

ÖNSÖZ

Yüksek lisans tez çalışmam boyunca göstermiş olduğu ilgi ve sağlamış olduğu değerli katkılardan dolayı tez yürütücüm, danışmanım ve değerli hocam Prof. Dr. Ahmet SAĞLAMER'e en içten teşekkürlerimi sunarım. Bu çalışmamda hazırlamış olduğu değerlendirme raporlarından ve diğer dokümanlardan yararlanmamı sağlayan ve değerli katkılarını benden esirgemeyen sayın Dr. Elif YILMAZ'a teşekkürü bir borç bilirim. Ayrıca beneden değerli tavsiye ve katkılarını esirgemeyen İTÜ Geoteknik Anabilim Dalı çalışanlarına teşekkürlerimi sunarım.

Eğitim hayatım boyunca benden maddi manevi desteğini esirgemeyen aileme de şükranlarımı sunarım.

Ağustos 2002

Mustafa HATİPOĞLU

İÇİNDEKİLER

	Sayfa No
ÖNSÖZ.....	i
İÇİNDEKİLER.....	ii
KISALTMALAR.....	iv
TABLO LİSTESİ.....	v
ŞEKİL LİSTESİ.....	vii
SEMBOL LİSTESİ.....	x
ÖZET.....	xiii
SUMMARY.....	xiv
1. GİRİŞ.....	1
2. KAYA TABAKALARININ MÜHENDİSLİK ÖZELLİKLERİ	4
2.1. Kayalar İçin Arazi İncelemeleri	6
2.2. Kayaların Mühendislik Özelliklerinin Belirlenmesi.....	7
2.2.1. Taşıma Gücü.....	8
2.2.1.1. Standartlar.....	9
2.2.1.2. Yarı Ampirik Metodlar.....	9
2.2.1.3. Taşıma Gücü Teorileri.....	11
2.2.1.4. Arazi Deneyleri.....	15
2.2.2. Oturma.....	15
3. KAYAYA SOKETLİ KAZIKLAR	16
3.1. Uç Mukavemeti.....	17
3.2. Çevre Sürtünmesi	23
3.2.1 Çevre Sürtünmesine Etki Eden Faktörler.....	25
3.2.1.1. Pürüzlülüğün Etkisi.....	26
3.2.1.2. Kaya tabakasının Dayanımı.....	34
3.2.1.3. Ayırışma Miktarı – Süreksizlikler.....	35
3.2.1.4. Kazı Tipi	35
3.2.1.5. İmalat Metodu.....	36
3.2.1.6. Yükün Şiddeti.....	37
3.2.1.7. Soket Geometrisi.....	38
3.2.2. Çevre Sürtünmesi Korelasyonları	39
3.2.2.1. Williams ve Pells (1980) Korelasyonu.....	39
3.2.2.2. Horvath and Kenney (1979) Korelasyonu.....	44
3.2.8.3. Kulhawy ve Phoon (1993) Korelasyonu	49
4. TASARIM METODLARI.....	53
4.1. Williams ve Diğ. (1980) Tarafından Verilen Tasarım Metodu.....	53
4.1.1. Tasarım Metodu.....	55
4.2. Rowe ve Armitage (1984) Tarafından Verilen Tasarım Metodu.....	60

4.2.1. Dizayn Kabulleri ve Sınırlandırmalar.....	61
4.2.2. Karşılaşılabilecek Jeolojik Durumlar	61
4.2.3. Tasarım Prosedürü.....	65
4.3. Carter ve Kulhawy (1988) Tarafından Verilen Tasarım Metodu.....	69
4.3.1. Yük Transfer Mekanizması.....	70
4.3.2. Yük Deformasyon Davranışının Analizi.....	72
4.3.3. Lineer Elastik Davranış.....	73
4.3.4. Tam Kayma Davranışı.....	76
4.3.5. Rijit Şaft Davranışı.....	80
4.3.6. Yük Transferi Davranışının Genel Eğilimi	83
4.3.7. Arazi Deneyleri İle Sayısal Çözümlerin Yorumlanması.....	87
4.3.8. Tasarım Prosedürü.....	89
4.4. Pells ve diğ. (1980) Tarafından Verilen Tasarım Metodu.....	91
4.4.1. Tasarım Prosedürü.....	91
5. KAZIK YÜKLEME DENEYLERİ VE DEĞERLENDİRİLMESİ.....	95
5.1. Eksenel Basınç	95
5.2. Eksenel Çekme	96
5.3. Yanal Yükleme	97
5.4. Osterberg Hücresi :	98
5.5. Kazık Yükleme Deneylerinin Yorumlanması.....	106
6. UYGULAMA ÇALIŞMASI.....	107
7. SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	121
KAYNAKLAR.....	123
EKLER.....	130
ÖZGEÇMİŞ.....	157

KISALTMALAR

AASHTO	: American Association of State Highway and Transportation Officials
ARGEMA	: Association de Recherche en Geotechnique Marine
ASCE	: American Society of Civil Engineers
ASTM	: American Standarts for Testing Materials
CCNS	: Cyclic Constant Normal Stiffness
CFEM	: Canadian Foundation Engineering Manual
CIRIA	: Construction Industry Research and Information Association
CNS	: Constant Normal Stiffness
FEM	: Finite Element Method
FHWA	: Federal Highway Administration
ISRM	: International Society for Rock Mechanics
RQD	: Rock Quality Designation
SPT	: Standart Penetration Test
SRC	: Shaft Resistance Coefficient

TABLO LİSTESİ

	<u>Sayfa No</u>
Tablo 2.1. Dayanımlarına göre kayaların sınıflandırılması (CFEM 1992).....	5
Tablo 2.2. Süreksizlik aralıklarına göre kayaların sınıflandırılması (CFEM 1992).....	5
Tablo 2.3. Kayaların taşıma gücü değerleri (CFEM,1992).....	8
Tablo 2.4. Kayaların RQD değerlerine göre sınıflandırılması.....	10
Tablo 2.5. Tabakalı ve çatlaklı kayaların taşıma gücüne bağlı göçme durumları (Rowe 2001).....	12
Tablo 2.6. Kayaların deformasyon modülünü bulmak için yapılan arazi deneyleri (Rowe 2001).....	13
Tablo 3.1. Kazık uç mukavemeti için serbest basınç mukavemetine bağlı olarak verilen nihai taşıma gücü değerleri (Zhang ve Einstein,1998).....	18
Tablo 3.2. Kazık uç mukavemeti için Hoek tarafından verilen Nms değerleri (Yıldırım, 2002).....	18
Tablo 3.3. Kaya sınıfları (Yıldırım, 2002).....	19
Tablo 3.4. Literatürde verilen çevre sürtünmesi korelasyonları.....	24
Tablo 3.5. Melbourne çamurtaşı için verilen pürüzlülük sınıflandırması parametreleri	28
Tablo 3.6. Pürüzlülük sınıflandırması (Pells ve diğerleri,1980).....	29
Tablo 3.7. İmalat yöntemi azaltma katsayısı , η_c	31
Tablo 3.8. Analizde kullanılan yükleme deneylerinin dağılımı (Horvath ve Kenney,1979).....	47
Tablo 3.9. Kaya türleri ve mukavemet parametreleri (Horvath ve Kenney,1979).....	47
Tablo 3.10. Mukavemet oranı değerleri (Horvath,1979).....	49
Tablo 3.11. Ayrışmamış kayaların mukavemetlerine göre sınıflandırılması (Kulhawy ve diğ., 1991).....	50
Tablo 4.1. Çevre sürtünmesi ve deformasyon modülü için güvenlik sayıları (Rowe ve Armitage,1987b).....	63
Tablo 4.2. Kayalardaki rijit şaftların eksenel yükleme deneylerinin yorumlanması.....	88
Tablo 5.1. En yüksek yüklere değerlerine ulaşılan Osterberg Deneyleri (Osterberg,2001).....	103
Tablo 6.1. V4 viyadüğü bölgesinde yapılan nokta yük deneyleri sonuçları.....	108
Tablo 6.2. Kayadaki Ortalama Nihai Birim Çevre Sürtünmesi.....	112
Tablo 6.3. $q_u=7,2$ MPa değeri için literatürde önerilen nihai birim çevre sürtünmesi değerleri.....	116

Tablo 6.4.	$q_u=7,2$ MPa değeri için literatürde önerilen nihai birim uç mukavemeti değerleri.....	117
Tablo 6.5.	Tasarım metodlarına göre yapılan hesapların Osterberg deneyi sonuçları ile karşılaştırılması.....	118
Tablo 6.6.	Tasarım metodlarına göre yapılan hesapların eksenel kazık yükleme deneyi sonuçları ile karşılaştırılması.....	119

ŞEKİL LİSTESİ

	<u>Sayfa No</u>
Şekil 2.1.	RQD değerinin bulunması (Hoek, 1998) 9
Şekil 2.2.	Ayrışmamış kayalar için RQD değerlerine bağlı mücade edilebilir taşıma gücü korelasyonu (Peck 1974)..... 10
Şekil 2.3.	Taşıma gücü katsayısı , K_{sp} (CFEM 1992)..... 11
Şekil 3.1.	Basınç etkisindeki soketli kazık tipleri , a) tam soket ; b) kayma soketi..... 16
Şekil 3.2.	Çekme etkisindeki kayma soketi..... 17
Şekil 3.3.	Düzeltilme katsayısı, J (Bisnoi,1968)..... 20
Şekil 3.4.	Taşıma gücü faktörü, N_{cr} (Kulhawy ve Goodman 1980)..... 21
Şekil 3.5.	Taşıma gücü katsayısı , K_{sp} (CFEM 1992)..... 21
Şekil 3.6.	Geleneksel kazıklarla, önyüklemeye yapılan kazıkların yük .. deplasman davranışlarının karşılaştırılması (Horvath ve diğ. 1983)..... 22
Şekil 3.7.	CCNS olarak adlandırılan deney aleti (Johnston ve diğerleri,1993)..... 25
Şekil 3.8.	Monash kaya kazık arayüz modeli (Seidel ve Collingwood, 2001)..... 26
Şekil 3.9.	Girinti geometrisi (Seidel ve Collingwood, 2001)..... 27
Şekil 3.10.	Melbourne çamurtaşı için oluşturulmuş tasarım grafikleri (Johnston ve diğerleri,1993)..... 28
Şekil 3.11.	Melbourne çamurtaşı için geliştirilen pürüzlülük sınıflarına örnek soket resimleri (Johnston ve diğerleri,1993)..... 29
Şekil 3.12.	Horvath pürüzlülük modeli (Seidel ve Collingwood, 2001)..... 30
Şekil 3.13.	SRC değerinin adezyon faktörü üzerindeki etkisi (Seidel ve Collingwood, 2001)..... 31
Şekil 3.14.	SocketPro (Rocket v3 kullanım klavuzu, 2000)..... 32
Şekil 3.15.	Geleneksel kazıklarla , özel olarak oyuklu imal edilen kazıkların pürüzlülük açısından karşılaştırması (Horvath ve diğ. 1983)..... 33
Şekil 3.16.	Özel olarak oyuklu imal edilen kazıklarla geleneksl kazıkların yük- yerdeğiştirme ilişkisi a)Kayma soketi için, b) Tam soket için. (Horvath ve diğ. 1983)..... 33
Şekil 3.17.	Pürüzlülük ile Mukavemet Oranı (R_s) arasındaki ilişki (Horvath ve Kenney,1979)..... 34
Şekil 3.18.	Bentonit bulamaç kullanımının ve burgulu kazı sistemi nedeni ile oluşan kalıntıların kumtaşına soketli kazıklardaki etkisi (Williams ve Pells, 1980)..... 37
Şekil 3.19.	Kayaya soketli kazıkların yük deformasyon ilişkisi (Horvath ve Kenney,1979)..... 37
Şekil 3.20.	Soket çapı ile Mukavemet oranı arasındaki ilişki (Horvat ve Kenney, 1979)..... 38
Şekil 3.21.	Soket geometrisi ile kazığın yük dağılımı arasındaki ilişki (Pells ve Turner, 1979)..... 39

