü (Z_s) eğilen malzemeler için başka bir terimdir ve Eşitlik 2.69'da verilmektedir [57].

$$Z_s = \frac{I_x}{d - c} \quad (2.69)$$

c tarafsız eksenin eğilen kirişin iç bükey (üstteki) yüzeyine olan mesafesidir. Eğer malzeme homojen ve simetrik ise tarafsız eksen kiriş kalınlığını ikiye böler ($d=2c$) [52]. Bu durumda, maksimum y değeri c olarak alınır Eşitlik 2.64, aşağıdaki gibi oluşur:

$$\sigma_{ff} = \frac{Mc}{I_x} = \frac{M}{Z_s} \quad (2.70)$$

I profilin kesit modülü dikdörtgen katı kesitinkine nazaran küçüktür. I profil için ve dikdörtgen katı kesit için kesit modülleri sırasıyla Eşitlik 2.71 ve Eşitlik 2.72'de verilmiştir. Eşitlik 2.70'de görüldüğü üzere kesit modülü arttıkça gerilme azalacaktır. Bundan dolayı I profil kirişte aynı yükleme altında malzeme içinde daha büyük gerilmeler oluşur. Dolayısı ile I profil kirişin eğilme dayanımı aynı b ve d değerine sahip dikdörtgen (solid) kesit kirişinkine göre daha düşüktür.

Dikdörtgen (solid) kesit için kesit modülü Eşitlik 2.71'de gösterildiği gibi hesaplanır [59].

$$Z_s = bd^2/6 \quad (2.71)$$

I profil kiriş için kesit modülü 2.72'de gösterildiği gibi hesaplanır [60].

$$Z_s = \frac{bd^2}{6} - \frac{(b - tw)d_1^3}{6d} \quad (2.72)$$

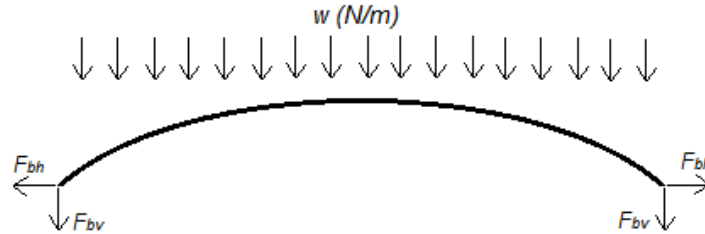
Uniform yük altında eğilen kirişin dış yüzeyinde oluşan maksimum çekme gerilmesi sabitlenmiş (fixed) kirişler için Eşitlik 2.73'te gösterildiği gibi hesaplanır [59].

$$\sigma_{fu} = \frac{wL^2}{12Z_s} \quad (2.73)$$

I profil kirişin kesit modülü $0,0028 \text{ m}^3$ değerindedir ve solid dikdörtgen kirişin kesit modülü ise $0,0041 \text{ m}^3$ (32 cm d, 24 cm b, 24 cm d_1 ve 6 cm). Dolayısı ile I profilde 1,46 kat daha fazla çekme gerilmesi oluşmaktadır ve I profil kirişin eğilme dayanımının dikdörtgen kesitin eğilme dayanıma oranı 0,68 dir. Bu değer küçük görünebilecek olsa da I profil ile aynı kesit alanına sahip dikdörtgen bir kirişin eğilme dayanımının 3 katı daha yüksektir. Malzeme I profil şeklinde kiriş içinde verimli kullanılmaktadır. Çünkü, maksimum malzeme maksimum gerilmenin yaşandığı bölgede kullanılmaktadır. Çeliğin çekme dayanımının 400 MPa olma durumunda dikdörtgen kiriş için maksimum yük 0,8 MN/m olarak hesaplanmaktadır (b:0,24 m, d:0,32m) ve I profil için de 0,54 MN/m olarak hesaplanmaktadır (L:5 m) 32 cm*24cm*24cm*6cm boyutlarında I profil kullanımı değerlendirilmiştir. Çünkü bu şartlarda çift kemerli barikatın malzeme maliyeti uygulanmakta olan barikatın ki ile aynı olmaktadır. I profil iki kemer gövdesinin birleştiği alandaki kemerlerin kenarlarına aktarılan gerilmelere cevap verebilmelidir. Kemer kenarlarında uniform yükün yönüne dik olan F_{bh} kuvveti ve yükün yönüne paralel F_{bv} kuvvetleri şematik olarak Şekil 2.59'da gösterilmiştir. Kemerlerin kenarlarındaki kuvvetler Eşitlik 2.74 ve Eşitlik 2.75'te gösterildiği gibi hesaplanır [57].

$$F_{bh} = \frac{wa^2}{32l} \quad (2.74)$$

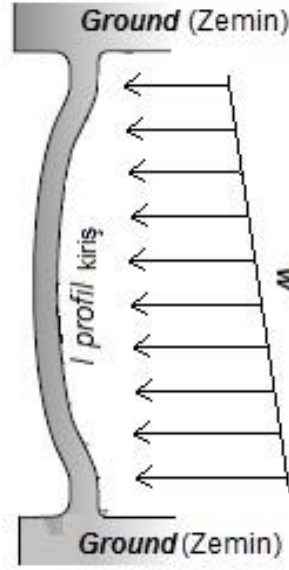
$$F_{bv} = \frac{wa}{4} \quad (2.75)$$



Şekil 2.59. Kemer kenarlarındaki kuvvetler

Macun dolgu içerisinde 1 MPa yanal gerilme olduğunda, w 5 MN/m değerindedir ($[(1 \text{ MN/m}^2) \cdot (8\text{m} \cdot 5\text{m})] / 8 \text{ m} = 5 \text{ MN/m}$). Bir kemer için açıklık (a) 4 metre ve yay intenti 0,6

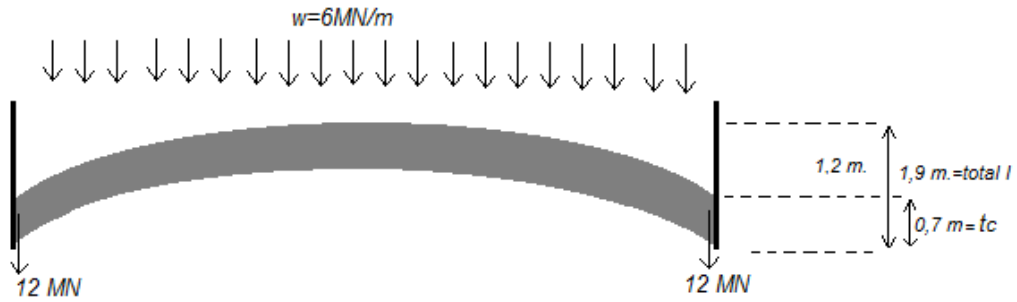
metredir. Temas kalınlığı 0,5 metredir ve barikat ile zemin temas alanı $2,5 \text{ m}^2$ (barikat yüksekliği 5 metre). F_{bh} 4,17 MN ve F_{bv} :5 MN olarak hesaplanmıştır. Kemer kenarlarından zemine ve profile 1,67 MPa normal gerilme etkimektedir ($4,17 \text{ MN}/2,5 \text{ m}^2$). Toplam 10 MN F_{bv} I profil üzerine iki kemer kenarından aktarılmaktadır. 10 MN kuvvet 5 metre uzunluğundaki profil üzerinde 2 MN/m olarak uniform etkidiğinde bu değer I profilin maksimum yükünden daha yüksektir. Maksimum uniform yük I profil için 0,54 MN/m olarak yukarıda hesaplanmıştır. Bu durumda macun dolgu içerisindeki yanal gerilmeler 270 kPa değerinden yüksek olmamalıdır. Bu dayanım seviyesi yeteri kadar güvenli değerildir. Ayrıca, I profili zemine bağlayan ribar saplamalarda oluşacak olan kesme gerilmeleri de barikat dayanımını önemli derecede belirleyici bir faktördür. İki kemerli barikat işçilik hataları açısından da risk taşımaktadır, patlatma ile oluşturulan stop girişi düzgün şekilli değerildir. Barikat iğerindeki profil düz bir yüzeye bağlanamayabilir. Açıklık yüksekliği dikkatli ölçülmelidir, kalın I profil kesimi pratik bir uygulama değerildir. Açıklık yüksekliğinden daha kısa kesilmesi büyük bir tehlike durumu arz etmektedir. I profil kenarlarından zemine iyi yaslanmalı ve boşluk kalmamalıdır. İki kemerin birleştiği kısımda yüksek gerilme konsantrasyonu olduğundan barikat kurulum işçiliği mükemmel olmalıdır, ufak bir işçilik hatasında iki kemerin birleşme alanında yaşanacak bir duraysızlık söz konusudur. Başka bir riskli durum da I profil ve barikat üzerindeki gerilmelerin düşey doğrultuda uniform olmamalarıdır. şekil 2.60'ta görüldüğü gibi macun dolguda derinlik arttıka barikata gelen gerilme artar. Bu durumda barikat dayanımı uniform gerilme dağılımına nazaran düşer [70].



Şekil 2.60. Uniform olmayan gerilme ve sabitlenmiş barikat içindeki düşey I profil kiriş

İki kemerli barikat gövdesi incelenmiş, küçük intent değerleri olsa riskli bir barikat olarak değerlendirilmiş ve kurulumu önerilmemiştir. Aynı zamanda pahalı bir barikat olarak değerlendirilmiştir. Tek kemerli barikat gövde kurulumlarında yüksek intent miktarlarına ihtiyaç duyulsa da iki kemerli barikat gövdelerinden daha güvenlidirler. Kemerli yapılardaki gerilmeler zemine aktarılabilir ve iki kemerli yapıda olduğu gibi bir çizgi üzerinde birikim yaşanmaz. 8 metre açıklık, 1,2 metre yay intenti ve 0,7 metre temas kalınlığına sahip olan Şekil 2.61'de gösterilmiş olan barikat gövdesi 1.2 MPa gövde dayanıma sahiptir ve toplam intenti 1.9 metredir.

$$w = [(1.2 \text{ MN/m}^2) * (8\text{m} * 5\text{m})] / 8 \text{ m} = 6 \text{ MN/m}. \quad \sigma_{bh} = (6\text{MN/m} * 8\text{m}) / 4 = 12 \text{ MN}$$



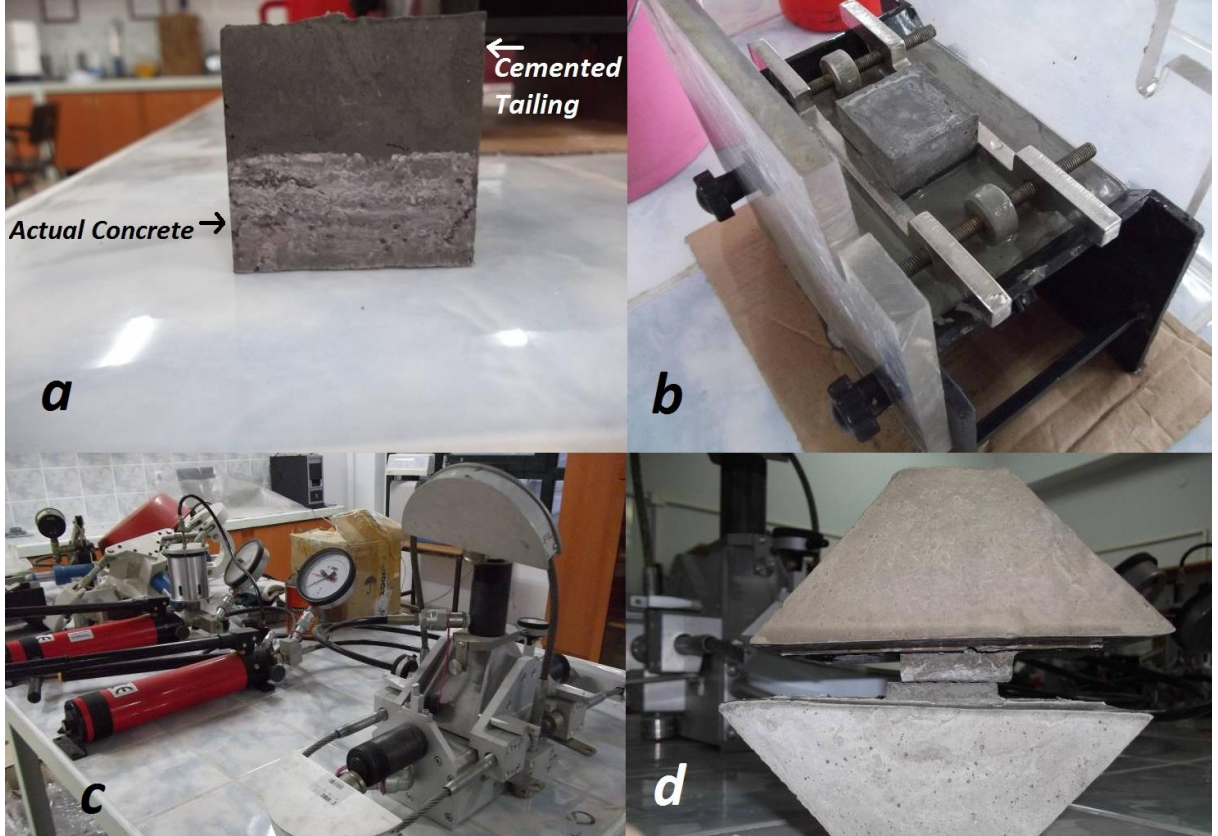
Şekil 2.61. Tek kemerli barikat dizaynı şematik gösterimi

Barikat yenilme mekanizmaları kısmında birinci tür olarak anlatılan barikat gövdesinin zemin ile temas yerlerinden ayrılarak yaşanan yenilme açısından barikat malzemesi olan çimentolu atık ve kurulum yapılan açıklıktaki püskürtme beton arasında adezyon önemlidir. Temas alanı arttıkça bu anlamda dayanım artar. Şekil 2.61’de gösterilen barikat için temas alanı $3,5 \text{ m}^2$ ($0,7 \text{ m} \times 5 \text{ m}$) değerindedir. Eğer adezyon $3,42 \text{ MPa}$ ve daha yüksekse ribar saplamaya gerek yoktur. F_{bh} 5 MN değerinde olur ve kemer kenarlarından barikatın zemine birleştiği temas alanı üzerine bundan dolayı $1,33 \text{ MPa}$ (σ) normal gerilme uygulanır. F_{bh} barikatın zeminle birleşme yüzeyindeki makaslama dayanımını Eşitlik 2.76’da görüldüğü üzere artırır [6]. Ayrıca, barikatın fırlaması daha ağır olduğu için bu yeni, kemerli barikat dizaynı için daha zordur.

$$\tau = c + \sigma \tan \phi \quad (2.76)$$

Makaslama testi ile macun dolgu ve püskürtme beton arasındaki adhezyon incelenmiştir. Çimentolu atık malzemesi bir hafta kürlenmiş beton üzerine dökülmüştür. Çimentolu atık 1 gün kürendikten sonra iki katmanlı Şekil 2.62’deki gösterilen numuneler makaslanmıştır. Aderans yüzeylerinden kırılmışlardır. Barikat betonu 1 gün kürendikten sonra dolgu uygulaması başladığı için çimentolu atık 1 gün kürlenmiştir. Adezyon $0,9 \text{ MPa}$ ve içsel sürtünme açısı 20° olarak tayin edilen malzemenin yüzeyinde kesme gerilmesi dayanımı Eşitlik 2.76’ya göre $1,4 \text{ MPa}$ olmaktadır. Bu değer $4,9 \text{ MN}$ kuvvetin $3,5 \text{ m}^2$ temas alanına etkimesi ile olur. Adezyon yüzey pürüzlülüğüne bağlıdır. Dolayısı ile bu değerler doğrudan uygulama alanını temsil edemez. Bu deney düşünmek (consideration) için gerçekleştirilmiştir. $0,5$ metre aralıklarla 28 mm çapında ribar saplamalar kullanılırsa toplam çelik makaslanma yüzeyi $0,0062 \text{ m}^2$ dir. Çeliğin kohezyonu 250 MPa olarak baz alındığında çelik ribarlar toplam olarak $1,54 \text{ MN}$ değerinde kuvvete dayanabilecektir. Bu durumda temas alanı için toplam makaslama kuvveti limiti $6,44 \text{ MN}$ dur. Bu durumda, macun dolgu içerisindeki maksimum yanal gerilme değeri $0,54 \text{ MPa}$ olmalıdır. Barikat gövde dayanımı $1,2 \text{ MPa}$ olarak hesaplanmış olsa da, incelenen barikat $0,54 \text{ MPa}$ değerinde etkiyen yanal gerilme ile duraysız hale gelecektir. Temas yüzeyindeki adezyon bu durumda dayanımı belirlemiş olmaktadır. Temas yüzeylerindeki adezyon adesif malzemeler kullanılarak artırılabilir. Örneğin, adesif polimer malzemeler püskürtme beton yüzeyine püskürtülebilir ve daha sonra bu alana barikat kurulumu gerçekleştirilebilir. $0,54 \text{ MPa}$ değeri uygulanmakta olan barikatın temas alanı makaslama dayanımından daha yüksektir.