Şekil 3.22.	Çamurtaşı, şeyl ve kumtaşı tabakalarında yapılan kazık yükleme deneylerinin sonuçları.....	40
Şekil 3.23.	Melbourne çamurtaşı için kütle faktörü (j) ile çevre sürtünmesi azaltma katsayısı (β) arasındaki ilişki.....	42
Şekil 3.24.	Oturma etki faktörü , ($\nu_{rock}=0,25$, $K=E_p/E_r$).....	44
Şekil 3.25.	Soketli kazıkların yük-deplasman davranışı (Horvath ve Kenney,1979).....	45
Şekil 3.26.	Tipik çekme deneyi düzenekleri (Horvath ve Kenney,1979).....	45
Şekil 3.27.	Çevre sürtünmesinin doğrudan elde edildiği basınç deneyleri ; a) tipik basınç deneyi, b) Yüklemin kazık tabanından yapıldığı deneyler (Horvath ve Kenney,1979).....	46
Şekil 3.28.	Mukavemet oranı ile hakim serbest basınç mukavemeti arasındaki ilişki (Horvath,1979).....	48
Şekil 3.29.	Birim çevre sürtünmesi ile mukavemet arasındaki ilişki (Kulhawy ve Phoon,1993).....	50
Şekil 3.30.	Adezyon faktörü ile mukavemet arasındaki ilişki (Kulhawy ve Phoon,1993).....	51
Şekil 3.31.	Birim çevre sürtünmesi ve adezyon faktörü için tasarım eğrileri (Kulhawy ve Phoon,1993).....	51
Şekil 4.1.	Elastik oturma etki faktörü (I_p) (Donald, Sloan ve Chiu, 1980).....	56
Şekil 4.2.	Kazık ucu tarafından taşınan elastik yükün oranı için tasarım eğrileri. (Williams ve diğ. 1980).....	57
Şekil 4.3.	Çevre sürtünmesi için normalize edilmiş tasarım eğrisi.....	58
Şekil 4.4.	Taşıma gücü katsayısı (N_s) için oturma oranına (ρ/D) bağlı tasarım eğrileri.....	59
Şekil 4.5.	Uç mukavemeti için normalize edilmiş tasarım eğrisi.....	60
Şekil 4.6.	Kaymaya izin verilen soketli kazıkların tasarımı, $E_b/E_r=1$	66
Şekil 4.7.	Kaymaya izin verilmeyen tam soketli kazıkların tasarımı, $E_b/E_r=1$	67
Şekil 4.8.	Kaymaya izin verilmeyen tam soketli kazıkların tasarımı, $E_b/E_r=1$	68
Şekil 4.9.	Basınç etkisindeki soketli kazık tipleri , a) tam soket ; b) kayma soketi (Bell,1992).....	70
Şekil 4.10.	Çekme etkisindeki kayma soketi (Bell, 1992).....	70
Şekil 4.11.	Kaya soketi boyunca oluşan yük deformasyon ilişkisi (Bell,1992)....	71
Şekil 4.12	a) Basınç etkisindeki tam soketin elastik oturması , b) Basınç etkisindeki kayma soketinin elastik oturması	76
Şekil 4.13.	Kayma ve sonucunda meydana gelen ayrılma (Bell,1992).....	78
Şekil 4.14.	Sadece sürtünmenin etkin olduğu ve ayrılmanın oluştuğu soketlerin beklenen davranışı.....	83
Şekil 4.15.	Sadece sürtünmenin etkin olduğu ve ayrılmanın oluşmadığı soketlerin beklenen davranışı.....	84
Şekil 4.16.	Kokezyonun ve sürtünmeye bağlı kuvvetlerin etkisindeki soketlerin davranışı.....	85
Şekil 4.17.	Basınç yükü etkisindeki soketli kazıkların davranışı.....	86
Şekil 4.18.	Çekme yükü etkisindeki relatif olark rijit davranışı.....	87
Şekil 4.19.	Kayma soketi için arazi deneyleri ışığında belirlenen yük-oturma eğrisi.....	87
Şekil 4.20.	Tam soketli kazıklar için arazi deneyleri ışığında belirlenen yük-oturma eğrisi (Bell,1992).....	88

Şekil 4.21.	Arazi deneylerinden faydalanarak elde edilen ‘c’, ‘ τ_{maks} ’ ve ‘ $\tan\phi\tan\psi$ ’ korelasyonları.....	89
Şekil 4.22.	Elastik yük dağılımı (Pells 1999).....	93
Şekil 4.23.	Elastik oturma etki faktörü, $I\delta$ (Pells 1999).....	93
Şekil 5.1.	Reaksiyon kazıkları ile oluşturulan tipik eksenel basınç deney düzeneği (Das,1999).....	96
Şekil 5.2.	Uygulama esnasında görüntülenmiş eksenel basınç deneyleri a) Reaksiyon kazıkları ile yapılan yükleme deneyi b) Ölü yük kullanılarak yapılan yükleme deneyi.....	96
Şekil 5.3.	H kesitli çelik kazığa ait eksenel çekme deneyi düzeneği (Tomlinson,1994).....	97
Şekil 5.4.	H kesitli bir kazığa çekme deneyi uygulamasından görüntüler.....	97
Şekil 5.5.	Yanal yükleme deneyi düzeneği (Tomlinson,1994).....	98
Şekil 5.6.	H kesitli çelik kazığın yanal yükleme deneyi görüntüleri.	98
Şekil 5.7.	Osterberg hücresinin kazığın donatısına montajı.....	99
Şekil 5.8.	Osterberg Hücresi deney düzeneği (Düzceer,2002).....	99
Şekil 5.9.	Gelenksel kazık yükleme deneyleri ile Osterberg hücresi deneyinin yükleme tipi açısından karşılaştırılması (Schmertmann ve Hayes,1997).....	100
Şekil 5.10.	Osterberg deneyi sonrasında elde edilen yük oturma eğrileri (Schmertmann ve Hayes,1997).....	101
Şekil 5.11.	Osterberg deneyi sonuçlarına göre türetilen kazığın eşdeğer yük oturma eğrisi (Schmertmann ve Hayes,1997).....	102
Şekil 5.12.	Osterberg hücresinin yerleşim alternatifleri (Osterberg,2001).....	105
Şekil 5.13.	Kazığın göçme yükünün tayini için literatürde verilen metodlar.....	106
Şekil 6.1.	Anadolu Otoyolunun Gümüşova–Gerede kesimi V4 viyadüğü inşaatı.....	107
Şekil 6.2.	Osterberg hücresi deneyi sonuçları (Osterberg Deney Raporu, 2001)..	111
Şekil 6.3.	Osterberg deneyinde Mazurkiewicz yöntemi kullanarak göçme yükünün tayini.....	113
Şekil 6.4.	Mazurkiewicz Yöntemi ile kazığın nihai taşıma gücü değerinin Bulunması.....	115
Şekil 6.5.	Çevre sürtünmesi değerlerinin karşılaştırılması.....	115
Şekil 6.6.	Osterberg Deneyi ile Carter ve Kulhawy (1988)’de verilen metodun karşılaştırması.....	118
Şekil 6.7.	Eksenel yükleme deneyi ile Carter ve Kulhawy (1988)’de verilen metodun karşılaştırılması.....	119

SEMBOL LİSTESİ

α	: Adezyon faktörü - Çevre sürtünmesi azaltma faktörü
α_q	: Adezyon faktörü β : Çevre sürtünmesi azaltma faktörü
δ	: Süreksizlik genişliği
δ_v	: Eksenel oturma
Δr	: Ortalama girinti yüksekliği
Δu	: Rölatif normal yerdeğiştirme
Δw	: Rölatif kayma yerdeğiştirmesi
ϕ	: Sürtünme açısı
γ	: Birim hacim ağırlığı
η_c	: İmalat yöntemi azaltma katsayısı
κ	: Çevre sürtünmesi katsayısı
θ	: Girinti açısı
ρ_d	: Tasarım oturma değeri etki faktörü
ρ_m	: Maksimum oturma
σ_c	: Tek eksenli basınç dayanımı
σ_{cw}	: Kaya ve kazık malzemelerinin serbest basınç mukavemetlerinden düşük olanı
σ_{no}	: Şaft normal gerilmesi
σ_r	: Radyal normal gerilme
τ	: Kayma mukavemeti - Nihai çevre sürtünmesi
τ_d	: Tasarım birim çevre sürtünmesi
ν_b	: Kazığın altındaki kayanın Poisson oranı
ν_c	: Betonun Poisson oranı
ν_r	: Kazığı çevreleyen kayanın Poisson oranı
ψ	: Ayrılma açısı
ψ_c	: Hareketli yük azaltma katsayısı
a	: Tabaka kalınlığı
A_b	: Soket taban alanı
A_s	: Soket yanıl alanı
B	: Temel genişliği
c	: Kohezyon
D	: Soket çapı
D_f	: Temel derinliği
E_b	: Kazığın altındaki kayanın young modülü
E_c	: Betonun elastisite modülü
E_c	: Betonun young modülü
E_m	: Kayanın elastisite modülü
E_r	: Kazığı çevreleyen kayanın young modülü

F_p	: Oturma için güvenlik sayısı
f_{be}	: Birim uç mukavemetinin elastik bilşeni
f_{bp}	: Birim uç mukavemetinin plastik bilşeni
f_{bu}	: Nihai uç mukavemeti
F_c	: Güvenlik sayısı
f_{se}	: Birim çevre sürtünmesinin elastik bilşeni
f_{sp}	: Birim çevre sürtünmesinin plastik bilşeni
f_{su}	: Nihai birim çevre sürtünmesi
f_w'	: Hakim serbest basınç mukavemeti
G	: Ölü yük
G_b	: Kazığı çevreleyen kayanın elastik kayma modülü
G_r	: Kazığın altındaki kayanın elastik kayma modülü
h_a	: Girinti yüksekliği
h_m	: Ortalama girinti yüksekliği
h_{sd}	: Girinti yükseklikleri standart sapması
I_δ	: Oturma etki faktörü
I_d	: Tasarım oturma etki faktörü
$I_{s(50)}$	: Nokta yük indisi
i_m	: Ortalama girinti açısı
i_{sd}	: Girinti açılarının standart sapması
j	: Düzeltme katsayısı
j_i	: Kütle faktörü
K_{sp}	: Taşıma gücü katsayısı
L	: Soket Boyu
l_a	: Sabit girinti boyu
L_s	: Soket boyu
L_t	: Soket toplam boyu (girinti ve çıkıntılar dahil)
n	: Kayanın elastisite modülünün serbest basıncına oranı
N_ϕ	: Taşıma gücü katsayısı
N_c, N_q, N_γ	: Taşıma gücü katsayıları
N_{cr}	: Modifiye edilmiş taşıma gücü katsayısı
NGI	: Kaya kalite sınıflandırması
N_{ms}	: Kaya kitle kalitesi
N_s	: Taşıma gücü katsayısı
p_a	: Atmosferik basınç
q_{all}	: Müsade edilebilir taşıma gücü
Q_b	: Kazık uç yükü
q_{ba}	: Kazığın izin verilebilir birim uç mukavemeti
q_{bm}	: Kazığın nihai birim uç mukavemeti
q_{bu}	: Kazığın maksimum uç gerilmesi
Q_c	: Basınç yükü
Q_d	: Kazığın izin verilebilir taşıma gücü
Q_e	: Toplam yükün elastik bileşeni
q_{nihai}	: Nihai taşıma gücü
Q_s	: Çevre sürtünmesi tarafından taşınan toplam yük
Q_{su}	: Nihai çevre sürtünmesi tarafından taşınan yük
q_t	: Dolaylı çekme mukavemeti
Q_t	: Kazık toplam yükü
Q_{T1}	: Krip yükü
Q_{tip}	: Kazık ucu tarafından karşılanan yük

Q_u	: Çekme yükü
q_u	: Kazığa etkiyen gerilme
$Q_{uç}$	: Kazık uç yükü
$R_0, R_1, \dots, R_6$	: Mukavemetlerine göre kaya sınıflandırma dereceleri
R_1, R_2, R_3, R_4	: Pürüzlülük sınıflandırması
R_F	: Pürüzlülük faktörü
RMR	: Kaya kalite sınıflandırması
RQD	: Kaya kalite değeri
R_s	: Mukavemet oranı
r_s	: Soket yarıçapı
S	: Oturma miktarı
s	: Süreksizlik aralığı
s_θ	: Girinti açılarını standart sapması
S^*	: Servis yükü
s_h	: Girinti yükseklikleri standart sapması
$SPT(N)$	: Standart penetrasyon deneyi sayısı
SRC	: Çevre sürtünmesi katsayısı
s_u	: Drenajsız kayma mukavemeti
$w(z)$	: Şaftın derinliğe bağlı deplasmanı
w_c	: Oturma
w_u	: Oturma (çekme yükü nedeniyle ters yönde)
W_u	: Rüzgar yükü

KAYAYA SOKETLİ KAZIKLARIN MÜHENDİSLİK DAVRANIŞI

ÖZET

Yüksek yapı yüklerinin taşınması için yüzeysel temel sistemlerinin bazı durumlarda yeterli olmadığı bilinmektedir. Bu gibi durumlarda, genellikle kazıklı temel sistemleri kullanılmaktadır. Ancak zemin tabakaları tarafından taşınan kazıklı temellerin de yeterli olmadığı durumlar görülmektedir. Böyle durumlarda eğer anakaya tabakası zemin yüzeyine yakın ise, kaya tabakasına soketli kazıklar tercih edilebilir. Böylece yüksek taşıma gücü ve düşük deformasyon değerleri sağlanabilir. Dünyada kullanımı giderek yaygınlaşan soketli kazıklar hakkında, 1960'li yıllardan beri Avustralya, Kanada ve Amerika'da yapılan araştırmalar ile soketli kazıkların yük transfer mekanizması belirlenmeye çalışılmaktadır. Kaya tabakalarına soketli kazıklarda yük transferi iki bileşen tarafından sağlanmaktadır. Bunlardan birincisi uç mukavemeti, diğeri ise çevre sürtünmesidir. Uç mukavemetinin hesabında literatürde verilen çeşitli korelasyonlar kullanılmaktadır. Ancak literatürdeki bu korelasyonlar çok farklı sonuçlar da verebilmektedir. Bu nedenle korelasyonlar kullanılırken özen gösterilmelidir. Bu noktada ampirik metodların kullanılması daha gerçekçi sonuçlar vermektedir. Çevre sürtünmesi için daha fazla sayıda korelasyon verilmiştir. Bu değer için literatürde ilgi görmüş korelasyonların kullanılması daha doğru olacaktır. Çevre sürtünmesi bileşenine etkiyen faktörlere tasarım esnasında dikkat edilmelidir. Bu faktörlerin en önemlileri olarak soket pürüzlülüğü, soket geometrisi, imalat ve kazı metodları olarak sayılabilir. Özellikle kazık çukurunun stabilitesinin bentonit bulamacı ile sağlandığı durumlarda mobilize olacak çevre sürtünmesinin, meydana gelen filtre keki tabakası nedeni ile önemli miktarda düşebileceği göz önünde bulundurulmalıdır. Anadolu otoyolunun Gümüşova – Gerede kesimi içinde inşaatı sürmekte olan V4 viyadüğünün ayaklarının bazılarında temel sistemi olarak kayaya soketli kazıklar kullanılmıştır. Bölgede genel olarak Amfibolit ve Metadiorit türü kaya tabakaları gözlenmektedir. V4 viyadüğü boyunca kaya tabakasında nokta yük deneyleri gerçekleştirilmiştir. Viyadük bölgesinde üç adet Osterberg Hücresi Deneyi, bir adette Statik Eksenel Kazık Yükleme Deneyi gerçekleştirilmiştir. Loadtest International Inc. tarafından yapılan Osterberg Hücresi deneyleri kaya tabakasının en zayıf olduğu bölgede gerçekleştirilmiştir. Bu deney için 120 cm çaplı üç adet deney kazığı imal edilmiştir. Ayrıca 180 cm çapındaki bir servis kazığı üzerinde 1600 ton'luk yükleme kapasitesine sahip bir statik eksenel kazık yükleme deneyi yapılmıştır. Literatürde verilen korelasyonlar ve tasarım metodları, gerçekleştirilen arazi deneyleri ile yorumlanarak bölgede yapılacak kayaya soketli kazıklar için tasarım yapılmıştır. Yapılan projeye göre 180 cm çapında ve minimum 5 m soket boyuna sahip kazıklar imal edilmiştir.

ENGINEERING BEHAVIOUR OF ROCK SOCKETED PILES

SUMMARY

As it is widely known, shallow foundations sometimes may not satisfy the engineering criteria for the higher structural loads. In these situations generally piled foundations are chosen, but sometimes even the piled foundations constructed in soil layers could not give satisfactory results. If the base rock is close to the ground surface, the rock-socketed piles can be applied. Consequently high bearing capacities and low deformations could be achieved. About the socketed piles are being commonly used; researches have been performed in Australia, Canada and USA to determine the load transfer mechanism of rock-socketed piles since 1960's. In the socketed piles, the load transfer is established by two components, base resistance and shaft resistance. To calculate the base resistance, many correlations have been given in the literature, but these correlations could give considerably different results. Therefore one must pay attention while using these correlations. Using the empirical correlations could give more realistic results. There are more correlations given in the literature for the shaft resistance than the base resistance. Therefore it would be better to use the shaft resistance correlations which are mostly used. The factors affecting the shaft resistance are very important in the mobilization of shaft resistance. The most important factors are the socket roughness, socket geometry, construction and drilling methods. Especially when using the bentonite slurry for the stability of the pile hole, it must be known that the mobilization of the shaft resistance will be very low because of the filter cake layer. Along the V4 Viaduct in the Gümüşova – Gerede section of Anatolian Highway Project, the rock-socketed piles were used as the foundation system. Generally the base rock of the region is Amphibolites or Metadiorite. In V4 Viaduct region point load tests had been carried out to determine the strength parameters of the rock layers. Three Osterberg Cell test were performed in the weakest rock zone of the region to obtain the shaft resistance mobilized in weak rock. These three test piles had a diameter of 120 cm each. Furthermore a static axial pile load test (1600 tons) was performed on a service pile with a diameter of 180 cm. By using the correlations and the design methods given in the literature and evaluation of the pile load tests carried out in the site, the design of the socketed piles were performed. According to the design, the pile diameter was selected as 180 cm and the minimum socket length was decided as 5 m.

1. GİRİŞ

Bilindiği gibi yüksek mertebelerdeki yüklerin taşınması için yüzeysel sistemlerinin yeterli olmadığı durumlarda derin temel sistemleri ve bu tip sistemlerin en çok tercih edileni olan kazıklı temeller kullanılmaktadır. Ne varki bazen yapının özellikleri nedeniyle çok yüksek seviyelerde taşıma gücüne sahip ancak düşük deplasman değerlerini sağlayan temeller gerekebilir. Zemin tabakaları içine inşa edilecek kazıklı temeller de yeterli olmayabilir. Bu gibi durumlarda eğer anakaya tabakası zemin yüzeyine yakınsa temel sistemi olarak kaya tabakasına soketli kazık sistemlerinin kullanılması uygun sonuçlar vermektedir. Burada sözü geçen soketleme, kaya tabakasına açılacak kazık çukuruna donatının yerleştirilmesi ve arkasından kazık betonunun dökülmesi anlamına gelmektedir. Kaya tabakasına soketli kazıkların kullanımı dünyanın çeşitli bölgelerinde giderek yaygınlaşmaktadır.

Bu konudaki ilk çalışmalar, 1960'lı ve 1970'li yıllarda Kanada'da, Amerika'da ve Avustralya'da yapılmıştır. *Ladanyi* ve *Bisnoi* adlı araştırmacılar tarafından kaya tabakasının taşıma gücü hakkında yapılan çalışmalardan sonra soketli kazıklardaki yük dağılımı ilk defa *Gill* tarafından lineer ve lineer olmayan sonlu elemanlar analizi çalışmaları ile gerçekleştirilmiştir. Daha sonra Avustralya'da bulunan Monash ve Sydney Üniversitelerinde 1970'lerde başlamak üzere günümüze kadar süren çeşitli araştırmalarla gelişmeler sürmüştür. Aynı tarihlerde Kanada'da *Horvath* ve Amerika'da ise *Kulhawy* ve *Rowe* tarafından yapılan çalışmalar da bu konuda literatürde önemli yer işgal etmektedir. *Seidel* tarafından, soketli kazıkların tasarımı için geliştirilen ROCKET adlı bilgisayar yazılımı ve soket pürüzlülüğünü ve temizliğini belirlemeye yarayan SOCKETPRO adlı cihaz son yıllarda bu konudaki gelişmelerin en önemlilerindendir. Ayrıca özel olarak bu tip kazıklar için geliştirilmemiş olsa bile tasarım ve proje aşamalarında çok yararlı veriler sunan Osterberg Hücresi deneyi de teknolojik yeniliklerden biridir.

Soketli kazıklarda yük iki bileşen tarafından kaya tabakasına iletilmektedir. Bu bileşenler :

- Uç mukavemeti,
- Çevre sürtünmesi

olarak isimlendirilmektedir. Uç mukavemeti kazık tabanı tarafından kaya tabakasına aktarılan yük, çevre sürtünmesi ise kazığın kaya tabakası içindeki silindirik yanal yüzeyi boyunca taşınan yük olarak tanımlanmaktadır.