Varolan barikatın temas kalınlığı 0,3 metre ve yan duvarlarda 1,5 m² temas alanına sahiptir. 20 milimetre çapında ribar saplamaların 0,8 metre aralıkla kullanıldığı uygulanmakta olan barikatın toplam ribar makaslanma alanı yeni tasarımının 3,26 katı daha azdır. Barikat betonu kohezyonu 3,1 MPa olarak deneysel çalışmalarda tayin edilmiştir. Bu konudaki deneysel çalışma detayları ilerleyen kısımlarda verilmiştir. İki farklı kür süresindeki betonun yüzeyindeki kohezyon bu değerden daha düşük olacaktır. İki farklı kür süresindeki betonların yüzeyinde kohezyon 3,1 MPa olsa bile, bu dayanım yeni tasarımdan daha yüksek maksimum makaslama kuvveti değerine maruz kalınmasına müsaade edemeyecektir. Ayrıca, düz barikatta eğilmeden kaynaklı temas alanında çekme gerilmeleri de oluşacak ve bu durum da dayanımı düşürecektir.

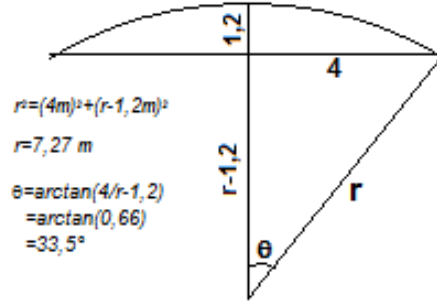


Şekil 2.62. a) Kübik, iki katmanlı beton ve çimentolu atık numunesi, b) Makaslama aleti kalıbına numunenin yerleştirilmesi, c) Makaslama testi aleti, d) Kırılmış makaslama dayanımı test numunesi (Kömürlü ve Kesimal, 2012)

0,54 MPa barikatın maruz kalacağı maksimum yanal gerilme olarak düşünüldüğünde 1,2 MPa kemer gövde dayanımına gerek yoktur. Bu durumda, intentin düşürülebileceği

düşünülse de bu durum risklidir. Kemer gövde güvenlik faktörü yüksek olmalıdır. Eğer düzgün olarak kavislendirilemez ve işçilik hatası yapılırsa barikat gövdesinde eğilme yaşanabilir, bu durumda demir doküman bulunmayan iç bükey barikatta duraysızlık yaşanabilir. Ölçülen gerilmeler ve analitik yaklaşımlar esas alındığında 0,54 MPa Çayeli Bakır İşletmeleri barikatları için yeterli bir dayanım değeridir.

Yeni dizayn barikatın maliyeti için çimentolu atık malzemesinin hacmi hesaplanmalıdır. Şekil 2.63 stop girişi 8m*5m olan açıklık için kemerli barikat dizaynının bazı geometrik parametrelerini göstermektedir. Barikat hacmi yay boyu, temas kalınlığı ve barikat yüksekliği değerleri ile hesaplanabilir. Yay boyu yay yarıçapına ve yay açısına bağlıdır.



Şekil 2.63. Yayın boyut parametreleri

Kemerli barikatın toplam hacmi: $5m \cdot 0,7m [(2\pi(7,27m) \cdot (67^\circ/360^\circ))] = 29,7 \text{ m}^3$.
 Çimento maliyeti: $75\$/t (0,5t/m^3 \cdot 29,7m^3) = 1115 \text{ \$}$. Beton kimyasalı maliyeti:
 Priz hızlandırıcı: $1,5\$/kg (25kg/m^3 \cdot 29,7 \text{ m}^3) = 1114 \text{ \$}$, akışkanlaştırıcı: $1,5\$/kg (20kg/29,7 \text{ m}^3) = 891 \text{ \$}$. Yay oluşturulmasında ahşap ürünleri için 10\\$-15\\$ ekstra maliyet oluşabilir. Ribar saplama maliyeti uygulanmakta olan barikata göre 1,3 kat artar. 8m*5m boyutlarında barikat için malzeme maliyeti 150 \\$ olan 0,17 ton ribar saplama kullanılmaktadır. Yeni dizaynda bu maliyet 195 \\$ olmaktadır. Yan duvarlarda ekstra ribar saplamalar kullanılmaktadır. Toplam barikat malzeme maliyeti 3350-3400 \\$ değerindedir. Uygulanmakta olan barikattan biraz daha ucuz/ benzer fiyatta olan yeni dizayn kurulum açısından en az bir vardiya daha kısa sürede oluşturulabilecek saplamalar dışında beton içi güçlendirme demir donatılarına sahip olmayan bir barikattır. Uygulamada en az 1 vardiya güçlendirme çelik donatı (steel reinforcement rebar) kurulumu ile geçirilmektedir. Bunların yanı sıra yeni dizayn daha yüksek dayanıma sahiptir. Intent (indentation, rise) barikat

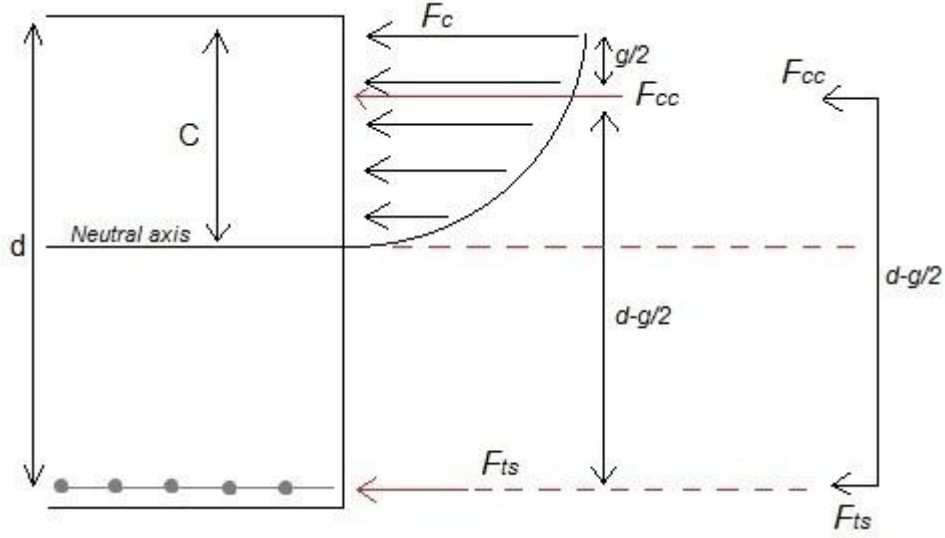
kurulacak olan açıklığa bağlı olarak değişebilir. 0,15 intent/açıklık (indentation/span) oranı dikkate alınmalıdır. Barikat kurulumu için yeterli intent alanı küçük açıklıklar için daha kolay bulunabilir ve küçük açıklıklar için kemerli yapı tercih edilebilir olsa da yeterli alan yoksa düz barikat kurulumu yapılmaktadır. Sıradaki kısımda yeni dizayn edilmiş düz barikat hakkında detaylar mevcuttur.

Düz barikat eğilme gerilmelerine maruz kalır [51]. Eğilen malzeme içinde çekme ve basma sonları oluşur. Demir/Çelik doküman (donatı) barikatın eğilme dayanımını artırır. Donatı bulunmayan barikat eğilme dayanımı dış yüzeyindeki çekme dayanımı aşıldığı için aşılır ve gövde kırılır. Ancak, yüksek oranda çekme bölgesinde donatı kullanılırsa eğilen malzeme basma dayanımı aşıldığı için de yenilebilir [61]. Çelik/demir donatının nominal momenti sıkışma gerilmelerinden büyük ise sıkışma gerilmeleri altında kırılma yaşanır. Ancak, bu durum oldukça nadir yaşanabilir çünkü bu tip yenilmeyi kısıtlayıcı faktör çelik donatı ve beton yüzeylerindeki adezyon olmaktadır. Çelik/demir donatı kullanımı çekme gerilmeleri ile yenilecek olan barikatın da dayanımını artırmaktadır. Tarafsız eksen sıkışma ve çekme bölgelerini ayıran deformasyona uğramayan eksendir.



Şekil 2.64. Eğilen malzeme içindeki bölgeler.

Basma kuvvetleri ve çekme kuvvetleri eğilen malzeme içerisinde oluşur. Şekil 2.65'te görüldüğü gibi sıkışma kuvvetleri merkezi (F_{cc}) eğilen malzemenin iç yüzeyine $g/2$ mesafededir. Tarafsız eksenin iç yüzeye (içbükey yüzeye) olan mesafesi de C dir. F_{ts} ise çeliğin çekme dayanımına maruz kaldığı durumundaki çelik donatılar üzerindeki çekme gerilmeleridir. g değeri tarafsız eksen konumuna bağlıdır. Tarafsız eksenle aralarında olan ilişki Eşitlik 2.77'de ve Eşitlik 2.78'de verilmiştir [61].



Şekil 2.65. Donatılı, eğilen malzeme içerisinde konumlar

$$g = \beta C = \frac{A_s \sigma_{ty}}{\beta \sigma_c b} \quad (2.77)$$

$\beta=0,85$, $\sigma_c < 27,6$ MPa (4000 psi) ise

$$\beta=1,05-5 \cdot 10^{-5} \sigma_{cu} , 55,2 \text{ MPa (8000 psi)} > \sigma_c \geq 27,6 \text{ MPa (4000 psi)} \text{ ise} \quad (2.78)$$

$\beta=0,65$, $\sigma_c \geq 55,2$ MPa (8000 psi) ise

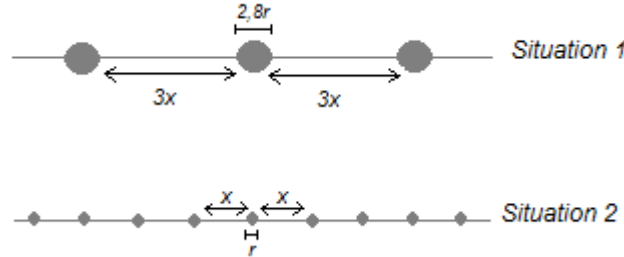
σ_{cu} psi cinsinden tek eksenli sıkışma dayanımı değeridir ancak birimsiz olarak alınır. σ_c betonun sıkışma dayanımıdır. β değeri 0,65 ve 0,85 arasındadır ve betonun tek eksenli sıkışma dayanımı değerine bağlıdır. Barikat duraylılığı açısından kısa süreli beton dayanımı önemlidir. Uygulanan barikat kurulduktan 1 gün sonra dolgu işlemi başlar. 1 gün kür süreli çimentolu atık malzemesinin dayanımı 27,6 MPa değerinden küçük olduğu için β değeri 0,85 dir.

Malzeme çatlamamış ve çekme zonunda çatlak ilerlememiş ise malzeme içinde oluşan çekme kuvvetlerinin ve sıkışma kuvvetlerinin tarafsız eksene göre olan momentleri aynı yöndedir, çelik ise ters yönde moment sağlar. Ancak malzeme çatlamış ise betonun sıkışma içinde, çeliğin ise çekme durumundadır. Dolayısı ile, beton içindeki sıkışma gerilmelerinin neden olduğu momente karşı çelik donatı ters yönde moment sağlamaktadır. Çeliğin

nominal momenti ve sıkışma kuvvetlerinin momenti Eşitlik 2.79'daki bağıntıda eşitliğin iki tarafında verilmişlerdir [61].

$$\sigma_c.C.b.(d-g/2) = A_s.\sigma_{ts}.(d-g/2) \quad (2.79)$$

Çelik ribar alanı arttıkça çekme zonu dayanımı artar. Uygulanmakta olan barikatın en önemli problemi kurulumu kolay olmayan kalın ribar kullanımınıdır. Püskürtme beton uygulaması sonrasında özellikle ribarların kesişim alanları arkasında boşluklar kalabilmektedir. Bu durumda gerilmeler ribara verimli bir şekilde aktarılamaz. Uygulanmakta olan ribar donatılara göre çelik hasır kullanımı daha pratik kurulum sağlayacaktır. Ancak, sağlamış olduğu dayanım değerleri incelenmelidir. Uygulanmakta olan barikatta ribarlar arası düşey açıklık (aralık) 30 santimetre, yatay açıklık (aralık) 40 santimetredir (30 cm*40 cm). Barikat yüksekliği barikat boyundan daha yüksektir. Dolayısı ile barikat içinde düşey doğrultuda oluşan çekme gerilmeleri yatay çekme gerilmelerine nazaran daha yüksektir ve düşey yönde konumlandırılan ribarların aralığı daha fazla, araları daha açıktır. Barikat hem yatay hem düşey olarak dört kenarından mesnetlendiğinden dolayı düşey ve yatay yönde eğilir, bu durumda ayrıca zımbalama (punching) etkisinin de incelenmesi gerekmektedir. Bu konu hakkında detaylar ilerleyen kısımlarda mevcuttur. Bu kısımda, 28 milimetre çapındaki, 30 santimetre açıklıklı kurulan ribarlar 10 santimetre açıklığa sahip 10 mm çapındaki çelik hasır ile karşılaştırılmaktadır. Çelik hasırın aralığı 3 kat daha azdır, bu yüzden 3 kat daha küçük kesit alanı aynı A_s değerini sağlar. Güçlendirme momenti (nominal moment of reinforcement force) A_s ile doğrusal olarak orantılıdır. Karşılaştırılan durumlar arasındaki görüntü Şekil 2.66'da şematik olarak gösterilmiştir. Varolan uygulama için $A_s: 3*(2,8r)^2*\pi/4 = 18,46 r^2$, çelik hasır kullanım durumu için $A_s: 9*(1r)^2*\pi/4 = 7,07 r^2$. $A_{s1}/A_{s2}: 2,61$



Şekil 2.66. Donatı güçlendirme durumları (Kömürlü ve Kesimal, 2012)

Çember çapı ile doğrusal olarak orantılı olduğu için çelik hasır kullanımı durumunda beton ile çelik donatı yüzey temas alanı artacak ve bundan dolayı izin verilebilir maksimum adesif kuvvet çelik hasır kullanımında daha yüksektir. Ancak, yeni dizaynda çelik dokümanın maruz kalabileceği maksimum kuvvet çelik kesit alanına paralel olarak 2,61 kat azalacaktır. Eşitlik 2.63'te görüldüğü üzere kiriş dış yüzeyinde oluşan çekme gerilmeleri betonun kalınlığının karesi ile orantılı olarak azalır. Kalınlık 2 kat arttığında gerilme 0,25 katına düşer. Bu durumda, çelik alanı güvenli bir moment sağlamak için yeterli olacaktır. Bu kıyas aynı tip beton için uygundur. Ancak, yeni dizaynda beton tipi de değişeceği için betonların eğilme dayanımları kıyaslanmıştır. 3 noktadan eğilme dayanımı test sonuçları 1 gün kür süresine sahip uygulamadaki beton karışımı ve yeni dizayn çimentolu atık malzemesi için sırasıyla Tablo 2.19'da ve Tablo 2.20'de verilmiştir.