Literatürde birçok çalışmada çevre sürtünmesi ve uç mukavemeti için çeşitli korelasyonlar verilmiştir. Bu korelasyonlarda baz alınan kriter genellikle kaya tabakasının serbest basınç mukavemetidir. Son yıllarda çalışmaların çoğunda ele alınan konu çevre sürtünmesidir. Arazi deneyleri ve laboratuvar çalışmaları sonuçlarından faydalanarak yapılan çalışmalarla çevre sürtünmesinin mekanizması anlaşılmaya çalışılmıştır. Ayrıca kazığın çevre sürtünmesi performansını arttırmayı amaçlayan metodlar geliştirilmektedir.

Soketli kazıkların tasarımı için çeşitli metodlar geliştirilmiştir. Bu metodlardan en önemlileri:

- Pells ve diğ. (1980),
- Williams ve diğ. (1980),
- Rowe ve Armitage (1984),
- Carter ve Kulhawy (1988)

olarak sıralandırılabilir.

Bu çalışmada soketli kazıkların genel prensipleri, tasarım metodları ve bu tip temel sisteminin seçildiği uygulamadan bir örnek çalışma detaylı olarak incelenmiştir. Bu çalışmanın ikinci bölümünde kaya tabakalarının temel mühendisliği açısından mühendislik özellikleri üzerinde durulmuştur. Üçüncü bölümde kayaya soketli kazıklarda yük transferin nasıl gerçekleştiği ve bu transfere etki eden faktörlere değinilmiştir. Ayrıca kayaya soketli kazıkların taşıma gücünü oluşturan çevre sürtünmesi ve uç mukavemeti için literatürde verilen korelasyonlar ele alınmıştır. Dördüncü bölümde ise literatürde kayaya soketli kazıkların tasarımı için verilen dört adet tasarım metodu verilmiştir. Beşinci bölümde, tasarım sonrası arazi koşullarında imal edilen kazıkların taşıma gücünü belirlemek için yapılan kazık yükleme

deneyleri hakkında kısa bilgi verilmiştir. Altıncı bölümde, uygulamada yapılmış bir örnek çalışma sunulacaktır. Anadolu Otoyolunun Gümüşova-Gerede kesiminde V4 viyadüğü inşaatında viyadük ayaklarından bazılarında temel sistemi olarak kayaya soketli kazıklar seçilmiştir. Yüksek taşıma kapasitesi ve düşük deplasman özellikleri ile uygun bir çözüm olan bu kazıklarda standart eksenel statik kazık yükleme deneyine ilave olarak dünyada kullanımı hızla yaygınlaşan Osterberg Hücresi deneyi de gerçekleştirilmiştir. Son bölümde ise bu çalışma sonunda elde edilen sonuçlar ve gelecekte bu konuda eksik kalan ve araştırma çalışmalarının devam etmesi gereken konular için öneriler verilmiştir.

2. KAYA TABAKALARININ MÜHENDİSLİK ÖZELLİKLERİ

Kaya kütlelerinin mühendislik özellikleri, yataklanma yüzeyleri, çatlakları, içerdği fay hatları, yarıkları ve kayma yüzeyleri gibi süreksizlik ortamlarının durumuna göre belirlenmektedir. Kaya ortamların süreksizliklerin belirlenmesi için büyük hacimli numuneler üzerinde gözlem ve araştırmaların yapılması gerekmektedir. Ayrıca kayaların cinsleri ve jeolojik durumları da bu açıdan önemlidir.

Kayalar genel olarak üç gruba ayrılır;

- i. Metamorfik kayalar
- ii. Tortul kayalar
- iii. Volkanik kayalar

a. Metamorfik Kayalar: Jeolojik geçmişi boyunca ısı ve/veya basınç etkisi altında fiziksel, kimyasal bazen de minerolojik açıdan bir değişime uğramış olan volkanik veya tortul kayalardır. Kuvars, şist ve gnays bu tip kayaların başlıcalarıdır.

b. Tortul Kayalar : Diğer kayaların kırık parçalarından, kil mineralleri, kalsit, kuvars v.b. gibi kayaların bir çimento hamuru içinde bütünleşmiş şekillerinden meydana gelir. Kumtaşı , kireçtaşı ve şeyl başlıca tortul kayalardır.

c. Volkanik Kayalar : Yeryüzünden dışarı çıktıktan sonra veya yeryüzünün derinliklerinde soğuyup katılaşan mağmadan meydana gelir. Bu tip kayalara örnek olarak granit, diorit ve bazalt gösterilebilir.

Kayaların mühendislik özelliklerinin en önemlilerinden birisi mukavemetleridir. Bu karakteristiği belirleyen faktörlerin başlıcaları boşlukları, yarıkları , pürüzülüğü , yoğunluğu, ayrışma derecesi ve süreksizlik yönelimleri olarak sayılabilir. Serbest basınç mukavemeti, uygulamada kullanılan en önemli mukavemet parametresi olarak karşımıza çıkmaktadır. Tablo 2.1’de tek eksenli basınç mukavemetlerine göre kayaların sınıflandırılması sunulmuştur.

Tablo 2.1. Dayanımlarına göre kayaların sınıflandırılması (CFEM,1992)

Mukavemet		Arazide belirleme metodu	Tek eksenli basınç mukavemeti aralığı (MPa)
Derece	Sınıflandırma		
R0	Aşırı zayıf	Başparmak tırnağı ile deforme olabilir	<1
R1	Çok zayıf	Cep bıçağı ile parçalanabilir Jeolojik çekicin darbeleriyle kırılabilir	1 – 5
R2	Zayıf	Cep bıçağı ile zor parçalanabilir Jeolojik çekicin etkisi derin değildir	5 – 25
R3	Orta	Cep bıçağı ile parçalanamaz Jeolojik çekiçe çatlaklar oluşturulabilir	25 – 50
R4	Sağlam	Çatlak oluşabilmesi için jeolojik çekicin birden fazla vurulması gerekir	50 – 100
R5	Çok Sağlam	Jeolojik çekiçe çok sayıda vuruş gereklidir	100 – 250
R6	Aşırı sağlam	Jeolojik çekiçe anca küçük kıymıklar çıkarılabilir	>250

Kayaların mühendislik özelliklerini belirleyen ana faktörlerden birinin süreksizlik düzlemleri olduğu daha önce belirtilmişti. Sınıflandırma yapılırken bu süreksizlik boşluklarının büyüklüğü de göz önüne alınmalıdır. Tablo 2.2’de süreksizlik aralıklarının genişliği açısından kayaların sınıflandırılması sunulmuştur. Bu değerlendirmenin yapılabilmesi için numune boyunun 3 m den daha büyük olması gerekmektedir. Tahmini süreksizlik aralığının on katı kadar uzunlukta numune alınması tercih edilmektedir.

Tablo 2.2. Süreksizlik aralıklarına göre kayaların sınıflandırılması (CFEM,1992)

Aralık sınıfı	Boşluk genişliği (m)
Aşırı kapalı	<0,02
Çok kapalı	0,02 – 0,06
Kapalı	0,06 – 0,20
Kısmen kapalı	0,20 – 0,6
Geniş	0,6 – 2,0
Çok geniş	2,0 – 6
Aşırı geniş	>6

2.1. Kayalar İçin Arazi İncelemeleri

Kayaların karakteristiklerini ve durumlarını belirlemek için en çok tercih edilen yöntemlerden biri karot sondajlarıdır. Bu araştırmalar temelin kaya tabakasına kadar ulaşması veya kaya içine gömülmesi gibi durumlarda yapılmaktadır. Anakaya hakkında yapılacak herhangi bir araştırma aşağıdaki bilgileri içermelidir.

- Arazinin jeolojik özellikleri,
- Anakaya derinliği ve kaya yüzeyinin topoğrafyası,
- Ayrışma derecesi,
- Ayrışmaya karşı hassaslığı,
- Fay, çatlak ve yataklanma düzlemleri gibi süreksizlikleri,
- Yapısal yönlenimleri ve katlanımları,
- Yapraklanma düzlemleri,
- Permeabilitesi,
- Dayanımı ve sıkışabilirliği,
- Yeraltı su seviyesi.

Kaya tabakalarında karot alma amacı ile birçok sondaj metodu geliştirilmiştir. Bunlardan başlıcaları;

- Su ve hava jeti yardımı ile dönel karot sondajı;
- Su ve hava jeti yardımı ile dönel üçlükoni sondajı;
- İkili veya üçlü tüp karot hazneli sondaj;
- Darbeli sondaj, kuyu dibi çekici v.b.

olarak sayılabilir. Karot kalitesi ve numune tipi farklı metodların kullanılmasını gerektirebilir. İyi durumda karot almak için özen gösterilmelidir. İşlem esnasında oluşabilecek ses değişiklikleri, titreşimler, makinenin maruz kaldığı ilave gerilmeler ve kazı suyunun taşması gibi durumlar kaydedilmelidir. Kaya özellikleri belirlenirken bu özel durumlar göz önünde bulundurulmalıdır.

Kaya numunelerinin mekanik özelliklerini belirlemek amacıyla laboratuvarda yapılan deneyler bize sınırlı bilgi verir, çünkü bu deneyler genellikle süreksizlik içermeyen sağlam kaya kütleleri üzerinde yapılmaktadır. Bu da bize arazideki kaya kütlelerinin gerçek özelliklerini temsil etmeyen yanıltıcı sonuçlar verebilir. Laboratuvarda kaya üzerinde yapılan deneylerin başlıcaları tek eksenli basınç, çekme ve üç eksenli basınç deneyleri olarak sıralandırılabilir. Kayanın süreksizlik düzlemleri boyunca oluşan mukavemeti ise kesme kutusu deneyi ile tespit edilebilir.

Bazı kaya türleri, temel sistemi açısından problemli sonuçlar doğurabilmektedir. Jeolojik açıdan genç bazı volkanik kaya türleri içerdikleri tüf nedeniyle yüksek poroziteli, düşük yoğunluklu ve düşük kayma ve basınç mukavemetine sahip olabilmektedir. Bu tip kayalarda ayrışma çok hızlı olabilir. Su gibi sıvı etkisinde çözülmeye yatkın kayalarda kanallar, kavernler ve yeryüzüne açık yeraltı boşlukları görülebilir. Kireçtaşı, jips, kayatuzları ve mermer bu tip kayalara örnek verilebilir. Şeyl gibi bazı kaya türlerinde ise şişme problemi meydana gelebilmektedir. Hava ile temas halinde ve herhangi bir yük eksilmesi durumunda kil minerallerinin su alarak şişmesi temeller için çok sorunlu durumlar ortaya çıkartabilir. Ayrıca bazı bölgelerde bu tip kayalarda yeraltı su seviyesinin düşmesi ve kaya tabakasının sıcaklığındaki artış nedeniyle oluşan bir çeşit oksidasyon bakterisinin sebep olduğu hızlı bir ayrışma görülmüştür. Bu durum kaya tabakasının hava ile temasından da meydana gelebilir. Yukarıda bahsi geçen problemler yapının inşasından belirli bir süre geçtikten sonra oluşabilir ve yapıda onarılamayacak can ve mal kayıplarına sebep olabilir. Bu nedenle yapılacak araştırmalar esnasında çok dikkatli olunması ve problem yaratabilecek durumların yapının inşasından önce ortaya çıkarılıp önlemlerinin alınması gerekmektedir. (CFEM,1992)

2.2. Kayaların Mühendislik Özelliklerinin Belirlenmesi

Kayaya oturan temellerin tasarımında oturma kriterinin etkin olarak göz önüne alınmasına rağmen stabilitenin sağlanması amacıyla kaya kütlelerinin taşıma gücü değerlerinin de kontrol edilmesi gerekir. Kayaların taşıma gücünün belirlenmesinde kayanın jeolojik durumundan faydalanılır. Ayrışmamış iyi durumdaki bir kayanın taşıma gücü değerleri gerçekten yüksektir. Bu tip kayaların taşıma gücünün hesabında dizayn kriteri olarak temel yapısında meydana gelen gerilmeler

seçilmelidir. Jurgensen (1934) ve Sowers (1979) tarafından verilen tabakalaşmış ve çatlaklı kayalar için çeşitli potansiyel göçme durumları Tablo 2.5'te görülmektedir.

2.2.1. Taşıma Gücü

Kayaya oturan temellerin mücade edilebilir taşıma gücü değerleri aşağıdaki yöntemler kullanılarak elde edilebilir.

1. Standartlar
2. Yarı-ampirik metodlar
3. Taşıma gücü teorileri
4. Arazi deneyleri

Tablo 2.3. Kayaların taşıma gücü değerleri (CFEM,1992)

Cinslerine ve durumlarına göre kayalar	Kaya kütleinin dayanımı	Mücade edilebilir taşıma gücü (MPa)
Sağlam durumdaki Metaformik kayalar(granit, diorit bazalt, gnays) ve Masif volkanik kayalar ^b	Yüksek – Çok Yüksek	10
Sağlam durumdaki yapraklanmış metamorfik kayalar (arduvaz, şist) ^{b,c}	Orta - Yüksek	3
Tortul kayalar; Sağlam durumdaki çimentolaşmış şeyl, silttaşı, kumtaşı, boşluksuz kireçtaşı, çimentolaşmış konglomera ^{b,c}	Orta - Yüksek	1-4
Sağlam durumdaki sıkıştırma şeyl ve diğer kil kökenli kayalar ^{b,d}	Düşük - Orta	0,5-1
Oldukça yakın aralıklı süreksizlikleri (0,3 m ve daha büyük) bulunan her türden kırılmış kaya (killi taşlar hariç - şeyl)	Düşük - Orta	1
Yakın aralıklı yataklanmış kireçtaşı, kumtaşı, şeyl	-	e
Aşırı derecede parçalanmış veya ayrılmış kayalar	-	e

a: Tablodaki taşıma gücü değerleri yaklaşık tahmini değerlerdir, bu nedenle bir özel durumda değerlerin uyarlanması gerekir. Ayrıca temel derinliği göz önünde bulundurulmamıştır.

b: Sağlam durumdaki kaya 1 m'den daha yakın ince çatlak içermeyen kayayı temsil etmektedir.

c: Tortul ve yapraklanmış kayalar için verilen değerler yeterli yanıl destek bulunan ve yapraklanmanın veya tabakalaşmanın bir yüzey şeklinde olduğu durumlarda geçerlidir.

d: Basıncın kaldırılması durumunda kabaran ve suya maruz kaldığı durumlarda yumuşamaya ve kabarmaya müsait kayalar.

e: Arazide yapılacak gözlemlere göre karar verilmeli gerekirse yükleme deneyi yapılmalıdır.

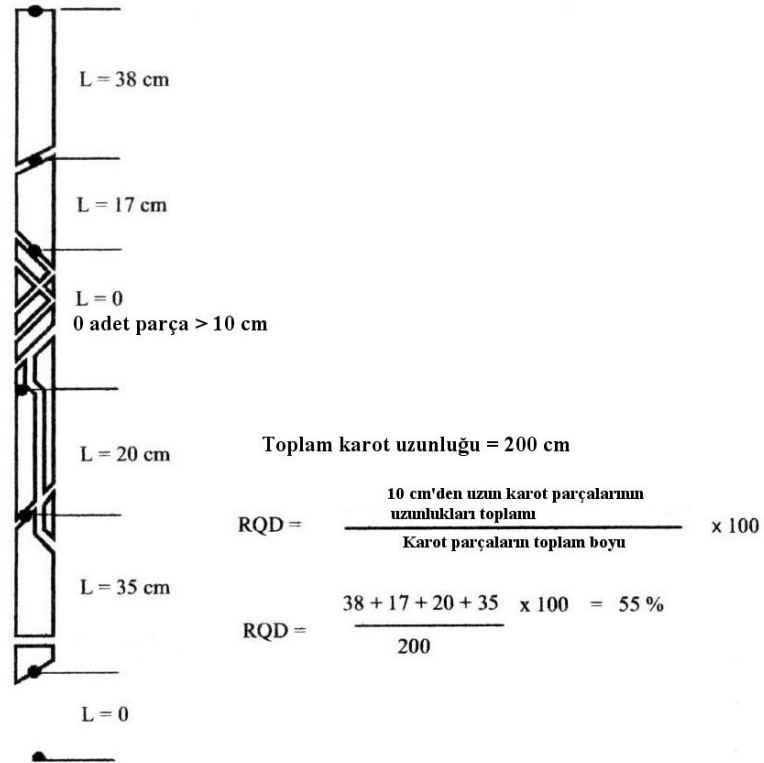
2.2.1.1. Standartlar:

Ön tasarım aşamasında çeşitli ulusal ve özel standartlar tarafından, kayaların cinsine ve durumlarına bağlı olarak verilen müsaade edilebilir taşıma gücü değerlerinin kullanılması yararlı olmaktadır. Ancak bu değerlerin ortalama ve konservatif değerler olduğu unutulmamalıdır. Tablo 2.3'te çeşitli kaya türleri ve durumları için kabul edilebilir taşıma gücü değerleri verilmiştir (CFEM, 1992).

2.2.1.2. Yarı Ampirik Metodlar:

i) RQD

RQD (Rock Quality Designation), Deere (1964) tarafından sunulan kaya kütlelerinin kalitesini veren bir endeks özelliği olarak tanımlanabilir. RQD değeri, kayadan alınan karotların, sırası ile üst üste konarak teşkil edilmiş çubuğun durumuna göre tarif edilir (Şekil 2.1). RQD değeri 100 mm ve daha uzun karot parçalarının uzunluklarının toplam boya oranından elde edilen bir yüzde değeridir. Kayaların RQD değerlerine karşı gelen kalite seviye değerleri Tablo 2.4'te verilmiştir.

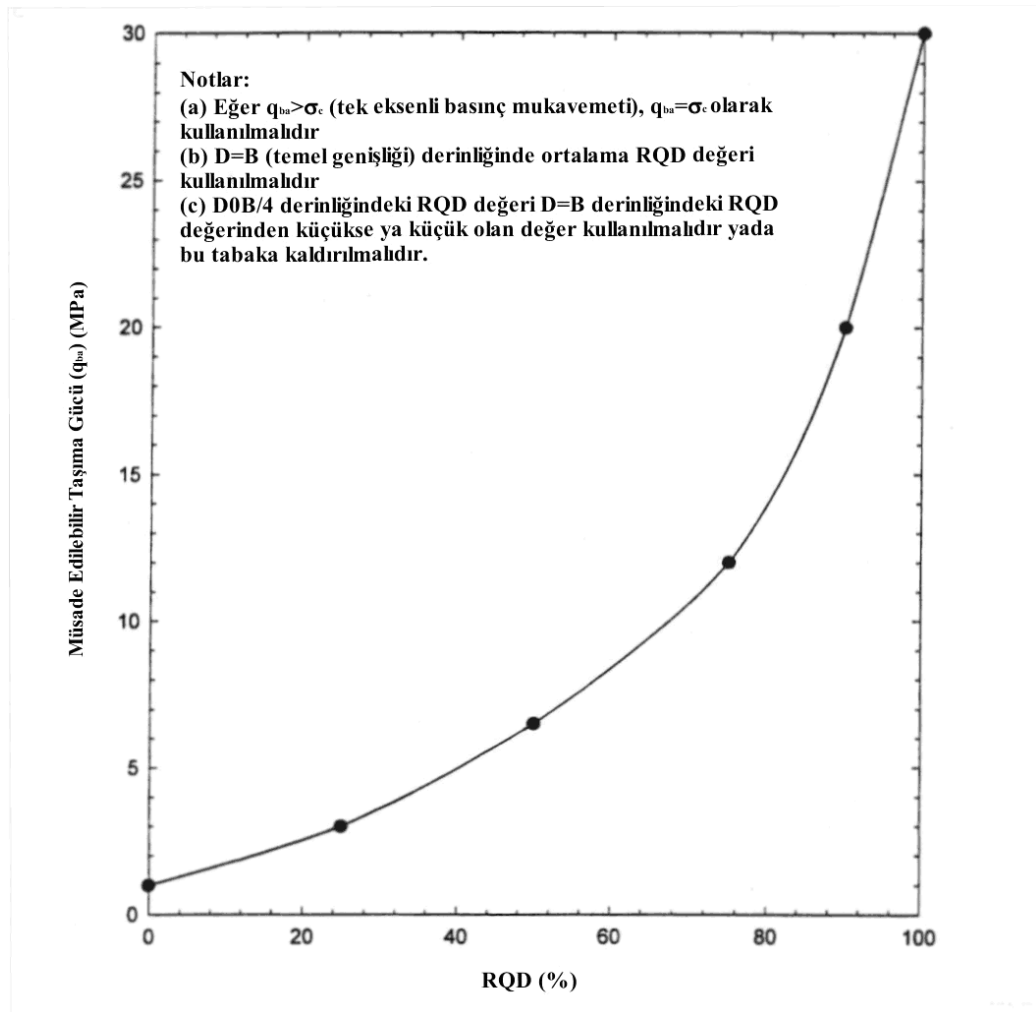


Şekil 2.1. RQD değerinin bulunması (Hoek, 1998)

Tablo 2.4. Kayaların RQD değerlerine göre sınıflandırılması

Sınıflandırma	Çok düşük	Düşük	Orta	İyi	Çok iyi
RQD (%)	<25	25-50	50-75	75-90	90-100

Şekil 2.2’de, Peck (1974) tarafından verilen, kayaların RQD değerleri ile mücade edilebilir taşıma gücü değerleri arasındaki korelasyon görülmektedir. Bu korelasyon, ayrışmamış, sert ve çatlaklı kayalar için geçerlidir ve bu veriler dizayn aşamasında ilk adım olarak kullanılmalıdır.