Tablo 2.19. Çimentolu atık numunelerin eğilme dayanımları

Numune No.	Eğilme Dayanımı(MPa)
1	3,1
2	2,9
3	2,8
4	2,6
Ortalama	2,9

Tablo 2.20. Püskürtme beton numunelerin eğilme dayanımları

Numune No.	Eğilme Dayanımı(MPa)
1	2,7
2	2,6
3	2,9
4	2,6
Ortalama	2,7

Çimentolu atık malzemenin eğilme dayanımı daha yüksektir. Bundan dolayı, 2 kat daha fazla barikat kalınlığı durumunda 10 cm göz açıklığına sahip 10 mm çapında çelik donatı uygulamadaki barikata göre daha yüksek eğilme dayanımı sağlayacaktır.

Barikatın deformasyon özellikleri de önemlidir. Çimentolu macun dolgu malzemesi ile oluşturulacak barikatın deformasyon, göbekteki sapma (deflection) özellikleri incelenmelidir. Eğer barikat çok sehimlenir yüksek deformasyon gösterirse çelik donatıda ekstra gerilme konsantrasyonları yaşanabilir, çelik donatı için sıyrılmaya problemleri yaşanabilir [62]. Eğilme modülü bu anlamda önemli bir parametredir ve Eşitlik 2.80'de gösterildiği üzere eğilme dayanımı test numunelerinin sehimleri, boyutları ve uygulanan kuvvet ile tayin edilebilir [62].

$$E_f = \frac{L^3 F}{4bd^3 \Delta} \quad (2.80)$$

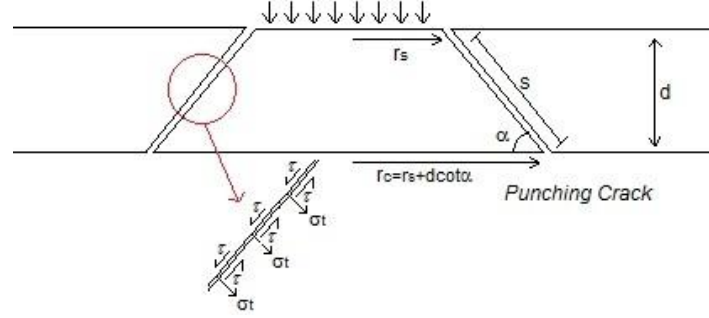
Δ sehim miktarıdır (mm). Barikatlar kenarlarından saptamalar ile zemine sabitlendiği için sehim özellikleri de sabitlenmiş (fixed) tahkimat karakterine bağlı olarak şekillenecektir. Sabitlenmiş tahkimat için sehim değeri Eşitlik 2.68'de verilmiştir. Numunelerin sehimleri incelendiğinde çimentolu atık malzemesinin ortalama 1.5 kat daha yüksek değere sahip olduğu görülmüştür. Püskürtme beton karışımı ve çimentolu atık malzemelerinin numune boyutları (5cm*5cm*20cm) aynı olduğu için çimentolu atığın eğilme modülü (flexural modulus) 1,5 kat daha küçüktür. 3 kollu eğilme testinde alt 2 kol arasındaki yatay mesafe 12 santimetredir.

$$\Delta_f = \frac{wL^4}{384EI_x} \quad (2.68)$$

Kalınlık 2 kat arttığında sehim 8 kat azalmaktadır ($I_x=bd^3/12$). Sonuç olarak, kalınlığı uygulamadaki barikatın iki katı olan çimentolu atık malzemesi ile oluşturulmuş barikat 0,1875 kat daha az sehim verecektir. Dolayısı ile, kalınlığı 60 santimetre olan çelik hasır ve çimentolu atık ile oluşturulan yeni dizaynın eğilme anlamında uygulamadaki barikata nazaran daha yüksek dayanıma sahip olduğu söylenebilir.

Barikat yatay ve düşey olarak 4 kenarından zemine mesnetlendiği için daha önce de belirtildiği gibi zımbalama etkisi yaşanabilir. Özellikle macun dolgu içerisindeki lokal gerilme konsantrasyonları neticesinde riskli zımba etkileri görülebilir [63]. Zımbalanan malzeme makasla gerilmeleri oluşur [63]. Zımbalanma çatlağı üzerinde çekme ve makaslama gerilmeleri mevcuttur. Ancak, malzeme çatlak oluşana kadar çekme, sıkışma

ve makaslama gerilmeleri mevcuttur. Çatlak yüzeyinin yatayla yaptığı α açısı, çatlak yüzeyinin uzunluğu S Şekil 2.67’de gösterilmiştir. S Eşitlik 2.81’deki bağıntı ile hesaplanabilir [63].



Şekil 2.67. Zımbalama Çatlağı

$$S = \sqrt{d^2 + (d \cot \alpha)^2} = d \sqrt{\cot^2 \alpha + 1} \quad (2.81)$$

Çatlak yüzey alanı (A_{pc}) Eşitlik 2.82’de verilmiştir [64].

$$A_{pc} = d\pi[(r_s) + (r_s + d \cot \alpha)] = d\pi[r_s + r_c] \quad (2.82)$$

r_s zımbalama kuvvetinin yarıçapıdır, r_c kritik alan yarıçapıdır. Kritik alan çatlağın dış yüzeydeki kestiği alandır. Kalınlık arttıkça potansiyel çatlak alanı artar ve dolayısı ile müsaade edilebilir yük te artmış olur. Makaslama ve çekme dayanımı anlamlı olarak zımbalama dayanımını belirler. Çimentolu atık malzemesine ve uygulanmakta olan barikat beton karışımına makaslama dayanımı testleri yapılmıştır. Test sonuçları Tablo 2.21’de verilmiştir.

Tablo 2.21. Makaslama dayanımı test sonuçları

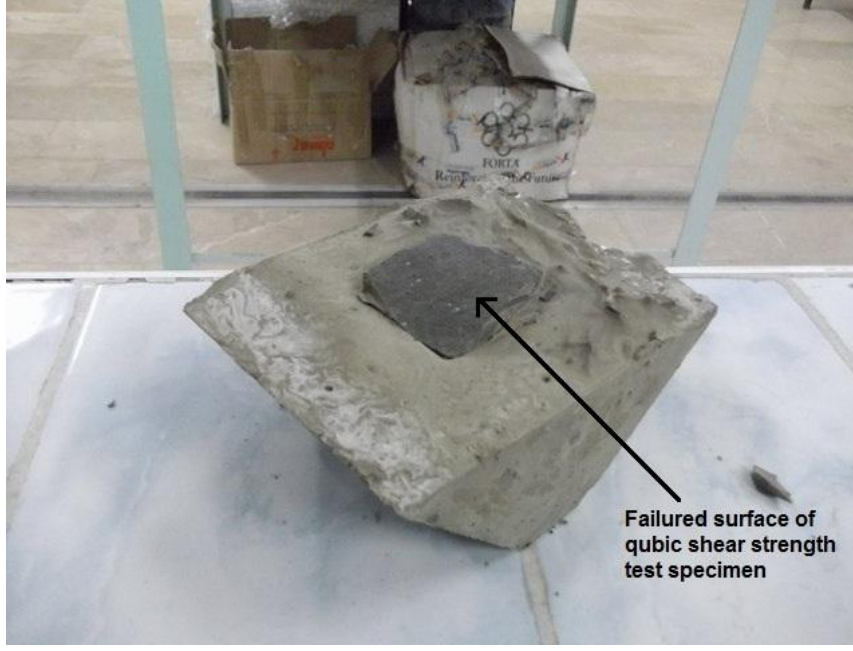
Normal gerilme σ (MPa)	Uygulamadaki betonun makaslama dayanımı τ (MPa)	Çimentolu atık malzemesinin makaslama dayanımı τ (MPa)
0	2,9	3,6
2	4,5	4,7
4	5,9	5,5
6	7,2	6,3
8	8,4	7,0



Şekil 2.68. Kalıplanmış doğrudan kesme testi numunesi



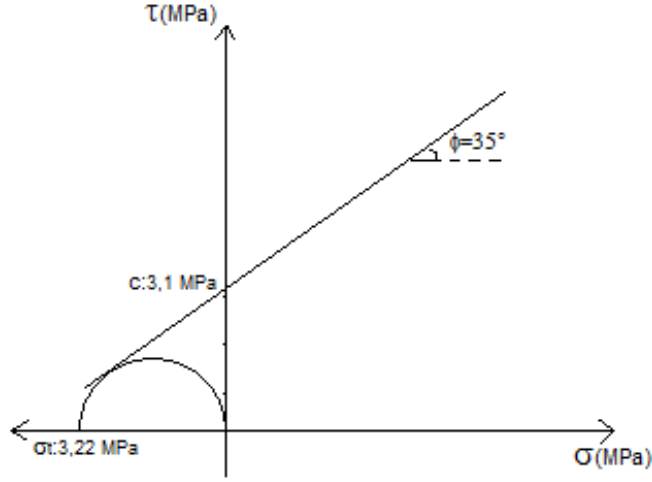
Şekil 2.69. Kalıplanmış numune kesme (makaslama) dayanımı deneyi mekanizmasına yerleştirilirken



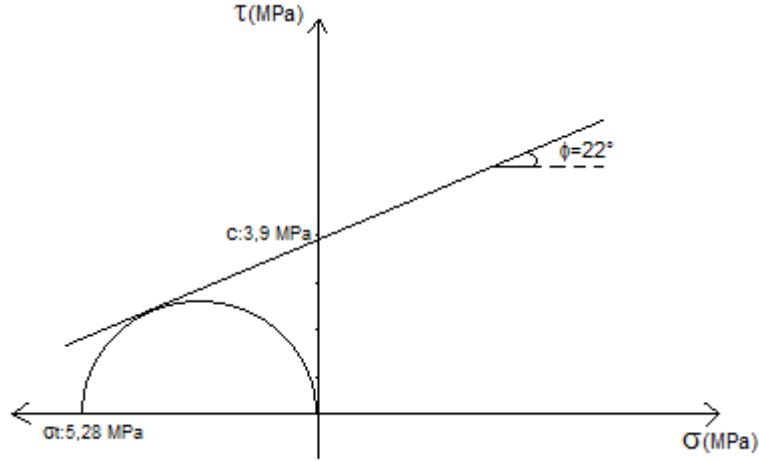
Şekil 2.70. Yenilmiş makaslama dayanımı numunesi

Şekil 2.68’de, Şekil 2.69’de ve Şekil 2.70’de doğrudan makaslama deneyinden alınmış görüntüler mevcuttur. Malzemeler için Mohr-Coulomb duraylılık zarfları Şekil 2.71’de ve Şekil 2.72’de verilmiştir. Çimentolu atığın kohezyon ve içsel sürtünme açısı sırasıyla 3,9 MPa and 22° olarak hesaplanmıştır. Uygulamadaki betonun kohezyon ve içsel sürtünme açısı 3,1 MPa and 35° olarak hesaplanmıştır. Eşitlik 2.83’te görüldüğü gibi çekme dayanımı açısından kohezyon ve içsel sürtünme açısı önemli parametrelerdir [50]. Mohr ve Coulomb yenilme ölçütünden türetilen bağıntıya göre çimentolu atık malzemesinin çekme dayanımı 5,28 MPa ve uygulanmakta olan betonun çekme dayanımı 3,22 MPa olarak hesaplanmıştır.

$$\sigma = \frac{2c \cdot \cos \phi}{1 + \sin \phi} \quad (2.83)$$



Şekil 2.71. Uygulamadaki beton için Mohr-Coloumb duraylılık zarfı



Şekil 2.72. Çimentolu atık malzemesi için Mohr-Coloumb duraylılık zarfı

Çimentolu macun dolgunun çekme dayanımı uygulanmakta olan betonunkinden daha yüksektir ve makaslama dayanımı da aynı çekme gerilmesi altında grafiklerden görüleceği üzere daha yüksektir. Dolayısı ile potansiyel çatlak yüzeyi çimentolu atık için daha yüksek dayanımlıdır. Çimentolu atık malzemesi daha düşük sıkışma dayanımına sahiptir, ancak daha yüksek eğilme dayanımına sahiptir. Bunun nedeni yüksek çekme dayanımıdır. Yüksek çekme ve makaslama dayanımı zımbalama açısından önemli avantaj sağlar. Diğer bir taraftan sıkışma dayanımı da zımbalama dayanımını etkileyen bir faktör olup, Eşitlik 2.84 ve Eşitlik 2.85'te görüldüğü gibi zımbalama çatlak açısını (α) etkiler [64]. α açısı

değişimi nedeniyle sıkışma dayanımı potansiyel çatlak üzerindeki gerilme dağılımlarını etkiler. α açısı potansiyel çatlak üzerindeki çelik donatı kesit alanına bağlı olarak ta değişir.

$$\tan \alpha = \frac{0,056}{\omega} + 0,3 \quad (2.84)$$

ω mekanik güçlendirme oranıdır ve Eşitlik 2.85'te gösterildiği gibi hesaplanır [64].

$$\omega = \rho \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{ck}} \quad (2.85)$$

σ_{ys} çeliğin yield dayanım değeri (MPa), σ_{ck} betonun kubik numune sıkışma dayanımı değeri (MPa) and ρ güçlendirme oranıdır. Uygulanmakta olan barikatın çelik kullanım aralığı 0,3 m*0,4 m değerindedir. Uygulamada yatayda ve düşeyde barikat farklı donatı aralığına sahiptir. Örneğin, A_s barikat eninin 1,2 metre kısmı için 0,00246 m² dir (4 2,8 cm çapında ribar). Barikat eninin 1,2 metre olan kısmı için alan 0,36 m² dir (uygulanmakta olan barikat kalınlığı 0,3 metredir). Bundan dolayı, ρ_x is 0,0068. Düşey ribar aralığı 0,4 metredir. Bu açıklık yatay ribar aralığı ile 4/3 oranındadır dolayısı ile ρ_y değeri ρ_x değerinin 0,75 katıdır. Bu yüzden, ρ_y 0,0051 dir ve barikatın ρ değeri Eşitlik 2.86'da verilen bağıntı ile 0,0059 olarak hesaplanmıştır [65].

$$\rho = \sqrt{\rho_x \rho_y} \quad (2.86)$$

Çelik için σ_{ys} değeri 350 MPa olarak alınmıştır ve kubik beton numunesinin sıkışma dayanımı 17,8 MPa değerinde olduğu deneysel çalışmalar ile belirlenmişti. Bu değerlere göre mekanik güçlendirme oranı 0,115 olarak hesaplanır. Ve α açısı uygulamadaki barikat için 38° olarak hesaplandı. A_s değeri çimentolu atık kullanılan barikat dizaynının eninin 1.2 metrelik kısmı için (çelik hasır kullanımı durumunda) 0,000942 m² dir (12 adet 1 cm çapında çelik). İncelenen kısmın alanı 0,72 m² dir (düz barikat dizaynı kalınlığı 0,6 metre). Bundan dolayı, ρ değeri x ve y doğrultularında 0,0013 tür. ρ 0,0013 ve ω 0,0276 değerindedir (kübik çimentolu atık numunesinin sıkışma dayanımı değeri 16,5 MPa olarak deneysel çalışmalar ile tayin edilmişti). Böylelikle, α açısı 67° olarak hesaplanır.