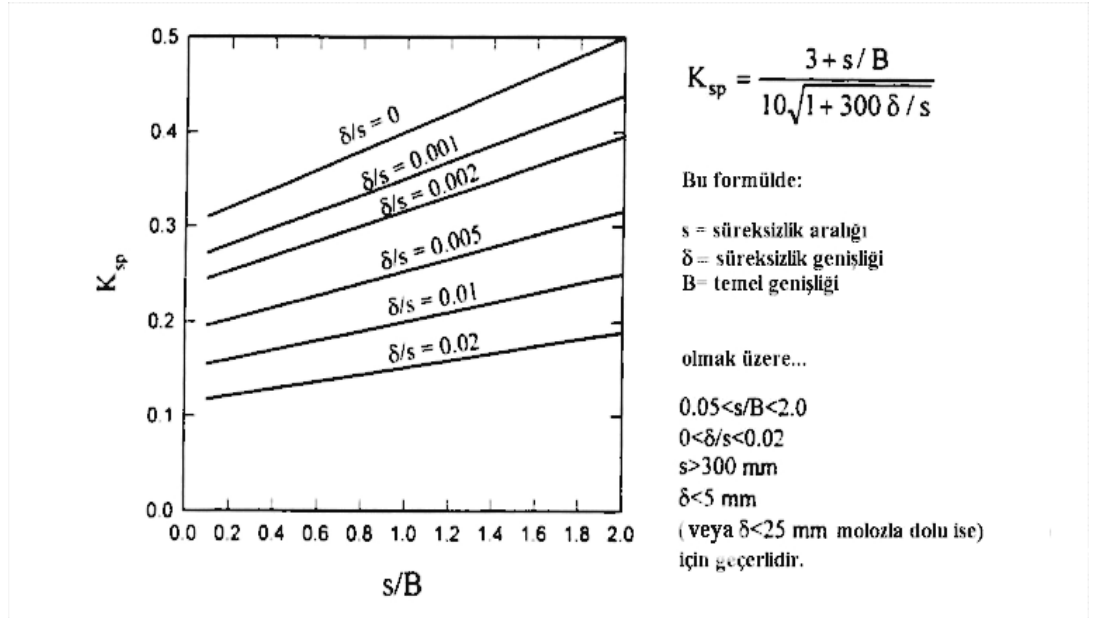
Şekil 2.2. Ayrışmamış kayalar için RQD değerlerine bağlı mücade edilebilir taşıma gücü korelasyonu (Peck ve diğ. 1974)

ii) Kaya karotlarının dayanımı

“Canadian Foundation Engineering Manual (1992)” tarafından önerilen metoda göre kayaların kabul edilebilir taşıma gücü değeri;

$$q_{all} = \sigma_c \times K_{sp} \quad (2.1)$$

olarak verilmiştir. Bu formülde, σ_c , kaya karotlarının tek eksenli basınç dayanımlarının ortalaması ve K_{sp} ise Şekil 2.3’de verilen ampirik bir değer olarak tarif edilmiştir.

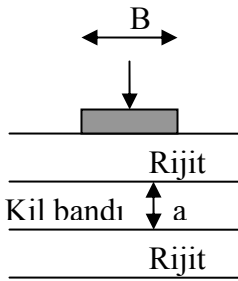
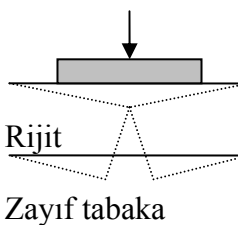
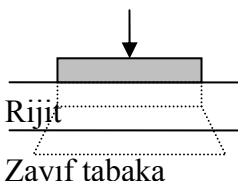
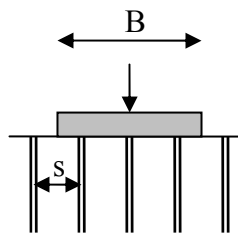
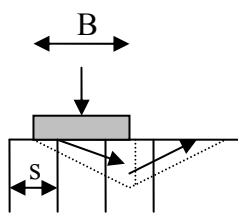


Şekil 2.3. Taşıma gücü katsayısı , K_{sp} (CFEM, 1992)

2.2.1.3. Taşıma Gücü Teorileri:

Kayaların nihai taşıma gücü değerleri, jeolojik özelliklerine ve çeşitli potansiyel göçme durumlarına bağlı olarak elde edilebilir. Jurgensen (1934) ve Sowers (1979), bu göçme durumlarını Tablo 2.5’te gösterildiği gibi tariflemişlerdir. Aynı tabloda nihai taşıma gücü değerleri de sunulmuştur. Buradan elde edilecek nihai taşıma gücü değerleri belirli bir güvenlik sayısına bölünerek kabul edilebilir taşıma gücü değerleri elde edilir. Çoğu yapısal temeller için minimum güvenlik sayısı, 3 olarak kabul

Tablo 2.5.Tabakalı ve çatlaklı kayaların taşıma gücüne bağlı göçme durumları
(Rowe 2001)

Göçme durumları			Nihai taşıma gücü
Sekiller	Açıklama	Durum	
	İki rijit tabaka arasındaki kil bandının ezilmesi	Zayıf kil tabakasının dışarı sızması	Jurgensen Çözümü (1934) $q_{nihat} = \frac{s_u \times B}{2a}$ s_u=drenajsız kayma mukavemeti B= temel genişliği a = kil bandının kalınlığı
	Yumuşak sıkışabilir tabaka üzerine oturan kalın rijit bir tabaka	Esnek göçme	Mimimum $q_{nihat} \cong$ üstteki kaya tabakasının çekme mukavemetinin iki katı
	Yumuşak sıkışabilir tabaka üzerine oturan ince rijit tabaka	Zımbalama	$q_{nihat} \cong$ üstteki kaya tabakasının çekme mukavemeti
	Açık çatlakların bulunduğu kayalarda $s < B$	Kaya kolonların tek eksenli sıkışması	$q_{nihat} \cong$ üstteki kayanın tek eksenli basınç mukavemeti
	Kapalı çatlaklı kayalarda $s < B$	Kama şeklinde göçme	Bell çözümü (e.g. Kulhawy & Goodman 1987) $q_{nihat} = cN_c + \frac{B\gamma}{2} N_\gamma + \gamma D_f N_q$ B=temel genişliği D_f=temel derinliği (kaya tabakasından itibaren) γ =kayanın birim hacim ağırlığı N_c, N_q, N_γ; Taşıma gücü katsayıları c , ϕ ; Kayma mukavemeti parametreleri

edilebilir. Bu değerin tayininde yapı yükü, zati ve hareketli yükler göz önüne alınmıştır(ASCE 1995).

Tablo 2.6. Kayaların deformasyon modülünü bulmak için yapılan arazi deneyleri (Rowe 2001)

Deney	Deneyin Prensipleri	Avantajları	Dezavantajları
Plaka Yükleme Deneyi	Kaya mekaniğinde en fazla kullanılan arazi deneyidir. Esnek veya rijit bir plaka üzerine eksenel yük tatbik edilir ve deformasyon ölçülür. Yarı-sonsuz elastik katı ortamın yüzeyinde meydana gelen deformasyon ile yük arasındaki ilişki yardımıyla deformasyon modülü elde edilebilir. Bu deney sığ araştırma çukurlarında , sondaj çukurunu en altında veya kazılmış test galerinde yapılabilir. Test prosedürü hakkında daha detaylı bilgi ISRM (1979a,b) ve ASTM(D4394-84ve D4395-84)'ten elde edilebilir.	Basitliği ve yaygın olarak kullanılması.	Deney hazırlığı ve test galerisi kazılması pahalı bir işlemdir.
Geniş Yassı Kriko Deneyi	Geniş yassı hidrolik krikolar kaya yüzeyinde açılan sivri yarıklara yerleştirilir. Yük uygulanır ve oluşan deformasyonlar ölçülür. Kayanın deformasyon modülü yük-deformasyon ilişkisinden elde edilir. Daha detaylı bilgi ISRM (1986)'den elde edilebilir.	Deney tarafından geniş bir kaya kütlesi etkilenmektedir, basittir. Ayrıca kaya kütlesinin nispeten örselenmemiş bölümlerinde yapılır.	Kalifiye eleman ihtiyacı, yassı krikolar genellikle tekrar kullanılamaz, teorik olarak tam gelişmemiştir
Basınçlı Tünel Deneyi	Dairesel kesitli bir tünel su geçirmez bir malzemeye kaplanıp bir bölme oluşacak şekilde tıkanır. Bu kesite uygulanan su basıncı neticesinde meydana gelen deformasyonlar ölçülür. Kayanın deformasyon modülü yük-deformasyon ilişkisinden elde edilir. Deney metodu ve hesaplamalar Stagg (1968)'den elde edilebilir.	Deney kaya kütlesinin geniş bir alanında etkindir.	Pahalı
Radyal Kriko (Jacking) Deneyi	Basınçlı tünel deneyinin bir benzeridir. Ancak dairese kesitin iç çeperine etkitilen üniform yük yassı krikolar yardımıyla yüklenen reaksiyon çerçevesi tarafından uygulanır. Daha detaylı bilgi ISRM (1979c) ve ASTM(D 4506-90)'den elde edilebilir.	Kaya kütlesinin geniş bir alanında deney uygulanmaktadır.	Pahalı

Tablo 2.6. Devamı

Deney	Deneyin Prensipleri	Avantajları	Dezavantajları
Tünel Gevşeme Deneyi	Tünel kazılır ve kaya duvarlarda oluşan deformasyonlar kazı boyunca gözlenir. Sayısal analizle veya oluşan deformasyonla meydana gelen ilk gerilmeler arasındaki ilişkiden fayalanarak hesaplanabilir (Lo & Lukajic, 1984).	Geri işlem yapılarak hesaplanan değerler arazideki durumu temsil eder.	Tünel kazısı nedeniyle pahalı bir deneydir.
Gerilme Boşalması Deneyi	Düşey doğrultuda dairesel bir kuyu kaya kütesinin içine doğru kazılır. Arazide kaya üzerindeki gerilme boşalması nedeniyle oluşan çaptaki yerdeğiştirme ölçülür. Test Metodu ve hesaplamalar hakkında bilgi Lo ve diğ.(1987b)'den edinilebilir.	Nispeten basit bir deneydir ve ekonomiktir.	Nispeten sığ derinliklerde deney düzeneğinin kurulumundaki rahatlık sınırlıdır.
Dilatometre Deneyi	İki tip dilatometre vardır : bükülebilir ve sert. Esnek tiple yapılan deney sistemlerinden biri Colorado School of Mines hücresi kullanılarak yapılmaktadır. Esnek membran kaplı sondaj kuyusuna uygulanan hidrolik üniform yük sebebiyle kuyu çeperinde meydana gelen genişleme kuyu içindeki sıvının hacminde meydana gelen değişim yardımıyla veya direkt olarak yerdeğiştirme transduseri yardımıyla ölçülebilir. Test metodu hakkında bilgi ISRM (1987)'den elde edilebilir. Sert dilatometre kullanılan Goodman krikto yönteminde ise tüm kesiti üniform olarak yüklemek yerine birbirine zıt ve 90° lik bir açıyı tarayan iki çelik silindirik yüzey yardımıyla tekyönlü bir basınç etkiltilir. Deney yöntemi hesaplamalar hakkında bilgi ISRM (1996) ve ASTM (D4971-89)'dan elde edilebilir.	Kolay uygulanabilir, ekonomiktir ve sondaj kuyusu boyunca çeşitli derinliklerde deney yapılabilir.	Kaya tabakasının küçük bir bölümünde etkili olduğu için deney verileri direkt olarak kaya kütesinin deformasyon modülü olarak kullanılamaz.
Dinamik Deneyler	Yüzeyden veya bir kuyudan uygulanacak sismik metodlarla basınç ve kayma dalgası hızları elde edilebilir. Dinamik Young modülü ve dinamik kayma modülü basınç ve kayma dalgası değerleri kullanılarak bulunabilir (Oliveira & Graca, 1987).	Hızlı, ekonomik, bütün derinliklerde uygulanabilir.	Elde edilen parametreler genellikle statik parametrelerden daha büyüktür. Ayrıca düşük gerilme ve deformasyon değerleri için elde edilen değerler statik yükleme için gerçek durumu ifade etmez.