A açısının belirlenmesi için başka bir yaklaşım da Eşitlik 2.87’de verilmiştir [66]. Bu bağıntı $0,02 > \rho > 0,004$ durumu için önerilmiş bir bağıntı olup uygulanmakta olan barikat bu şartları sağlamakta ve α değeri 31° olarak hesaplanmaktadır.

$$\tan \alpha = 0,4 + w \sqrt{\frac{d}{100mm}} \quad (2.87)$$

Maksimum zımbalama yükü (F_{up}) için bir yaklaşım Eşitlik 2.88’de verilmiştir [67].

$$F_{up} = b_p \cdot C \cdot \cot \alpha \cdot \sigma \quad (2.88)$$

$$b_p = 4D + 12d \quad (2.89)$$

D zımbalama yükü çapıdır, C tarafsız eksenin eğilen malzemenin çukur tarafına (iç bükey) olan mesajesidir ve aşağıdaki bağıntılarda gösterildiği gibi hesaplanır [67]:

$$C = \frac{2C_s C_f}{C_s + C_f} \quad (2.90)$$

$$C_s = 0,25 d \quad (2.91)$$

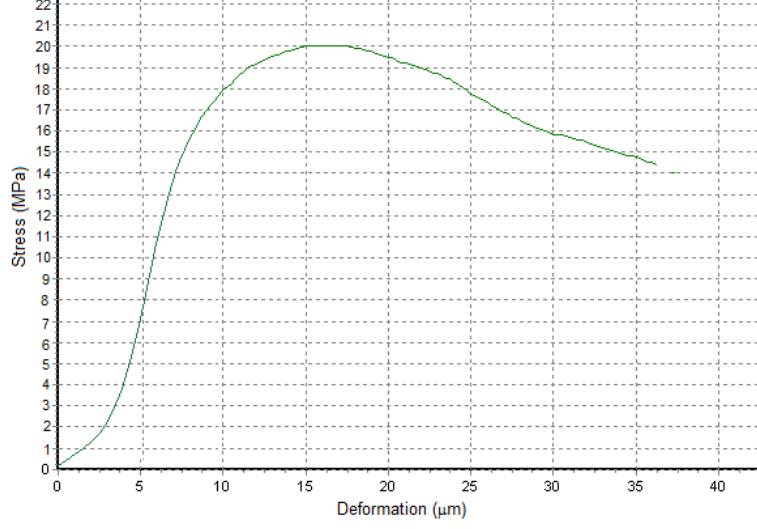
$$C_f = \frac{\rho \sigma_{ts} - \rho_c \sigma_{cs}}{j_1 \sigma_{ck}} d \quad (2.92)$$

$$j_1 = 0,67 \frac{\epsilon_{cu} - \left(\sqrt{\sigma_{ck}} / 12,35 GPa \right)}{\epsilon_{cu}} \quad (2.93)$$

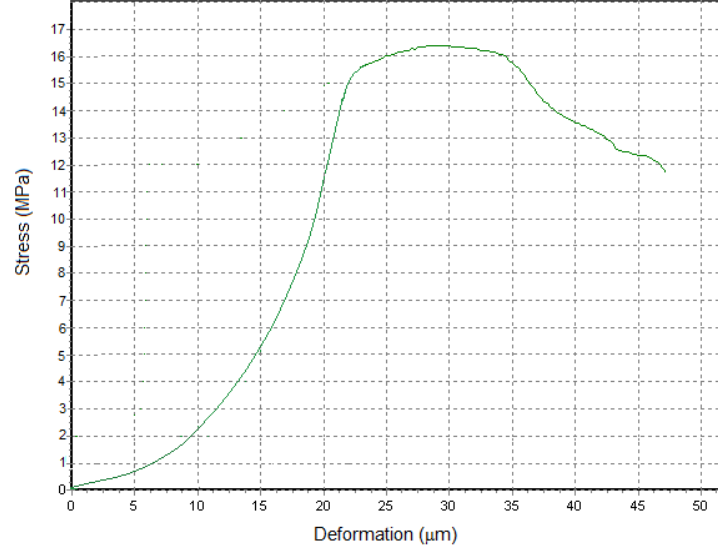
ρ_c sıkışma bölgesindeki çelik güçlendirme oranıdır. Uygulanmakta olan barikatta ve yeni dizayn edilen barikatta sıfırdır. Çünkü, sıkışma bölgesinde herhangi bir çelik donatı kullanılmamıştır. σ_{cs} çeliğin sıkışma dayanımıdır. Eğer saf bir zımbalama yok ise ve malzeme zımbalanırken aynı anda eğilmeye maruz kalıyor ise sıkışma (basma), çekme bölgeleri oluşur.

ϵ_{cu} betonun maksimum sıkışma birim deformasyonudur. Uygulanan beton karışım numunelerinin ortalama ϵ_{cu} değeri $7,1 \times 10^{-4}$ dür ve ortalama ϵ_{cu} değeri çimentolu atık için

$9,8 \times 10^{-4}$ dür. Sıkışma gerilmeleri ve deformasyon grafikleri Şekil 2.73 ve Şekil 2.74'te verilmiştir. Numuneler 5cm*5cm*5cm ve kubiktir. Uygulanmakta olan betonun maksimum agrega tane boyu 0,8 santimetredir.

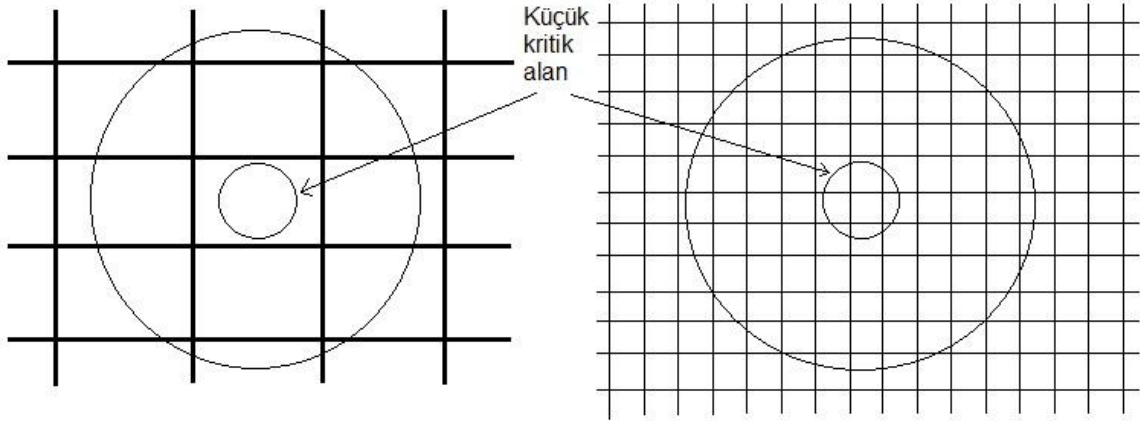


Şekil 2.73. Püskürtme beton karışım malzemesinin gerilme-deformasyon ilişkisi (numune numarası:1)



Şekil 2.74. Çimentolu atık malzemesinin gerilme-deformasyon ilişkisi (numune numarası: 1)

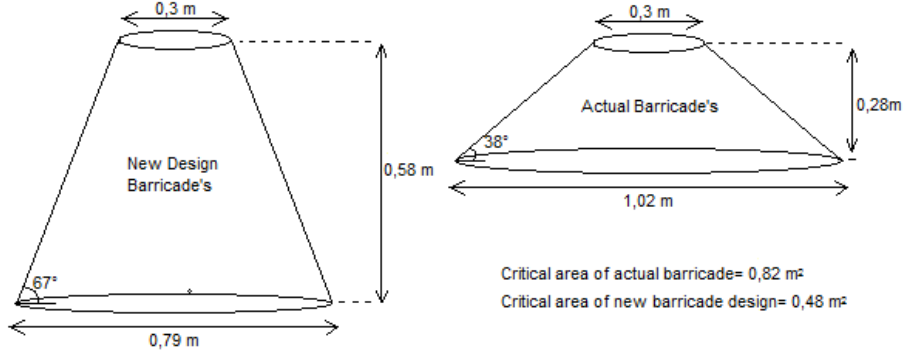
Uygulamadaki barikatın örnek olarak 0,3 metre yük çapı için maksimum zımbalama yükü 1,72 MN olarak hesaplanmıştır ($b_p: 4,8$ m, $j_1: 0,35$, $C_f: 0,115$ m, $C_s: 0,07$ m, $C: 0,087$ m, $\alpha: 38^\circ$, $d: 0,28$ m). Yeni dizayn çimentolu atık malzemesi ile kurulan barikat dizaynı ise 1,38 MN değerinde maksimum zımbalama yükü değerine sahiptir ($b_p: 8,4$ m, $j_1: 0,44$, $C_f: 0,043$ m, $C_s: 0,15$ m, $C: 0,07$ m, $\alpha: 67^\circ$, $d: 0,58$ m). Bu değer uygulamadaki betonunkinden küçüktür. Bazı zamanlarda, küçük yükleme alanları nedeni ile kritik alan çelik donatıyı kesmemektedir. Bu durumda zımbalama yenilmesi yaşanabilir. Yeni dizaynda çelik donatı daha küçük göz açıklığına sahip olduğu için kritik alanın çelik ile kesişme ihtimali daha yüksektir. Çelik ve potansiyel zımbalama çatlağı yüzey alanı dayanım üzerinde büyük role sahiptir. Hasırda küçük açıklıkların oluşu yeni dizaynın küçük alanda lokalleşen gerilmelere karşı bu anlamda bir avantajıdır. Şekil 2.75 aynı zımbalama çatlak yüzeyi için yeni dizaynın çelik donatı ile kesişim sayısının uygulamadaki barikatinkinden 3 kat daha fazla olduğu bir durumu göstermektedir.



Şekil 2.75. Çatlak yüzeyinin çelik döküman ile kesişimi.

Ancak, çelik çubuk alanı yeni dizayn için 7,8 kat daha küçüktür. Ve 3 kat daha fazla sayıda kesişim sayısı aynı potansiyel çatlak üzerinde aynı çelik donatı alanını sağlamamaktadır. Çatlak açısı (α) azalan çelik donatı alanı ile artmaktadır ve bu artışla kritik alan azalmaktadır. Ayrıca, Şekil 2.76'de görüldüğü gibi yeni dizaynın potansiyel çatlak alanı 1,7 kat, çevresi ise 1,3 kat daha küçüktür. Bu yüzden, yeni dizaynın çatlak yüzeyi daha az çelik donatı alanı ile kesişir. Eşitlik 2.88 – Eşitlik 2.93 aralığında verilen Theodorakopoulos and Swamy'nin yaklaşımlarına göre yeni barikat daha kalın, daha yüksek kesme ve makaslama dayanımına sahip olsa da çelik donatısı daha yüksek

zımbalama dayanımı sağlanmasına yeterli değildir. Bu yaklaşıma göre, yeni barikatın daha düşük zımbalama dayanımı değeri vermesinin nedeni budur.



Şekil 2.76. Uygulanmakta olan ve yeni dizayn barikatlar için potansiyel zımbalama çatlağı.

Barikat eğilme ve zımbalama gerilmelerine aynı anda, birlikte maruz kalır. Malzemenin kırılacağı yük Eşitlik 2.94'te gösterildiği gibi eğilme ve zımbalama arasındaki ilişkilere bağlıdır [63].

$$F_{fail} = F_{up} + (F_{flex} - F_{up}) \left\{ \sin \left[\frac{\pi}{\pi - 2\alpha} (\alpha_f - \alpha) \right] \right\}^{1/2} \quad (2.94)$$

α açısı sadece zımba etkisi altındaki kırılma açısıdır, α_f eğilme ve zımbalama aynı anda etkilediği zaman oluşan çatlama açısıdır. F_{fail} yenilme yükü, F_{up} zımbalama yenilme yükü ve F_{flex} eğilme yenilme yüküdür. Bu yaklaşımda Eşitlik 2.94'te görüldüğü üzere α 90° olduğunda malzeme sadece eğilme gerilmelerine maruz kalmıştır. Yeni tasarımın yüksek eğilme dayanımı değerlerinden dolayı yenilme yükü maksimum zımbalama yükü hesaplamaları arasındaki fark kadar yüksek olmayacaktır. Barikat sadece zımbalama etkisine maruz değildir.

Başka bir maksimum zımbalama yükü yaklaşımı Menetrey tarafından önerilmiştir. Bu yaklaşım Eşitlik 2.95 ile 2.105 aralığında kalan bağıntılarla ifade edilmiştir [63].

$$F_{up} = F_{ct} + F_{dow} + F_{sw} + F_p \quad (2.95)$$

F_{ct} , F_{dow} , F_{sw} and F_p sırasıyla beton direnç kuvveti, eğilme güçlendirmesi direnç kuvveti, makaslama güçlendirmesi direnç kuvveti ve ön gerdirme kablosu direnç kuvvetidir. Uygulanmakta olan yeni tasarım barikatta F_{ct} ve F_{dow} hesaplamaları aşağıdaki bağıntılarda verilmiştir (Eşitlik 2.96 – Eşitlik 2.105) [63].

$$F_{ct} = \pi(r_1 + r_2)s_d\sigma_t^{2/3}\xi\eta\mu \quad (2.96)$$

$$r_1 = r_s + d/10\tan\alpha, \quad r_s: \text{yük yarıçapı} \quad (2.97)$$

$$r_2 = r_s + d/\tan\alpha \quad (2.98)$$

$$s_d = \sqrt{(r_2 - r_1)^2 + (0,9d)^2} \quad (2.99)$$

$$\xi = -0,1\rho^2 + 0,46\rho + 0,35, \quad 0\% < \rho < 2\% \quad (\text{aksi halde } \xi=0,87) \quad (2.100)$$

$$\mu = 1,6(1 + d/d_{ma})^{-1/2}, \quad d > 3d_{ma} \quad (2.101)$$

d_m maksimum agrega tane boyu

$$\eta = 0,1(r_s/h)^2 - 0,5(r_s/h) + 1,25, \quad 0 < r_s/d < 2,5 \quad (\text{aksi halde } \eta=0,625) \quad (2.102)$$

$$h = d + c_t \quad (2.103)$$

$$F_{dow} = \frac{1}{2} \sum^{bars} \Phi_s^2 \sqrt{\sigma_c \sigma_{ts} (1 - (\sigma_{sa} / \sigma_{ts})^2)} \sin\alpha \quad (2.104)$$

Φ_s çelik donatı çapıdır, σ_{sa} çelik donatıdaki eksenel çekme gerilmesidir ve Eşitlik 2.105'te verilmiştir.

$$\sigma_{sa} = \frac{F_{pun} / \tan\alpha}{\sum^{bars} A_s} \quad (2.105)$$

Çelik donatı barikatın dış tarafındadır ve uygulamada üzeri 2 santimetre püskürtme beton kaplayacak şekilde kurulur. Uygulanmakta olan barikat için kaplama kalınlığı (c_t) 2

cm, efektif kalınlık (d) 0,28 m, h (toplam kalınlık) 0,3 metredir ve püskürtme beton içerisindeki maksimum agrega tane boyu ise (d_{ma}) 0,008 metredir. η , μ ve ξ değerleri sırasıyla 1,025, 0,270, 0,353 dir. r_1 ve r_2 sırasıyla 0,186 metre ve 0,51 metredir, s_d 0,41 metredir. F_{ct} bu değerler ile uygulanmakta olan barikat için 0,2 MN olarak hesaplanmaktadır. Çeliğin çekme dayanımı 400 MPa olarak alınmıştır ve çelik ribarın potansiyel çatlak yüzeyi ile kesişim sayısı 14 tür (1,02 m çapındaki kritik alan 8 yatay 6 düşey olarak kesişim vardır). σ_c (püskürtme beton karışımının sıkışma dayanımı değeri) 16 MPa dır. Ve, maksimum zımbalama yükü ($F_{ct}+F_{dow}$) 0,4 MN olarak hesaplanmaktadır. Bu değer incelenen yük alanı için 5,72 MPa yanal gerilme durumunda gerçekleşmektedir.

Kaplama kalınlığı (c_t) yeni dizayn için de 2 santimetredir. Bundan dolayı efektif kalınlık 0,58 metredir. Maksimum atık tane boyu (d_{ma}) 0,1 milimetredir. η , μ ve ξ sırasıyla 1,13, 0,02, 0,351 değerindedir. r_1 ve r_2 sırasıyla 0,17 metre ve 0,37 metredir, s_d değeri 0,57 metredir. 7 yatay, 7 düşey rod ile toplam 28 noktadan çelik donatı potansiyel çatlak yüzeyi ile kesişir. Bu değerler ile yeni tasarım için maksimum zımbalama yükü 0,17 MN olarak hesaplanmaktadır. Uygulamadaki barikatınkine göre daha düşük olan bu sonucun nedeni Eşitlik 2.101'de görülmekte olan μ tane boyu etkisi parametresidir. μ değeri is atığın düşük tane boyundan dolayı aşırı olarak düşmektedir. Ancak, μ değeri atık tane boyutundaki malzemeler için türetilmiş bir faktör değil, normal beton agregaları için önerilen tane boyu etki parametresidir. Atık malzeme kil, silt tane boyutunda malzemelerdir. Bundan dolayı, μ parametresi yeni tasarım barikat malzemesinin kıyaslanması için uygun değildir. μ farklılığı ihmal edildiğinde ve değerler püskürtme betonunki ile aynı olarak kabul edildiğinde F_{st} 0,27 MN ve maksimum zımbalama yükü (F_{up}) 0,46 MN değerinde çıkmaktadır. Bu değer uygulamadaki barikatın maksimum zımbalama değerinden büyüktür. Ancak, bu yaklaşım sağlıklı bir kıyaslama için uygun değildir.

Başka bir maksimum zımbalama yükü yaklaşımı Eşitlik 2.106 ve Eşitlik 2.111 aralığındaki bağıntılarda verilmiştir [66].

$$F_{up} = \lambda_{pc} A_{pc} \sigma^{1/3} \zeta \quad (2.106)$$

$$A_{pc} = \pi d (r_s + r_c) \quad (2.82)$$

$$\lambda_{pc} = d / D_c \quad (2.107)$$

$$D_c = 2 \left(\frac{D}{2} + d \cot \alpha \right) \quad (2.108)$$

$$\zeta = \frac{1}{5} + \left(\frac{d}{I_{ch}} \right)^{-0,2} \quad (2.109)$$

$$I_{ch} = \frac{E_c G_f}{\sigma_c^2} \quad (2.110)$$

E_c betonun elastisite modülüdür.

$$G_f = 0,073 \sigma_c^{-0,18} \quad (2.111)$$

σ_c : Betonun sıkışma dayanımı (MPa)

G_f : Eşitlik 2.111'in değeridir ancak birimsiz olarak alınır.

Maksimum zımbalama yükü uygulanmakta olan barikat için 0,54 MN ve yeni tasarım için 2 MN olarak hesaplanmıştır. Bu değere ulaşmak için macun dolgudan aktarılan yanal gerilme 28,6 MPa değerinde olmalıdır (yük çapı: 0,3 metre). Bu değer ölçülen maksimum yanal gerilme değerlerinin çok üstünde bir değerdir.

Başka bir maksimum zımbalama yükü bağıntısı Eşitlik 2.112 ve Eşitlik 2.113'te verilmiştir [68].

$$F_{up} = 0,18 j (100 \rho \sigma_c)^{1/3} b_p d \quad (2.112)$$

$$j = 1 + \sqrt{200 \text{ mm} / \bar{d}} \quad (2.113)$$

Bu yaklaşıma göre maksimum zımbalama yükü uygulamadaki barikat için 1 MN, yeni tasarım için 1,75 MN olarak hesaplanmaktadır. Başka bir maksimum zımbalama yükü tayini yöntemi Eşitlik 2.114, Eşitlik 2.115 ve Eşitlik 2.116'da verilen yaklaşımdır [69].

$$F_{up} = 8 \frac{\tau_c}{\cot \alpha d / h} (b + \cot \alpha d) h \quad (2.114)$$

$$\tau_c = 0,059 x_o \sigma_c \quad (2.115)$$

$$x_o = \frac{0,88}{\sqrt{\sigma_c}} \left(1 + \frac{1}{\sqrt{h}} \right) (1 + 26\rho) \quad (2.116)$$

Bu yaklaşım kare şeklinde zımbalama yükü için türetilmiştir. b değeri karenin bir kenarının uzunluğudur. 0,3 m dairesel yük ile aynı yük alanı sağlamak için 0,266 m olarak alınmıştır. Yeni dizaynın maksimum zımbalama yükü 1,94 MN, uygulamadaki barikatın maksimum zımba yükü 0,83 MN olarak hesaplanmaktadır.

Maksimum zımbalama yükü üzerine başka bir yaklaşım Eşitlik 2.117 ve 2.118'de verilmiştir. Bu bağıntılar 1997 yılında yayınlanan BS 8110 kodlu İngiliz standartıdır [70].

$$F_{up} = \sqrt[3]{\frac{\sigma_c}{25}} 0,79 \sqrt[3]{100\rho^4} \sqrt{\frac{400_{mm}}{d}} ud \quad (2.117)$$

$$u = 4(b + 3d) \quad (2.118)$$

İngiliz koduna göre maksimum zımbalama yükü yeni tasarım için 1,48 MN ve uygulamadaki barikat için 0,79 MN olarak hesaplanmaktadır.

4 farklı yaklaşımın sonucundan görüldüğü üzere yeni tasarım anlamlı derecede daha yüksek dayanım sonuçları vermektedir. Kalınlığı, potansiyel çatak yüzey alanının fazlalığı, yüksek makaslama ve çekme dayanımı değerleri yeni tasarım için önemli avantaj sağlamaktadırlar. ACI 318-08 çelik donatı ihmal edilmiş zımbalama maksimum zımbalama yükü hesabı içermektedir. ACI 318-08 Amerikan kodu Eşitlik 2.119, Eşitlik 2.120 ve Eşitlik 2.121'de verilmiştir ve bu eşitliklerden en küçük olan değer maksimum zımbalama yükü olarak esas alınmalıdır [70].

$$F_{up} = 0,083(2 + 4/\beta_c)\lambda\sqrt{\sigma_c}uod \quad (2.119)$$

$$F_{up} = 0,083(2 + a_s d / u_o)\lambda\sqrt{\sigma_c}uod \quad (2.120)$$

$$F_{up} = 0,083\sqrt{\sigma_c}4\lambda u_o d \quad (2.121)$$

β_c değeri dairesel ve kare yük için 1 ve dikdörtgen yük alanları için kenarlar uzunluklarının oranıdır. λ değeri normal beton için 1 ve hafif betonlar için 1 değerinden küçüktür. a_s iç yükleme, kenar yükleme ve köşe yükleme için sırasıyla 40, 30 ve 20 değerindedir. u_o kare yükler için $4(b+d)$ ve dairesel yükler için $4(D+d)$ değerine eşittir. Maksimum yük uygulanmakta olan barikat için 0,8 MN ve yeni tasarım için 2,5 MN değerindedir.

Deneysel çalışma sonuçları ve analitik çözümlerinin genel sonuçları ışığında 0,6 metre kalınlığı yeni, düz barikat tasarımı için güvenli bir kalınlıktır. Ancak, Eşitlik 2.88'e göre 0,6 metre kalınlığındaki yeni dizayn zımbalama dayanımı daha düşük çıkmaktadır. Eğer kalınlık 0,7 metreye çıkarılırsa Eşitlik 2.88'e göre dayanımı daha yüksek çıkmaktadır. 0,7 metre kalınlık tüm yaklaşımlara göre daha yüksek dayanım sonucu vermektedir. Artan kalınlık eğilme dayanımını da artırır. Daha güvenli barikat kurulumu için kalınlık 0,7 metre olarak seçilebilir. Çelik hasır ve kaplama kalınlığı 0,6 metre ve 0,7 metre kalınlık için aynıdır. 0,6 metre kalınlığındaki yeni barikat dizaynı için ve 0,7 metre kalınlığındaki yeni barikat ve uygulamadaki barikat dizaynı için maksimum zımbalama yükleri Tablo 2.22'de verilmiştir.

Tablo 2.22. Yeni dizaynın ve uygulamadaki barikatın maksimum zımbalama yükleri

Barikat Çeşidi	F_{up} (MN)					
	Eq. 88-93	Eq. 106-111	Eq. 112-113	Eq. 114-116	BS 8110	ACI 318
Yeni Dizayn (h=0,7m)	1,77	4,90	2,07	3,41	1,73	2,90
Yeni Dizayn (h=0,6m)	1,38	2	1,75	1,94	1,48	2,50
Uygulanan Barikat	1,72	0,54	1	0,83	0,79	0,8

0,6 metre kalınlığındaki barikat için 24 m^3 çimentolu atık kullanılması gerekmektedir (Barikat boyutları=8m*5m). 0,6 metre kalınlığında barikat için toplam çimento ($0,5 \text{ t/m}^3$), priz hızlandırıcı (25 kg/m^3) ve akışkanlaştırıcı (20 kg/m^3) maliyeti 2400 \$ - 2500 \$ dır. 28 m^3 çimentolu atık 0,7 metre kalınlığında yeni dizayn barikat için kullanılır ve toplam beton

malzeme maliyeti 2800 \$ - 2900 \$ dir. 8m*5m boyutlarında uygulamadaki barikatın beton maliyeti 1900 \$ olarak hesaplanmıştır.

Yeni dizayn barikatta 0,065 m³ (0,48 ton) çelik kullanılmaktadır (Barikat boyutları=8m*5m). 1 ton çelik hasırın 900 \$ olduğu düşünüldüğünde, çelik hasır maliyeti bir barikat için 430 \$ olarak hesaplanmaktadır. Çelik hasır kurulumunun pratikliği nedeni ile de uygulamadaki barikata göre avantaj sağlanır. Uygulamadaki barikatın çelik donatı maliyeti 1200 \$ olarak hesaplanmıştır. Dolayısı ile barikat başına 770 \$ dolar çelik donatı maliyeti azaltılmış olmaktadır. Çelik donatı kurulum zamanı olarak ta yeni dizayn büyük avantaj sağlamaktadır.

Ribar saplama ve sunta masrafları yeni dizayn için ve uygulamadaki barikatlar için aynıdır. 200 \$ barikat maliyeti 0,6 metre kalınlığındaki yeni dizayn ile düşürülmektedir ve 0,7 metre kalınlık içinse uygulamadaki barikata göre 200 \$ malzeme maliyeti artmaktadır. 0,65 metre kalınlığındaki yeni dizayn uygulanmakta olan barikatla aynı malzeme maliyetine sahiptir. Ekstra olarak bir yıl içerisinde 9000 ton dolaylarında atık yer altına depolanacağı için yeni dizayn atık yönetimi anlamında olumlu etkiler doğuracaktır. 0,6 metre kalınlıktaki yeni dizayn barikat eğilme dayanımı anlamında uygulamadaki barikata göre daha yüksek dayanıma sahiptir. Zımbalama dayanımı anlamında da genelde yaklaşım sonuçlarına göre daha yüksek değerler vermiştir. Yüksek eğilme ve zımbalama dayanımlarından dolayı yüksek yanal gerilmelere cevap verecek olan yeni barikat 0,6 metre kalınlığında uygulanabilir. 0,7 metre kalınlığında uygulandığında ise 200 \$ fazla malzeme maliyeti olacak ancak gerek tahkimat kurulum pratikliği gerek atık yönetimi ve gerek yüksek dayanım anlamında bu maliyet tolere edilebilecektir. Barikat eğilme ve zımbalamaya aynı anda maruz kaldığı için eğilme dayanımı 0,6 metre kalınlıktayken dahi daha yüksek sonuçlar veren yeni barikat dizaynı macun dolgudan gelen yanal gerilmelere karşı 0,7 metre kalınlığa sahip olduğunda uygulamadaki barikata nazaran büyük oranda yüksek tahkimat basıncı sağlayabilecektir. Bu durumda dolgu hızı artırılarak ve/veya dolgu kademeleri arasındaki bekleme süresi azaltılarak avantaj sağlanır. Veya, uygulamadaki barikatla aynı malzeme maliyetine sahip ve macun dolgudan aktarılan yanal gerilmelere daha yüksek dayanım ve atık yönetimi açısından avantaj sağlayacak 0,65 metre kalınlığındaki barikat kullanımı düşünülebilir.

Barikat kurulumu için zaman ayrı bir önemli parametredir. Madendeki bir mikser kamyonu 6 m³ beton taşımaktadır ve uygulamadaki barikat için 3 mikser kamyonu beton taşımalıdır (8m*5m). Kamyon için de bir miktar malzeme kaybedilmekte ve geri sekme

nedeni ile de malzeme kaybedilmektedir. Beton kamyon içinde bekletilemez ve bu yüzden fazla gelen beton da püskürtülmektedir. Yeni mikser kamyonu gelmesi beklenirken de önemli zaman kaybedilmektedir. Farklı kür süresindeki betonların birleşim yüzeylerinden dolayı da barikat dayanımı olumsuz yönde etkilenmektedir.

Çimentolu atık malzemesi ince tane içeriğinden dolayı çelik hasırdan rahatlıkla geçebilecek ve yüzeye daha iyi yapışabilir. Tane kalınlığı arttıkça püskürtülen malzemenin geri sekme problemi artar. Yeni dizayn çimentolu atık malzemenin slump değeri 7,1 inçtir. Bu değer püskürtülebilirliği için uygundur ve uygulanmakta olan betonun ki ile benzerdir. Slump değeri beton aktarımı ve uygulanabilirliği anlamında önemli bir değerlendirme parametresidir. Uygulamadaki macun dolgu malzemesinin slump değeri 7 inçtir. Yeni barikat malzemesi de macun dolgu ile aynı yöntemle yeraltına gönderilebilir. Macun dolgu boruları ile yeraltına gönderilen malzeme püskürtme beton robotu ile tek kademede püskürtülebilir. Bu durum da uygulama pratikliği anlamında avantaj sağlamaktadır. Ancak, tek kademeli olarak oluşturulan barikatın taze püskürtme beton duraylılığı incelenmelidir.