2.2.1.4. Arazi Deneyleri:

Nihai taşıma gücünün elde edilebilmesi için ‘Plaka Yükleme Deneyi’ veya diğer arazi deneyleri yapılabilir ve yük-deformasyon ilişkisi elde edilebilir. Bu deneylerden bazıları ve bunların özellikleri Tablo 2.6’da özetlenmiştir.

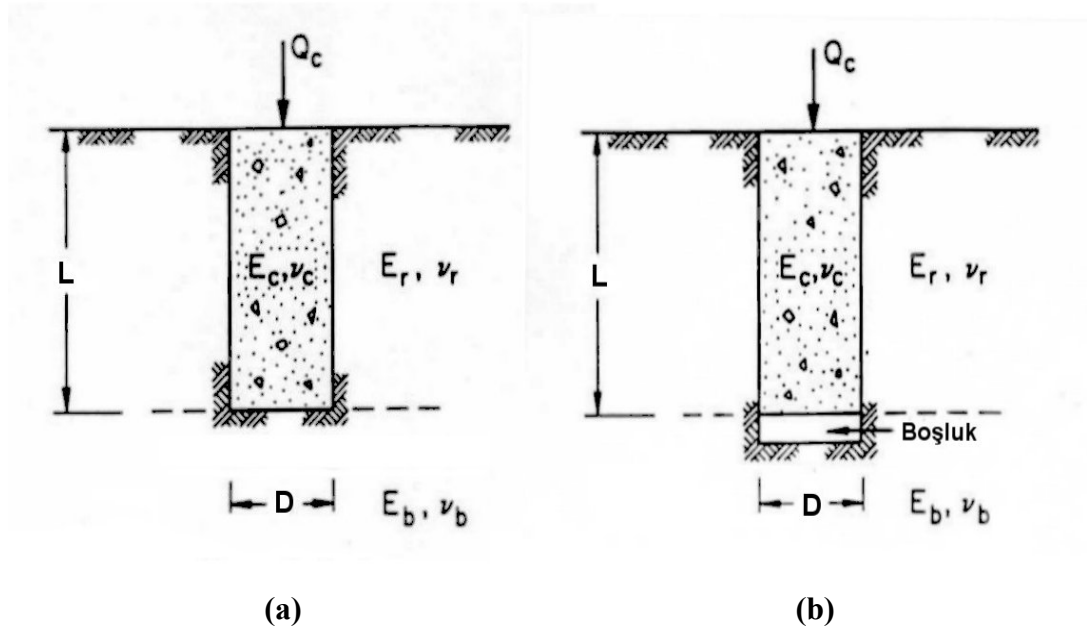
2.2.2. Oturma

Kaya tabakaları üzerine oturan temel sistemlerinin tasarımında oturma kriteri hesaplarında temel sisteminde oluşabilecek farklı oturmalar, kayanın yük etkisi altındaki normal oturmasından daha fazla önem taşır. Meydana gelebilecek farklı oturmalar nedeniyle yapı elemanları üzerinde statik açıdan hesaba katılmayan ek gerilmeler oluşturabilir. Bu sebeple kaya tabakasında seçilecek uygun noktalarda yapılacak araştırmalarla arazinin tümünde kaya karakteristiklerinin belirlenmesi gerekmektedir. Seçilen tasarım kriterlerinin bütün saha için geçerli olması veya her bir bölge için ayrı dizayn parametrelerinin belirlenmesi gerekir. Ayrıca yapılacak sayısal analizler ile uygulanacak yük etkisinde müsaade edilen farklı oturma değerlerinin aşılp aşılmadığı kontrol edilmelidir.

3. KAYAYA SOKETLİ KAZIKLAR

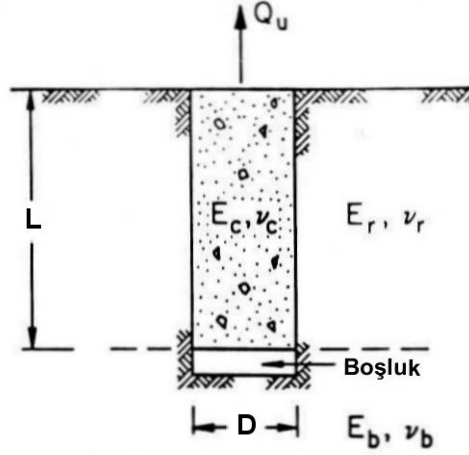
Kayaya soketli kazıkların taşıma gücü kapasitesi iki bileşenden meydana gelir. Bunlardan birincisi soket tabanından elde edilen uç mukavemeti, diğeri ise soket yüzeyi boyunca mobilize olan çevre sürtünmesidir. Bu nedenle soketli kazıklar projelendirilirken üç değişik durum söz konusu olabilir:

- Sadece uç mukavemetinin mobilize olduğu durum,
- Sadece çevre sürtünmesinin mobilize olduğu durum,
- İki bileşenin birlikte çalıştığı durum.



Şekil 3.1. Basınç etkisindeki soketli kazık tipleri , a) tam soket ; b) kayma soketi
(Bell,1992)

Kayaya soketli kazıkların tasarımında iki tip soketin oluşabileceği kabul edilir. Bunlardan birincisi tam soket, diğeri ise kayma soketi olarak adlandırılır (Şekil 3.1) . Tam soket durumunda hem uç mukavemeti bileşeninin hem de çevre sürtünmesi bileşeninin mobilize olduğu kabul edilir. Kayma soketinde ise sadece soket şaft yüzeyi boyunca oluşan çevre sürtünmesinin mobilize olduğu kabul edilir. Ayrıca çekme yükü etkisindeki soketli kazıklar da kayma soketi olarak çalışır (Şekil 3.2).



Şekil 3.2. Çekme etkisindeki kayma soketi (Bell,1992)

3.1. Uç Mukavemeti

Kaya tabakasına oturan dairesel temellerin taşıma gücünü konu alan birçok teori ortaya atılmıştır. Bu teoriler özet halinde Pells ve Turner (1979) adlı kaynakta sunulmuştur. Çeşitli teorilerin verdiği taşıma gücü değerleri arasında önemli miktarda farklılıklar bulunmaktadır. Örneğin, sürtünme açısı $\phi=45^\circ$ olan bir kaya tabakasının nihai taşıma gücü için, modifiye edilmiş Griffith teorisi baz alınarak geliştirilen yeni bir teoriye göre “ $4,5q_u$ ” gibi bir değer verilirken; aynı koşullar için klasik plastisite teorisine göre “ $56q_u$ ” gibi bir değer verilebilmektedir (Zhang ve Einstein, 1998). Bu denklemlerde görülen “ q_u ” terimi kayanın serbest basınç mukavemetini temsil etmektedir. Böyle geniş bir aralıkta değişen taşıma gücü değerlerinden herhangi birinin kayaya soketli kazıkların tasarımında kullanılması uygun olamayacağı için yeterli güvenliği ve ekonomiyi sağlayan optimum çözümler kullanılmalıdır. Bu nedenle kaya tabakasına soketli kazıkların tasarımında, uç mukavemetini belirleyebilmek amacıyla ampirik veya yarı-ampirik bağıntılar geliştirilmiştir. Bu bağıntılar oluşturulurken arazi deneyleri göz önüne alındığı için teorik yaklaşımlara göre daha gerçekçi sonuçlar elde edilmektedir.

Kaya tabakasının serbest basınç mukavemetini içeren bazı bağıntılar Tablo 3.1’de sunulmuştur. Kayaya oturan temellerin taşıma gücü değerleri verilirken sadece kaya tabakasının serbest basınç mukavemetinin göz önüne alınması yeterli sonuçlar vermeyebilir.

Tablo 3.1. Kazık uç mukavemeti için serbest basınç mukavemetine bağlı olarak verilen nihai taşıma gücü değerleri (Zhang ve Einstein, 1998)

Yazar	Nihai taşıma gücü, q_{nihai}
Teng , 1962	$(5\sim 8) q_u$
Coates , 1967	$3 q_u$
Rowe ve Armitage , 1987b	$2,7 q_u$
ARGEMA, 1992	$4,5 q_u \leq 10 \text{ MPa}$

Tablo 3.2. Kazık uç mukavemeti için Hoek tarafından verilen N_{ms} değerleri (Yıldırım, 2002)

Kaya Kalitesi	Genel Tanım	RMR	NGI	RQD	A	B	C	D	E
Mükemmel	Çatlak aralığı $> 3 \text{ m}$ olan sağlam kaya	100	500	95-100	3,8	4,3	5,0	5,2	6,1
Çok İyi	0,9 – 3 m aralıklı pürüzlü, ayrışmamış, çatlakları sıkıca kenetlenmiş kaya	85	100	95-100	1,4	1,6	1,9	2,0	2,3
İyi	0,9 – 3 m aralıklı az örselenmiş çatlakları olan ve taze-az ayrışmış kaya	65	10	75-90	0,28	0,32	0,38	0,40	0,46
Orta	Aralıkları 0,3-0,9 m olan orta derecede ayrışmış birkaç çatlak sistemi olan kaya	44	1	50-75	0,049	0,056	0,066	0,069	0,081
Kötü	2,5-50 cm aralıklı, biraz dolgu malzemeli ayrışmış birkaç çatlak sistemi olan kaya	23	0,1	25-50	0,015	0,016	0,019	0,020	0,024
Çok Kötü	Aralıkları 5 cm'den küçük aşırı ayrışmış birçok çatlağı olan kaya	3	0,01	<25	q_{maks} kullan				

Tahmin edilen uç mukavemeti değeri güvensiz tarafta da kalabilir, aşırı derecede güvenli tarafta da olabilir. Bunun sebebi kaya tabakasının içerdiği süreksizliklerdir. Kaya tabakasının içerdiği süreksizlikler, yönlendirmelerine ve içerdiği malzeme özelliklerine bağlı olarak kaya kütlelerinin dayanımı üzerinde önemli derecede etkiye sahiptir (Pells ve Turner, 1980). Bu sebeple taşıma gücü hesaplarında kayanın bu özellikleri de göz önünde tutulmalıdır.