Çimentolu atık için şlam uzaklaştırılmış (deslimed) atık malzemesi kullanımı önerilmektedir. Bu malzemede 20 mikronmetre boyutu altındaki tanelerin önemli bir miktarı ortamdaki uzaklaştırılmaktadır. Bu uygulama hidrosiklon ile yapılmaktadır. İnce malzemeler uzaklaştırılınca, malzeme daha ideal tane boyut dağılımına sahip olmaktadır. Bundan dolayı deneysel çalışmalarda da görülmüştür ki daha yüksek dayanım vermektedir. Ayrıca, ince malzeme miktarı arttıkça istenilen slump değeri daha fazla su miktarı ile sağlanabilmektedir [71]. Aşırı su/çimento oranı durumunda da dayanım düşmektedir. Dizayn edilen malzemede 7,1 inç slump değeri için 20 kg/m^3 akışkanlaştırıcı kullanılmaktadır. Eğer şlam uzaklaştırılmamış atık kullanılırsa daha fazla akışkanlaştırıcı kullanılması gerekecek ve malzeme maliyeti artacaktır.

Çimentolu atık malzemesinin püskürtme beton şeklinde uygulanması ile daha fazla atık yeraltına gönderilebilir. Üretim boşluğu hazırlamak için oluşturulan galeri tahkimatlarında da püskürtme beton olarak çimentolu atık kullanılabilir. Bu tünellerde püskürtme betonun kısa süreli dayanımları önem arz etmektedir, çünkü bu tüneller oluşturulduktan kısa süre sonra patlatma uygulanır ve üretim boşluğu oluşturulur. Atığın sülfür içeriği dolayısı ile çimentolu atık malzemesi uzun süreli dayanım değerlerinin önem arz ettiği tünellerde kullanılmamalıdır. Betonun uzun süreli dayanım değerleri üzerinde sülfür içeriğinin olumsuz etkileri vardır. Uygulamadaki macun dolgunun dayanım

değerlerinin tipik olarak 60. günden itibaren azalmaya başladığı ve 360. güne gelindiğinde %40 oranında düştüğü görülmüştür [71]. Atıklı beton kullanımı madencilik faaliyetleri sonucunda oluşacak yeni atık miktarını azaltmaktadır. Çimentolu atığın stop hazırlama galerilerinde püskürtme beton şeklinde kullanımı neticesinde atık transfer döngüsü gerçekleşecektir.

1 m³ çimentolu atık malzemesini maliyeti 105 \$ dır. Bu değer uygulamadaki betonunkinden 50\$ daha ucuzdur. 0,44 metre kalınlığında çimentolu atık 30 santimetre kalınlığındaki uygulamadaki betonla aynı maliyettedir. Başka bir alternatif yöntem de uygulamadaki barikatın yalnızca betonunu değiştirmek ve aynı çelik donatıyı kullanmaktır. Bu durumda barikatın eğilme dayanımı 2,3 kattan fazla artmaktadır. Zımbalama dayanımı ise incelenen yaklaşımlara göre 1,5-2 kat arası artmaktadır. 44 santimetre kalınlığında (h:0,44 m, d:0,42 m) çimentolu atık ile oluşturulan ve uygulamadaki barikatların maksimum zımbalama yükleri Tablo 2.4.8'de verilmiştir. Bir barikat yaklaşık 30 ton katı atık içerir. 5800 ton ekstra katı atık malzemesi barikatta kullanılmak sureti ile yeraltına depolanabilir.

Tablo 2.23. Uygulamadaki demir donatıya sahip çimentolu atık ile oluşturulan barikat için maksimum zımbalama yükleri

Barikat Çeşidi	F_{up} (MN)					
	Eq. 88-93	Eq. 106-111	Eq. 112-113	Eq. 114-116	BS 8110	ACI 318
Çimentolu atık barikat	3,40	1,01	1,42	1,41	1,26	2,50
Uygulamadaki Barikat	1,72	0,54	1	0,83	0,79	0,8

3.BULGULAR

Tez yazımının ilerleyen-kademeli (progressive) şekilde gerçekleştirilmesinden dolayı, deneysel verilerin devam etmekte olan konu içerisinde sıradaki deneysel çalışma veya analitik yaklaşımlarla yerinde değerlendirilmesi açısından birtakım bulgulara kademeli olarak yapılan çalışmalar içerisinde değinilse de genel anlamda yapılan çalışmalar hakkındaki bulgular, elde edilen veriler ışığındaki çıkarımlar bu kısımda verilmiştir. Ayrıca, inceleme konularından biri olan şehirselleşen bölgelerde yapılan temel kazı alanlarında toprak örtüleri için duraylılığın incelenmesi açısından ülkemizde yaşanan çeşitli kazalara da bu başlık altında kısaca değinilmiştir.

3.1. Yeraltı Açıklıklarının Etrafındaki Gerilme Dağılımları ve Yenilme Bölgesi

Çeşitli jeolojik durumlar ve kayacın poisson oranı parametrelerine bağlı olarak değişen yeraltı yanal gerilme değerlerinin doğru tayin edilmesi son derece önemlidir. Yeraltında yanal gerilmelerin düşey gerilmelere oranı yani k oranı tünel etrafında indüklenen gerilme dağılımlarını, yenilme mekanizmasını, tahkimat gereksinimini ve maliyetlerini doğrudan etkileyen bir faktördür. Plastik zon sınırını belirlemek stabilizasyonu sağlayabilmek için son derece kritiktir. Kullanılacak olan kaya saplaması uzunluğu, sayısı, konumları gibi, iksa ve püskürtme beton gibi tahkimat unsurları açısından düşünüldüğünde tünelde izin verilebilecek olan deformasyon miktarları, plastik deformasyonların artması sonucu oluşacak olan ölü yük miktarı belirlenmesi için önemli bir parametre olan plastik zon sınırı uygulanacak olan tünelcilik metodunu da belirler. Örneğin, deformasyonlara kontrollü olarak müsaade ederek minimum seviyede tahkimat basıncı sağlamaya prensibine dayalı olan Yeni Avusturya tünel açma metodunun plastik zonun çok derin olduğu yerlerde uygulanması risklidir, çünkü plastik zon çapı arttıkça deformasyonları kontrol altında tutmak zorlaşacaktır, ölü yükler çok daha kısa sürede oluşmaya başlayacaktır bu durumda iç sürtünmeler ile kayacı kendisine taşıttırmak yerine çok daha geleneksel olan aktif tahkimat yöntemleri seçilmelidir. Türetilen plastik zon denklemleri elastik, sağlam kaya ortamı için geçerlidir. k oranı arttıkça tavan-taban bölgesinde, azaldıkça yan duvarlarda plastik zon kalınlığı artmaktadır. k oranı aşırı yükseldiğinde omuz bölgelerindeki plastik zon kalınlığı

ani artışlar sağlanarak tavan-taban bölgelerindeki plastik zon kalınlığından daha fazla olabilir.

3.2. Polimer Fiberin Püskürtme Beton Tahkimatı Üzerindeki Etkileri

İnşaat ve madencilik sektöründe önemli bir tahkimat malzemesi olan beton için malzeme biliminin gelişimi sonucu yeni katkı malzemeleri ortaya çıkmaktadır. Polimer fiber katkı betonun çekme ve eğilme dayanımında büyük oranda artış sağlamakta olup aynı zamanda betonun daha sünek malzeme özelliği göstermesine neden olur. Betonun elastisite modülü ve Poisson oranı değerlerini azaltarak tahkimatın katılığını (MPa/mm) azaltır. Çelik fiberin betona avantaj sağlamış olduğu konularda polipropilen malzeme de avantaj sağlamakta olup bu durum betonun basma dayanımı değerlerinde bir istisna göstermektedir. Polipropilen malzemenin su ile tepkimeye girmemesi, hidrofobik özellik göstermesi ve suyu itmesi nedeni ile çimento ile polimer yüzeyindeki çimentolar için hidrasyonun verimli gerçekleşmemesine sebep olur. Polipropilen fiber katkı beton içinde çelik fibere nazaran daha boşluklu yapı oluşmasına sebebiyet verir. Çelik fibere göre en önemli avantajı ise yine su ile birlikte kimyasal tepkimeye girmiyor olması hususundadır. Su olan bir yerde betonun ıslanması ve çeliğin paslanması sonucu fiber yapının beton dayanım değerleri üzerindeki olumlu etkileri zamanla azalma göstermektedir. Özellikle uzun süreli tahkimat basıncı sağlayacak olan sulu zeminlerdeki otoyol, demiryolu tünelleri gibi alanlarda kullanılan beton malzemesine bu anlamda dikkat edilmelidir. Teorik olarak bir eğilme dayanımı beton numunesinin kalınlık artışı malzemenin kırılma yükünü karesi kadar artırmaktadır. Kısa süreli eğilme dayanımı değerlerinde 3 kattan fazla artış sağladığı görülen 6 kg/m^3 oranında kullanılan polimer fiber yerine malzeme kalınlığı 1,732 kat daha fazla artırılmalı ve dolayısı ile metreküp başına $0,732 \text{ m}^3$ daha fazla beton kullanılması gerekmektedir. Bunun yerine kilogramı 8 \$ olan incelediğimiz polipropilen fiber malzemenin 6 kilogram kullanmak çok daha ekonomik olarak eğilme dayanımını artıracaktır. Dayanım değerlerinin yanı sıra zeminde müsaade edilebilir deformasyon miktarları önemlidir. Polimer fiber katkılı beton aynı tahkimat basıncına polimer fiber katkısız betona göre daha büyük deformasyon değerlerinde ulaşacağı için bu durum zemin reaksiyonuna bağlı olarak hızlı tahkimat basıncı sağlanması gereken alanlarda dezavantaj yaratabilir. Dayanım değerlerini yükseltse de deformasyona gereğinden fazla müsaade etme durumunda ölü yüklerin oluşması ve gerilmelerin hızla artış göstermesi sonucu tahkimat

kırılma riski oluşur. Dolayısı ile öncelikle zemin reaksiyon eğrilerinin detaylı incelenmesi ve ona göre polimer fiber katkı ile tahkimat reaksiyon eğrilerinin istenilen katılığa sahip tahkimatı sağlaması istenir. Karışımdaki farklı polimer katkı oranları tahkimat katılığını farklı seviyede etkiler. Minimum tahkimat basıncı ile deformasyonları durdurmak adına erken ve gereksiz tahkimat basıncından kaçınmak için ve ayrıca beton malzemesinin çekme, eğilme dayanım değerlerini büyük ölçüde artırmak için polimer fiber katkı kullanılabilir.

3.3. Macun Dolgu İçerisindeki Gerilme Dağılımları ve Barikat Tahkimatı

Çayeli Bakır İşletmeleri macun dolgu uygulaması için iç bükey (kemerli) ve düz olmak üzere iki çeşit yeni barikat tahkimatı tasarımı önerilmiştir. Kemerli barikat çelik donatıya sahip değildir. Düz barikatta çelik ribarlar yerine hasır kullanımı önerilmiştir. Cevher tesis atığının her iki tasarımda da barikat betonu içerisinde kullanılması önerilmiştir. Kemerli ve düz barikat tasarımı ikisi de pratik kurulumu nedeni ile avantajlıdır. Yeni tasarımlar için aynı maliyetler ile, daha yüksek tahkimat basıncı sağlanabilir. Bu yüzden aynı tahkimat dayanımı daha düşük maliyetlerle karşılanır. Kemerli barikat küçük açıklıklı alanlarda kurulumu daha uygun olacaktır. Çünkü büyük açıklıklar yüksek tahkimat dayanımı için büyük intent gereksinimi doğurmaktadır. Bu anlamda, limitli alan dolayısı ile kemerli barikat kurulumu mümkün olmayabilmektedir. Açıklığın ikiye bölündüğü çift kemerli barikat tahkimat uygulaması riskli bulunmuştur. Kemerli barikatlarda işçiliğin hatasız olarak yapılması çok önemlidir. Çift kemerli barikat kurulumu pratik değildir ve pahalıdır. Yeterli intent alanı yoksa düz barikat tercih edilir. Yeni düz barikat kurulum süresi, dayanım ve atık yönetimi anlamında avantaj sağlamaktadır. Uygulamadaki barikat kurulum süresi 3 vardiya veya daha uzun sürede gerçekleştirilmektedir. Çelik hasırlı, yeni düz barikat tahkimatını ve yeni kemerli barikat dizaynının kurulumu rahatlıkla 2 vardiyada tamamlanacaktır. Uygulamada ribar donatı kurulumu en azından 1 vardiya süre almaktadır. Düz barikat için başka bir alternatif te var olan çelik donatı ile çimentolu atık kullanılarak barikat oluşturulmasıdır. Bu beton kullanımı açısından uygulanmakta olan barikat için bir değişimdir. Dolgu hızı gerilme dağılımlarını büyük oranda etkileyen bir faktördür. Daha yüksek barikat dayanıma sahip yeni barikat kurulumları ile aynı dolgu hızı artırılabilir. Barikat betonunun kısa süreli dayanımı önemlidir. Çayeli Bakır İşletmelerinde barikatlar tipik olarak 4 gün içerisinde görevlerini tamamlamaktadır. Barikatlar için maksimum

tahkimat basıncı tipik olarak dolgu başladıktan 0,5 gün sonra ve barikat kurulduktan 1,5 gün sonra gerekmektedir. Çimentolu atık için kısa süreli çekme ve eğilme dayanımı değerleri varolan püskürtme beton malzemesinininkinden daha yüksektir. Bu durum yeni dizayn malzeme için barikat malzemesi olarak kullanılabilirliğini uygun kılmaktadır. Ancak, elde edilen dayanımlar laboratuarda hazırlanmış malzemeler içindir. Bu yüzden uygulamadaki malzeme dayanımları esas alınmalıdır ve bu durumda gerekirse dizaynda değişiklikler yapılmalıdır. Laboratuarda hazırlanan malzemeler uygulama hakkında fikir vermek ve yeni dizaynın uygulanabilirliğini incelemek amaçlı gerçekleştirilmiş ve bir ön dizaynın oluşmasına olanak sağlamıştır. Nihai tasarım için uygulamadaki denemeler sonucu karar verilmelidir. Çimentolu atık malzemesinin de ekonomik olarak barikat malzemesi olarak kullanılabilirliği uygulamada, yerinde denemeler sonrası kesinlik kazanacaktır. Ancak, laboratuvar koşullarında oluşturulan numune dayanımları arasındaki anlamlı fark bu yeni malzemenin güncel olarak kullanılan püskürtme beton malzemesine kıyasla ekonomik olarak daha iyi sonuçlar vereceği yönündedir.

3.4. Şehirsal Bölgelerdeki Dik Kazılmış Temel Çukuru Duraylılığı

Toprak malzemesinin, değişen su muhtevasına karşılık vereceği tepki duraylılık açısından son derece önemlidir. KTÜ Hukuk Fakültesi arkasındaki toprak tabakasının çatlama yüksekliğini aşan kısımların yanı sıra düşük plastisite nedeni ile de duraysızlık meydana gelen alan olmuştur. Tahkimat yapılmadığı takdirde yeni duraysızlıkların yaşanma riski bulunmaktadır. Bu tip alanlar için çelik hasır üzerine püskürtme beton uygulaması pratik bir tahkimat yöntemi olacaktır. Büyük yüzey yükü olan alanlar için kaya kütesine bağlanan ankraj sistemleri de kullanılabilir. Duraylılığın sağlanması için gerekli yanal tahkimat basıncı zeminin düşey gerilmeleri yanal olarak iletme karakterizasyonuna (içsel sürtünme açısına göre şekillenen pasif yanal itki katsayısı, $k_p=N\phi$) ve kohezyonuna bağlıdır. Kohezyon ve içsel sürtünme açısı artışı çatlama yüksekliğini artıracak ve aynı birim hacim ağırlığa sahip, aynı derinlikteki malzemeler için yüksek kohezyon ve içsel sürtünmeye sahip zeminlerde daha küçük yanal tahkimat basıncı ile duraylılık sağlanacaktır.

Trabzon Pelitli mevkiindeki temel çukuru yanından geçen araçlar şu ana dek duraysızlığa neden olmasa da yolun trafiğe açık olması büyük bir risk oluşturmaktadır. Yoldan geçen 3 tonluk bir vasıta incelenmiş ve herhangi bir duraysızlık veya ciddi risk oluşturacak bir durumun oluşmadığı tespit edilmiştir. Ancak bu yoldan ağır bir vasıta

geçmesi durumunda zeminin kırılması ve duraysızlık yaşanması riski bulunmaktadır. Söz konusu kamyonetin teker temas alanı için 5,2 kat daha ağır olması durumunda duraysızlık yaşanacağı hesaplanmıştır. Trabzon Pelitli mevki için incelediğimiz yolun ağır vasıtalara karşı trafiğe kapatılması gerekmektedir. Bu alandaki yol trafiğe kapatılmıyorsa dayanım duvarı yapılmalıdır. Zeminin varolan dayanım değerleri düşünüldüğünde binadan kaynaklı olan bir duraysızlık yaşanmamıştır. Teorik olarak, incelenen zemin malzemesi binanın temelinden zemine uygulanan gerilmenin 1,82 kat daha fazlasına cevap verebilen bir dayanım değerine sahiptir. Ayrıca, bina altında kalan zeminin 6 yıl boyunca konsolidasyona uğraması zeminin dayanım değerlerini daha da artırmak suretiyle avantaj sağlamaktadır. Değişen çevresel şartlar dolayısı ile şehrsel bölgelerde duraylı olarak nitelendirilen bölgelerde beklenmeyen sonuçlar yaşanmaktadır. Yüzeyde çeşitli yapılar, yollar, toplu kullanım alanları olduğu için yaşanan duraysızlıklar sonucu ciddi maliyetler doğurmaktadır ve daha önemlisi can kayıpları yaşanabilmektedir. Yüzey yüklemeleri, dinamik yükler, doğal çevresel etkiler karşısında oluşabilecek olan kötü şartlar altında temel çukurunun duraylılığını koruması adına kritik bölgelerde tahkimat maliyetlerinden kaçınılmamalıdır. Değişen hava koşulları zemin malzemesinin duraylılığını büyük ölçüde etkilemektedir. Yağış nedeni ile zeminde su içeriğinin yükselmesinden dolayı mekanik parametre değerlerinde düşüş yaşanacağı gibi kohezyonlu zeminlerin fiziksel özelliklerine bağlı olarak belirli bir su içeriğinden daha kuru zeminde de gerçekleşecek çatlama neticesinde duraysızlık yaşanabilmektedir.

KTÜ Hukuk Fakültesi arkasında toprak tabakasında kaymalar gerçekleştiği görülmüştür. Toprak tabakasının yer yer yüksekliği hesaplanmış olan çatlama yüksekliği değerinin üzerinde ve yakınlarında olup, Nisan ayında toprak tabakasının en kalın olduğu 3,5 metre enindeki kısımda kayma gerçekleşmiş ve Haziran ayında bu mesafe 8 metreye çıkmıştır. Yaşanan duraysızlıkların önemli bir nedeni de çevresel etkilerden dolayı toprak tabakasının mekanik parametrelerinin olumsuz yönde etkilenmesidir. Düşük plastisiteli olan zeminler değişen mevsime, hava koşullarına bağlı olarak su muhtevastaki değişim dolayısı ile ciddi miktarda etkilenebilmektedirler, oluşabilecek şiddetli yağmur, rüzgar, sıcaklık değişimleri, şehrsel faaliyetlerden kaynaklı titreşimler gibi çevresel ve doğal olaylar bu kritik tabaka yüksekliğine sahip olan zeminde yeni duraysızlıklar yaşanmasına yol açabilmektedir. Nitekim, çatlama yüksekliğinden çok daha az bir kalınlıktaki toprak örtüsünde Ağustos ayında çatlama oldu ve kayma yaşandı. Genel olarak tabaka kalınlığının çatlama yüksekliğini aşmamasından kaynaklı büyük kütleli bir duraysızlık söz konusu

olmasa da sürekli yeni gelişen çatlak yapılar, duraysızlıklar gözlemlenmektedir. Önlem alınmadığı takdirde daha büyük kütlelere sahip malzemenin duraysızlık yaşayacağı açıktır. Özellikle buharlaşmanın çok arttığı Temmuz, Ağustos aylarında toprağın büzülme limit değerinin altında su içeriğine sahip olması olumsuz sonuçlara yol açar. Büzülme limiti değerinden daha az su muhtevasına kadar buharlaşma olma durumunda zemin malzemesinin hacminde değişim olmaz, deformasyona müsaade edilemez ve çatlamlar yaşanır [39]. Rötire limiti olarak ta adlandırılan büzülme limitinden daha az su içeriğindeki zemin malzemesinde oluşan bu çatlaklara rötire çatlakları da denmektedir. Toprağın içinde çatlakların oluşması dayanım değerlerini düşürmektedir. Çoğu zaman düşük çimentolanma nedeniyle toprak malzemesinin elastik deformasyona uğradığı gerilme düzeyi ve su muhtevası aralığı çok sınırlıdır. Malzeme likit limit seviyesini aştığında akma gösterirken likit limit ile plastik limit değerleri arasında plastik malzeme özelliği gösterir ve plastik deformasyon sergiler, bir hamur gibi şekil verilebilir. Büzülme limitinin altında ise katıdır ve şekil verilemez, dağılma özelliği gösterir. Plastik limitin altında, büzülme limitinin üstünde su muhtevasında ise toprak malzeme yarı katı özellik gösterir ve çok sınırlı olarak deformasyona müsaade edebilir, bunun nedeni ise malzeme içerisinde mikro çatlakların oluşmaya başlamasıdır.

KTÜ Hukuk Fakültesi arkasındaki zeminin düşük plastisiteli olması nedeni ile plastik limit ve likit limit değerleri arasında çok fark yoktur (Plastisite indisi %10,2). Bölgenin özellikle Sonbahar, Kış aylarında büyük ölçüde yağmur alacağı düşünüldüğünde akma riskinin de olduğu söylenebilir. İncelenen alandaki toprak, fiziksel özelliklerinden dolayı değişen hava koşullar karşısında kolaylıkla etkilenebilen, su içeriğindeki değişim karşısında mekanik parametreleri açısından direnci yüksek olmayan bir zemin olduğu söylenebilir.

Trabzon Pelitli mevkiindeki temel çukuru şehirselle faaliyetlerin yoğun olduğu bölgede olmasından dolayı yolun trafiğe açık olması büyük bir risk oluşturmaktadır. İnşaat kazısının yapıldığı yerdeki yoldan geçen kamyonet bir duraysızlığa neden olmamıştır. Ancak bu yoldan daha ağır bir kamyon geçmesi durumunda veya geçen aracın ani ivme değişimli hareketler yapması (fren, ani hızlanma vb.) durumlarında zeminin kırılması ve duraysızlık yaşanması riski bulunmaktadır. Elde edilen rakamsal verilere dayanarak incelediğimiz temel çukuru etrafında acil müdahale gerektiren riskli alan kazının otoyol kenarıdır.

Binanın altındaki zemin varolan yüzey yüklemesi için konsolide olmadığı durumlarda bile duraylılık için yeterli mekanik parametrelere sahiptir. Zeminin 6 yıllık konsolidasyon yaşaması sonucu zeminde iyileşmeler yaşanması sebebiyle bina altındaki zemin duraylı bir şekilde kalabilmektedir. Binanın az katlı olması bu anlamda bir avantaj sağlamaktadır. Ancak yapılan, kaya kazısından kaynaklanan dinamik yükler, inşaat faaliyetleri, deprem gibi nedenlerden kaynaklı oluşabilecek yüklenmeler binanın duraylılığına karşı olumsuz etkenlerdir. Trabzon Pelitli mevkiinin depremselliği incelendiğinde büyük dinamik yüklemelere maruz kalmayacağı ön görülüyor olsa da bu tip zemin kazılarında, tahkimat kullanılması yaşanabilecek olumsuzluğu önleyebilecektir. Zeminin varolan dayanım değerleri binayı taşıması için oldukça yeterlidir. Yine de dik kazılmış ve bina altında olan bir zemin için tahkimat kullanmamak çevresel etkiler neticesinde gevşemelere engel olacaktır.

Ülkemizde maalesef bu tip çalışmalarda çok kez yeteri seviyede ön değerlendirme yapılmamaktadır. İş şansa bırakılmakta olup gerekli tedbir alınmamaktadır. İncelediğimiz alanda yolun ağır vasıtalarla kapatılmamasından dolayı şansa bağlı olarak bir duraysızlık yaşanmamıştır. Ancak ülkemizde, bu kadar şanslı olmayan yerler de bulunmaktadır. Sıradaki kısımda bu yerlerden bazıları örnek olarak verilmiştir:

Düzce ilinin Akçakoca ilçesinde bir temel çukurunun kenarından geçen yolda 26 Ekim 2010 tarihinde duraysızlık yaşanmıştır. Edinilen bilgilere göre harfiyat çalışmalarının devam ettiği sırada, yağın yoğun yağmurun etkisiyle alanda duraysızlık yaşanmıştır. Burada görüldüğü gibi zeminin özelliklerini iyi incelemeyen tahkimatsız olarak çalışmak, işi şansa bırakıp gerekli önlemlerin alınmaması sonucunda ciddi sorunlar ortaya çıkabilmektedir. Yarısı çöken otoyolun tamiri ve sonra yapılan istinat duvarı başta kaçınılan tahkimat masrafindan çok daha fazla maliyete neden olmuştur.



Şekil 3.1. Düzce Akçakoca’da meydana gelen temel kazısının göçmesi.

Samsun’un Bafra ilçesinde benzer bir olay 2011 yılının Mart ayında yaşanmıştır. Temel çukurunun kazıldığı sırada çevredeki binanın oturduğu zemin duraylılığını kaybetmiştir.



Şekil 3.2. Samsun Bafra’daki binanın çökmesi

İstanbul Gaziosmanpaşa ilçesinde 26 Nisan 2011 tarihinde gerçekleşen bir olayda temel çukuru yanındaki üç katlı bir bina toprak kayması nedeniyle yıkılmıştır. İnşası bitmek üzere olan binada yaşayan birinin olmaması şans olarak kabul edilmektedir. Öte yandan, çöken binanın yanındaki 3 katlı kullanılmayan bir bina da zarar görmüştür. Söz konusu

binanın yıkılma tehlikesine karşı güvenlik önlemleri alındı. Bahsedilen alan Şekil 3.3'te görülmektedir.



Şekil 3.3. İstanbul Gaziosmanpaşa'da yaşanan göçük olayı.

Şekil 3.4'te İzmir Konak'ta bir temel çukurunda yaşanan duraysızlık sonucu yarılmış bina resmi görünmektedir.



Şekil 3.4. İzmir'de yaşanan duraysızlık

7 Temmuz 2011 tarihinde Bursa Osmangazi’de Şekil 3.5’te görülen temel çukurunda yaşanan duraysızlık sonucu otoyol göçmüş ve doğalgaz hattı zarar görmüştür. Kırılan doğalgaz ve su boruları bölge halkına korkulu anlar yaşatmıştır.



Şekil 3.5. Bursa Osmangazi’de yaşanan göçük

Son senelerde temel çukurlarının tahkimat eksikliğinden kaynaklı ülkemizde daha onlarca kaza yaşanmıştır.

4.SONUÇLAR

Gerek kaya ortamında gerekse toprak veya dolgu malzemeleri gibi çeşitli taneli malzeme ortamlarının düşey gerilmeler sonucunda yanal olarak yüklenmeleri, düşey gerilmeleri yanal olarak iletme karakterleri ve jeolojik nedenlerden dolayı yanal olarak yüklenmeleri madencilik ve inşaat faaliyetlerinin yürütülmesi adına kullanılacak olan tahkimat gereksinimini, seçimini ve maliyetlerini doğrudan etkiler. Yanal gerilmeler, macun dolgu uygulamalarında yeni yapılan dolgudaki barikatların yanal gerilmelere karşı aktif olarak direk tahkimat basıncı sağladığı durumdaki gibi, yeraltı açıkları etrafında oluşan gerilmeleri ve yenilmeyi belirlediği için de gereksinim duyulan tahkimat basıncı konusunda önemli role sahiptir. Gerekli tahkimat basıncının doğru zamanda sağlanması adına tercih edilir tahkimat katılığı üzerinde tahkimat malzemesinin kendi yanal gerilme iletim özelliği role sahiptir. Kaya veya zeminler için konuma bağlı olarak malzemenin yenilmesi, kırılmaların başladığı derinlik yanal gerilme iletim karakterizasyonuna göre değişkenlik gösterir, duraysızlığın önlenmesi için yeterli olacak dayanım duvarı (istinat duvarı) yanal tahkimat basıncı yanal gerilme/düşey gerilme oranına bağlı olarak şekillenir.

Çalışma kapsamında yanal gerilme değerlerine bağlı olarak dairesel yeraltı açıklıkları etrafında duraysız olan bölgenin sınırları hakkında bilgi vermekte olan Eşitlik 2.21, 2.22, 2.30 ve 2.33'teki bağıntılar türetilmiştir. Literatürdeki analitik yaklaşımlar, simulasyon-modelleme çalışmaları ve uygulamadaki tespitlere göre yanal gerilme/düşey gerilme oranı arttıkça tavan taban bölgesinde duraysızlık riski ve yenilme bölgesinin derinliği artmaktadır.

Püskürtme beton malzemesinin poisson oranı ve elastisite modülü değerleri tahkimat katılığını değiştirir. Polimer fiber katkı püskürtme betonun poisson oranı, elastisite modülü değerlerini ve dolayısı ile tahkimat katılığını azaltır, eğilme ve çekme dayanımında önemli oranda artış sağlar. Ancak, sıkışma (basma) dayanımı alanında ekonomik olarak kullanılacak olan bir katkı değildir.

Dik kazılmış zeminin çatlama yüksekliği aşıldığı durumda duraylılığın sağlanması için gerekli olan yanal tahkimat basıncı üzerinde zeminin yanal gerilme iletim özelliklerinin belirleyici rolü vardır. Şehinsel bölgelerdeki yüzey yükleri, değişen hava koşulları gibi çevresel etkiler neticesinde zemin mekanik parametrelerinin değişim

yaşaması nedeniyle dik kazılmış toprak örtülerini uzun süreli olarak tahkimatsız bırakmak risklidir. Konsolide olan toprağın boşluk oranında azalma yaşanır ve dayanım değerleri artar. Dik toprak örtüsü duraylılık analizi yapılırken yüzey yükleri, çeşitlerine göre sınıflandırılıp değerlendirilmelidir. Düşük plastisiteli toprakların sıvılaşmadığı ve kuruma nedeni ile deformasyonlara müsaade edemez durumda çatlaklar göstermediği su muhtevası aralığı düşüktür ve değişen su muhtevası dolayısı ile yüksek plastisiteli zeminlere göre duraysızlık yaşama ihtimalleri daha yüksektir.

Çalışma kapsamında literatüre yeni bir katkı olarak çimentolu cevher zenginleştirme tesisi atıklarının beton barikat tahkimatı olarak kullanılabilirliği yönünde laboratuvar verileri olumlu sonuçlar sergilemiş ve malzemenin ekonomik olarak istenilen dayanım değerlerine sahip olabileceği yönünde değerlendirme yapılmıştır. Çimentolu atık malzemesinin püskürtme beton malzemesi olarak uygulanabilirliği konusunda önemli önveriler elde edilmiştir.

5.KAYNAKLAR

1. Amadei, B., Stephansson, O., Rock Stress and Its Measurements, Chapman&Hall, 1997.
2. Hoek, E., Kaya Mühendisliği, Türkiye Maden Mühendisleri Odası yayını, 2006.
3. Komurlu, E. ve Kesimal, A., Polymer Fibre Addition's Effects for Shotcrete Tunnel Support. 10th Regional Rock Mechanics Symposium, Turkish National Society for Rock Mechanics, December 2011, Ankara, Bildiriler Kitabı, 53-62.
4. Karpuz, C. ve Hindistan, M. A., Kaya Mekaniği İlkeleri, Uygulamaları, Türkiye Maden Mühendisleri Odası yayını, Ankara, 2008.
5. Gerçek, H. ve Poisson's Ratio Values for Rocks, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 44 (2007) 1–13.
6. Hoek, E. ve Bray, J.W., Rock Slope Stability (translated in Turkish), Translated by :Pasamehmetoglu G, Ozgenoglu A, Karpuz C. Ankara: Chamber of mining engineers of Turkey publishment; 2009.
7. Hudson, J.A. ve Harrison JP. Engineering Rock Mechanics: an introduction to the principles, Oxford: Pergamon, Elsevier Science; 1997.
8. Unver, B., Kaya Mekaniği Ders Notları, Hacettepe Üniversitesi, Ankara, 2008.
9. Yaralı, O. ve Müftüoğlu, V.Y. Kaya Saplamları için Sayısal Yöntemlerle Tahkimat Tasarımı, Türkiye 8.Kömür Kongresi, 1992, Zonguldak, Bildiriler Kitabı
10. Yan, L. ve Shihao, T,U., Rules of distribution in a plastic zone of rocks surrounding a roadway affected by tectonic stress, Mining Science and Technology, 20 (2010) 0047–0052.
11. Kovari, K., History of the sprayed concrete lining method—part II: milestones up to the 1960s, Tunnelling and Underground Space Technology, 18 (2003) 71–83.
12. Buket, E., Genel Jeoloji ders notları, Hacettepe Üniversitesi, Ankara, 2007.
13. Unlu, T. ve Gerçek, H., Effect of Poisson's ratio on the normalized radial displacements occurring around the face of a circular tunnel, Tunnelling and Underground Space Technology, 18 (2003) 547–553.
14. Kavvadas, M., Numerical Analysis in the Design of Urban Tunnels, 11thInternational Conference of IACMAG, keynote lecture, Torino, 2005.

15. Giani, G.P., Rock Slope Stability Analysis, A.A. Balkema, Rotterdam, 1992.
16. Komurlu, E. ve Toptas S. Investigation about Durability of Steep Excavated Foundation in Urban Places, Mining Turkey Scientific Journal of Underground Resources, 1 (2012) 13-57.
17. Brady, B.H.G. ve Brown, E.T., Rock Mechanics for Underground Mining, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, 2005.
18. Wu, H., Fang, Q., Zhang, Y. ve Gong Z., Zonal Disintegration Phenomenon in Enclosing Rock Mass Surrounding Deep Tunnels — Elasto-plastic Analysis of Stress Field of Enclosing Rock Mass, Mining Science and Technology, 19 (2009) 0084–0090.
19. Jiang, Y., Yoneda, H. ve Tanabashi, Y., Theoretical Estimation of Loosening Pressure on Tunnels in Soft Rocks, Tunnelling and Underground Space Technology, 16 (2001) 99-105.
20. Carranza, C.T. ve Fairhurst, C., Application of the Convergence-Confinement Method of Tunnel Design to Rock Masses That Satisfy the Hoek-Brown Failure Criterion, Tunnelling and Underground Space Technology, 15 (2000) 187-213.
21. Lanaro, F., Sato, T. ve Stephansson O., Microcrack modelling of Brazilian tensile tests with the boundary element method, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 46 (2009) 450–461.
22. Cengiz, O. ve Turanlı, L., Comparative Evaluation of Steel Mesh, Steel Fibre and High Performance Polypropylene Fibre Reinforced Shotcrete in a Panel Test. Cement and Concrete Researches, 34 (2004) 1357-1364.
23. Kurugöl, S., Tanaçan, L. ve Ersoy, H.Y., Young's Modulus of Fiber-reinforced Polymer-modified Lightweight Concrete Composites. Construction and Building Materials, 22 (2008) 1013-1028.
24. Ashour, S.A., Wafa, F.F. ve Kamal, M.I., Effect of the Concrete Compressive Strength and Tensile Reinforcement Ratio on the Flexural Behaviour of Fibrous Concrete Beams. Engineering Structures, 22 (2000) 1145-1158.
25. Başka, M.A., Betonun Basınç Dayanımının Belirlenmesi ve Değerlendirilmesi, Yüksek Lisans Tezi, Atatürk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Erzurum, 2006.
26. Ayan, E., Saatçioğlu, Ö. ve Turanlı, L., Parameter Optimization on Compressive Strength of Steel Fiber Reinforcement High Strength Concrete. Construction and Building Materials, 25 (2011) 2837-2844.
27. Teng, T.L., Chu, Y.A., Chang, F.A. ve Chin, H.S.. Calculating Elastic Moduli of Steel-fiber Reinforced Concrete Using a Dedicated Empirical Formula. Computational Materials Science, 31 (2004) 337-346.

28. Yılmaz, E., Zeminlerin Endeks Özelliklerinin Kalıcı Kayma Mukavemetine Etkisi, Yüksek Lisans Tezi, İTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul, 2006.
29. Pehlivan, M., Kürtün Baraj Gölünün Sağ Sahilindeki Özkürtün (Gümüşhane) Beldesinin Heyelan Analizi, Yüksek Lisans Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon, 2008.
30. Çinicioğlu, S.F., Zeminlerde Statik ve Dinamik Yükler Altında Taşıma Gücü ve Anlayışı Hesabı, Seminer, İMO, İstanbul, 2005.
31. Fredlund, D.G., Xing, A., Fredlund, M.D. ve Barbour, S.L., The Relationship of the Unsaturated Soil Shear Strength Function to the Soil-water Characteristic Curve, Canadian Geotechnical Journal, 32 (1996) 40-78.
32. Özdeğer, M.N.E. ve Kurtay T., Paletli Arazi Taşıtlarının Performansı Hesabında Farklı Bir Yaklaşım, İTÜ dergisi, 5(4) (2006) 45-56.
33. Uzuner, B.A., Kişisel görüşme, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Trabzon, 2011.
34. Uzuner, B.A., Çözümlü Problemlerle Temel Zemin Mekaniği. Derya Yayınevi, Trabzon, 2007
35. Erşan, H. ve Yıldırım, H., Normal Konsolide Killerin Tekrarlı Yükler Etkisinde Direnajsız Kayma Mukavemeti, İnşaat Mühendisleri Odası Online Kütüphanesi, <http://www.ekutuphane.imo.org.tr/pdf/1522.pdf> 2008
36. Ural, N., Zemin Mekaniği Deneylerinde Bilgisayar Kontrollü Sistemlerin Kullanılması, 6. Uluslararası İleri Teknolojiler Sempozyumu, 2011, Elazığ, Bildiriler Kitabı: 35-39.
37. Ertan, Y. ve Ülkü, S., Zemin İlkeleri ve Deneyleri 1, DSİ Basım ve Foto-film İşletme Müdürlüğü, Ankara, 1978
38. Demirel, Z., Kadioğlu, M., Aray, S., Oran, F. ve Alp A., Toprak ve Stabilizasyon laboratuvarı el kitabı, Karayolları Genel Müdürlüğü yayını, 1991
39. Oğuz, H., Toprak Bilgisi ders notu, 2008. Web kaynak: <http://trakyazoder.org/makale/Makale2/Toprak%20dersi%20notlar%C4%B1.pdf?go=yz&catid=303&seo>
40. Atkinson, J., Determination of C_v from Test Results, UWE Bristol Üniversitesi Online Dökümanlar, 2000 <http://environment.uwe.ac.uk/geocal/SoilMech/consol/soilcons.htm>
41. Arslan, M.Ş., Bardat (Mersin-Gülнар-Köseçobanlı) Göleti Mühendislik Jeolojisi”, Yüksek Lisans Tezi, Çukurova Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Adana, 2007.

42. Sivakugan, N., Killerin konsolidasyonu, 2001
www.geoengineer.org/files/consol-Sivakugan.pps
43. Tiwari, B., Soil Mechanics laboratory lecture notes, California State University, Fullerton.
http://faculty.fullerton.edu/btiwari/geotech_Lab/mainpage_files/other/Permeability.pdf 2008
44. Kesimal, A., Yılmaz, E., Ercikdi, B., Evaluation of Paste Backfill Mixtures Consisting of Sulphide-rich Mill Tailings and Varying Cement Contents, Cement and Concrete Research, 34 (2004) 1817–1822.
45. Yumlu, M., Barricade Pressure Monitoring in Paste Backfill, Mineral Resources Management, 24 (2008) 233-244.
46. Belem, T. ve Benzaazoua, M., An Overview on the Use of Paste Backfill Technology as a Ground Support Method in Cut-and-fill Mines. Villaescusa & Potvin (eds.), Proceedings of the 5th Int. Symp. on Ground support in Mining and Underground Construction, 2004, Perth: Western Australia, Australia, pp. 637 – 650.
47. Karaoglu, K., Kucukates, K. ve Thompson, B.D., Pastefill Pressure Monitoring at Inmet's Cayeli Underground Copper and Zinc Mine. Eskikaya Ş. in editor. 22th World Mining Congress & Expo, 2011, İstanbul, Turkey, pp 325-334.
48. Li, L. ve Aubertin, M., Horizontal Pressure on Barricades for Backfilled Stopes. Part I: Fully Drained Conditions, Canadian Geotechnical Journal, 46(2009) 37-46.
49. Li, L. ve Aubertin, M., A three-dimensional Analysis of the Total and Effective Stresses in Submerged Backfilled Stopes, Geotechnical and Geological Engineering, 27,4 (2009) 559- 569.
50. Beyhan, S., G.L.İ ve E.L.İ. Marn Kaya Malzemelerinin Üç Eksenli Basınç Dayanımına Bağlı Özelliklerin Belirlenmesi. Doktora Tezi, Osmangazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Eskişehir, Türkiye, 2008.
51. Ghazi, S., Modeling of an Underground Mine Backfill Barricade. MSc Thesis, University of Toronto Civil Engineering Department, Toronto, Canada, 2011.
53. Sinopoli, A., Arch Bridges: History Analysis Assesment Maintenance and Repair, AA Balkema, Rotterdam, 1998.
54. Galambos, T.V., Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, John Wiley & Sons, USA, 1998.
55. Cavusoglu, I., Investigation of the Potential Use of the Crushed Material Obtained from Harsit River (Tirebolu-Giresun) as Concrete Aggregate. MSc Thesis, Karadeniz Technical University Mining Engineering Department, Trabzon, Turkey, 2005.

56. Omurtag, M.H., Mukavemet Cilt 1. İstanbul, Seçkin, 2011
57. Aköz, Y., Eratlı, N. ve Kadioglu, F., Statics and Strength Questions with Solutions. İstanbul, Birsen, 2005 (In Turkish).
58. Pilkey, W.D., Analysis and Design for Elastic Beams, John Wiley & Sons, New York, 2002.
59. <http://atcpublications.com> - Bending Stresses for simple shapes. 2011.
60. Gere, J.M. ve Timoshenko, S.P., Mechanics of Materials, PWS Publishing Co., Boston, 1997.
61. Spiegel, L., Limbrunner FG. Reinforced Concrete Design. Prentice Hall, 2003.
62. Arıoglu, E., Yüksel, A. ve Yılmaz, A.O., Püskürtme Bilgi Föyleri ve Çözümlü Problemler (In Turkish). Chamber of mining engineers of Turkey publishment, İstanbul 2008.
63. Menetrey, P., Synthesis of Punching Failure in Reinforced Concrete, Cement & Concrete Composites, 24 (2002) 497–507.
64. International Federation for Structural Concrete (fib), Punching of Structural Concrete Slabs. Technical Report, Stuttgart, 2011.
65. Michel, L., Ferrier, E., Bigaud. D. ve Agbossou A. Criteria for Punching Failure Mode in RC Slabs Reinforced by Externally Bonded CFRP. Composite Structures, 81(2007) 438-449.
66. Bompa, V., Behaviour of Column-flat Slab Connections, PhD Thesis, Technical University of Cluj Napoca Department of Civil Engineering, Romania, 2011.
67. Theodorakopoulos, D.D. ve Swamy, R.N., Ultimate Punching Shear Strength Analysis of Slab–column Connections. Cement & Concrete Composites, 24(2002): 509–521.
68. Ramos, A,P., Lúcio, V.J.G. ve Regan, P.E., Punching of flat slabs with in-plane forces, Engineering Structures, 33(2011) 894–902.
69. Hoang, L.C., Punching Shear Tests on RC Slabs with Different Initial Crack Patterns, Procedia Engineering, 14(2011) 1183–1189.
70. Esfahani, M.R., Kianoush, M.R. ve Moradi, A,R,. Punching Shear Strength of Interior Slab_column Connections Strengthened with Carbon Fiber Reinforced Polymer Sheets, Engineering Structures, 31(2009) 1535-1542.

71. Ercikdi, B., Effect of Pozzolanic Mineral and Chemical Admixtures on Paste Backfill Performance, PhD Thesis, Karadeniz Technical University, Trabzon, Turkey, 2009 (In Turkish).
72. Solanki, C., H. ve Desai, M., D., Preconsolidation pressure from soil index and plasticity properties, The 12th International Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG), 2008, India, 1475-1479.

ÖZGEÇMİŞ

1986 yılında Kırıkkale’de doğdu ilköğrenimini Ankara’da tamamladıktan sonra Cumhuriyet Anadolu Lisesi’nden (Ankara) mezun oldu. Lisans eğitimini tamamladığı Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümünden 2010 yılında mezun oldu ve aynı yıl aynı üniversite ve bölümde Kaya Mekaniği alanında yüksek lisans eğitimine başladı. Karadeniz Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümüne Araştırma Görevlisi olarak atanması üzerine yüksek lisans eğitimine Karadeniz Teknik Üniversitesi’nde devam etti. Ankara’da 3. etap metro inşaatı Necatibey şantiyesi tünel kazılarının yüzeye olan etkileri ve tasman incelemeleri, Çayeli Bakır İşletmeleri macun dolgu barikatlarının duraylılık analizleri gibi çeşitli uygulama çalışmalarında yer almıştır. Lisans bitirme çalışmasını akarsu yataklarında taşınmanın önlenmesi ve duraylılığın sağlanması konusunda gerçekleştirmiştir. İstanbul Kartal-Kadıköy hattı metro inşaatı ve Çayırhan Linyit İşletmesi yer altı madeninde stajlarını tamamlamıştır. Maden Mühendisi kimliğinin yanı sıra müzisyen kimliği de bulunmakta olan tez yazarının şuana kadar çoğunluğu Ankara’da olmak üzere 50 civarında canlı sahne performansı bulunmakta olup, 2008 yılında uluslararası dağıtımına sahip ve yurtdışında (İsveç’te) basılmış “Çöl Gecesi” adlı albümü yayınlanmıştır. Aynı yıl Amerika’da yayınlanmış olan “Shredding across the World” gitarist albümünde yer almıştır. 2009 yılında “Tarihte Bugün” adlı single çalışması yayınlanmıştır. 2. albüm çalışmaları devam etmekte olan yazar aynı zamanda şuana kadar 3 tiyatro oyunu için müzik bestelemiştir. Ulusal kültür sanat dergisi “Rock Station”da 3 yıl gitar-teknik konusunda köşe yazarlığı yapmıştır. İngilizce bilmektedir.