AASHTO tarafından 1989 yılında yayınlanan Otoyol Köprüleri Standart Şartnamesinde (Standart Specifications for Highway Bridges) nihai uç mukavemeti değeri için :

$$q_{nihai} = N_{ms} \cdot q_u \quad (3.1)$$

denklemini vermiştir. Bu denklemde tanımlanan N_{ms} katsayısı Hoek tarafından önerildiği gibi Tablo 3.2’de verilmiştir. N_{ms} değeri kaya tipine, ve çatlaklığını ve ayrışma derecesini temsil eden kaya kalitesine bağlı bir katsayıdır. Ancak kaya kalitesinin etkisi daha fazladır. Tablo 3.2’de görülen ve kaya sınıflarını simgeleyen ‘A, B, C, D ve E’ değerleri Tablo 3.3’te verilmiştir.

Tablo 3.3. Kaya sınıfları (Yıldırım, 2002)

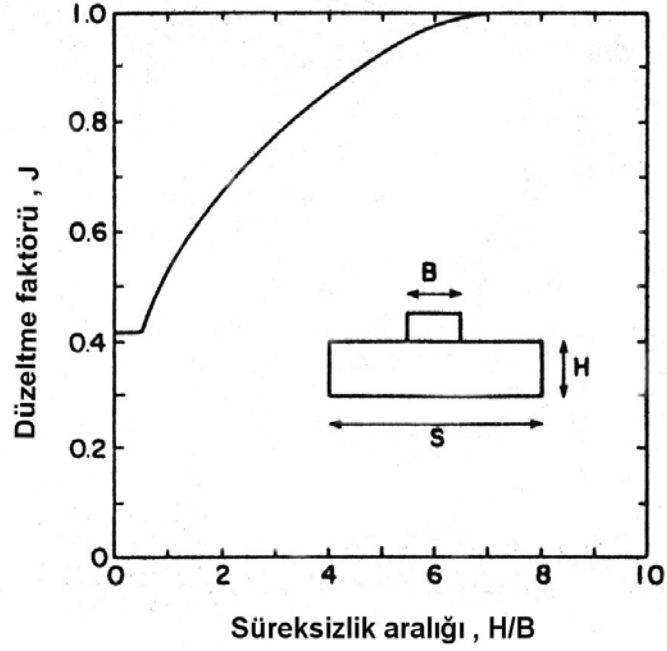
Kaya sınıfı	Tanımı	Kaya türü
A	İyi gelişmiş klivajlı karbonatlı kayaç	Dolaston Kireçtaşı Karbonatit Mermer Taktit - Skorn
B	Az yapraklanmış killi kayalar	Arjilit Kiltaşı Marntaşı Fillit Silttaşı Şeyl Kayrak
C	Kötü klivajlı, taneleri belirgin kayalar	Konglomera Kumtaşı Kuvarsit
D	İnce daneli püskürük kristalize kayalar	Andezit Diyabaz
E	Kaba daneli püskürük ve kristalize metamorfik kayalar	Amfibolit Gabro Gnays Granit Kuvarsdiyorit Kuvarsmonzonit Şist Siyenit

Kaya kütlelerinin süreksizliklerinin taşıma gücü hesabına katıldığı bir başka çalışma Bisnoi tarafından geliştirilen ve Kulhawy ve Goodman,1980’de verilen bir bağıntıdır.

Buna göre nihai taşıma gücü,

$$q_{nihai} = J.c.N_{cr} \quad (3.2)$$

olarak hesaplanabilir.

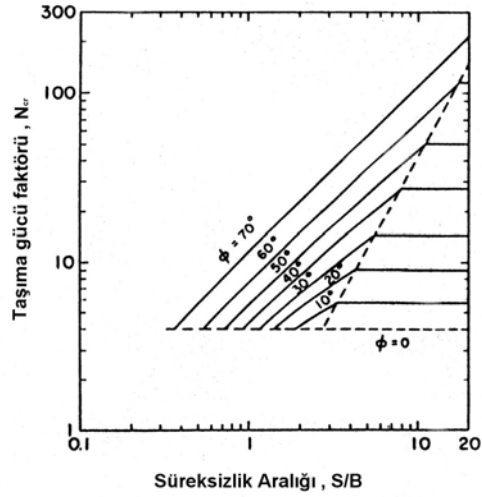


Şekil 3.3. Düzeltme katsayısı, J (Bisnoi,1968)

Bu denklemde 'J' düzeltme katsayısı olmak üzere;

$$J = \frac{\text{yatay çatlak aralığı}}{\text{soket çapı}} \quad (3.3)$$

şeklinde tarif edilmiştir ve Şekil 3.3'te verilmiştir. N_{cr} , modifiye edilmiş taşıma gücü katsayısı olarak içsel sürtünme açısına (ϕ) bağlı olarak tanımlanmış ve Şekil 3.4'te verilmiştir. c ise kayanın kohezyonudur.

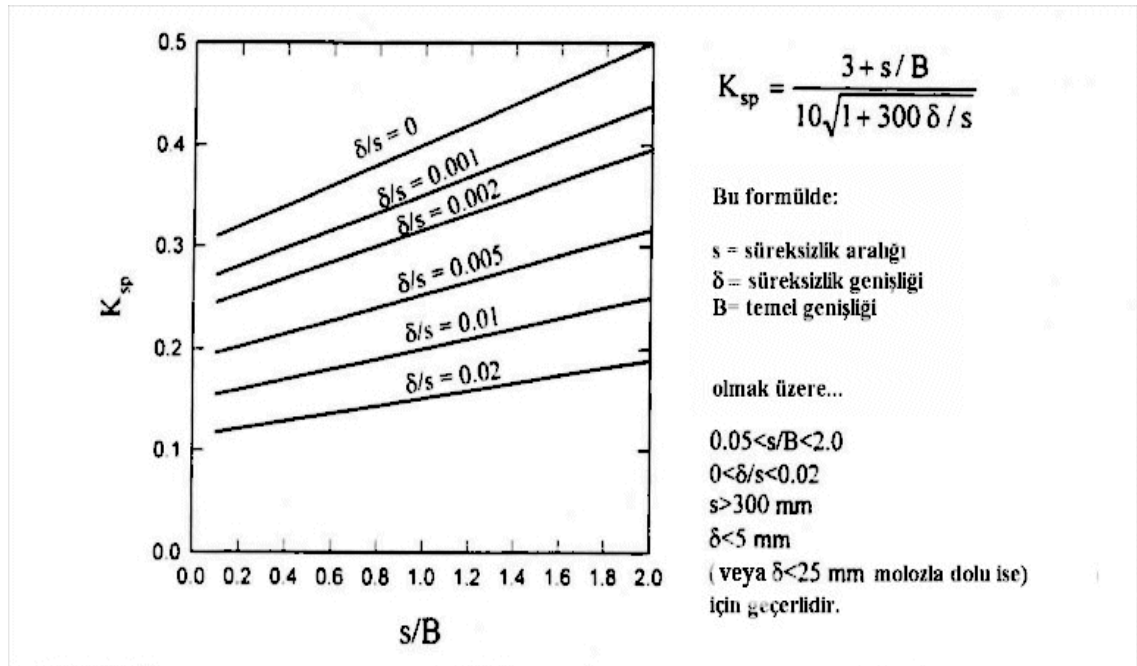


Şekil 3.4. Taşıma gücü faktörü, N_{cr} (Kulhawy ve Goodman 1980)

Daha önce Bölüm 2’de verildiği gibi “Canadian Foundation Engineering Manual (1992)” tarafından önerilen metoda göre ise izin verilebilir taşıma gücü değeri;

$$q_{all} = q_u \times K_{sp} \quad (3.4)$$

olarak verilmiştir. Bu formülde ‘ q_u ’ kaya karotlarının serbest basınç dayanımlarının ortalaması ve ‘ K_{sp} ’ ise Şekil 3.5’te verilen ampirik bir değer olarak tarif edilmiştir.

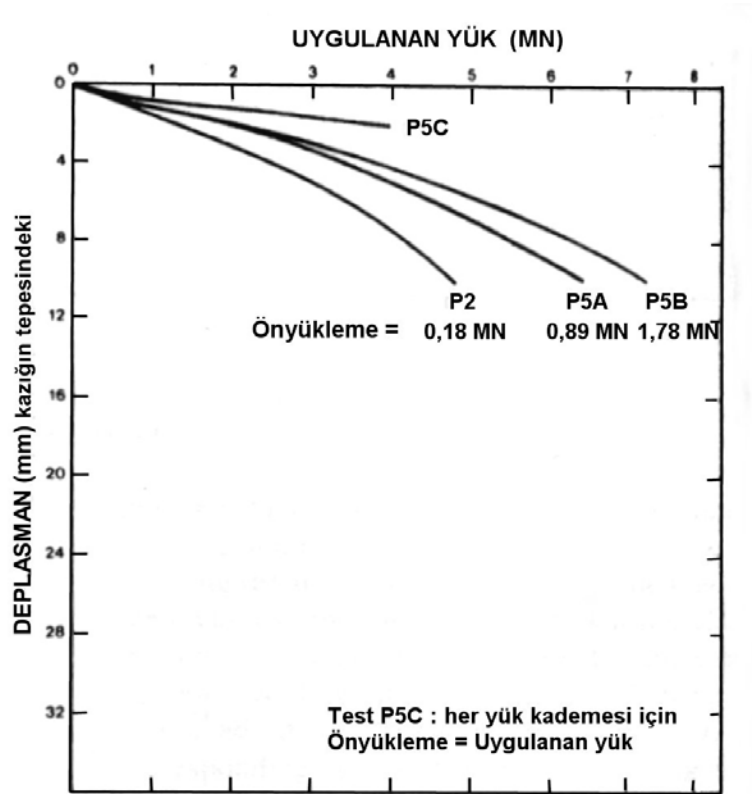


Şekil 3.5. Taşıma gücü katsayısı , K_{sp} (CFEM 1992)

Başka bir yaklaşım olan Ladanyi'nin küresel genişleme teorisine göre ise kazık uç yükü yaklaşık olarak,

$$q = q_u \left[\frac{E_r \cdot N_\phi^{0,25}}{q_u \left(N_\phi^{0,25} - \frac{1-\nu}{2\sqrt{2}} \right) \left(\frac{D}{S} + 3 \right)} \right] \quad (3.5)$$

şeklinde hesaplanabilir. Bu denklemde q_u , kayanın serbest basınç mukavemeti, E_r , kayanın elastisite modülü, D , kazık çapı, S , oturma miktarı, ν , Poisson oranı ve $N_\phi = \tan^2 (45 + \phi/2)$ olarak tanımlanmıştır (Pells, 1999).



Şekil 3.6. Geleneksel kazıklarla, önyüklem yapılan kazıkların yük-deplasman davranışlarının karşılaştırılması (Horvath ve diğ. 1983).

Çeşitli araştırmacılar tarafından verilen deney sonuçlarına ve teorik bilgiye dayanarak, soketli kazıklarda kazık ucu tarafından taşınan yükün, kazığın toplam taşıma gücündeki oranının küçük olduğu görülmektedir (Horvath ve diğ. 1983). Kazık uç yükünün mobilize olması için gereken deformasyon miktarı, çevre

sürtünmesinin mobilize olması için gereken deformasyondan daha düşüktür. Bu nedenle servis yükü etkisinde kazığın mobilize olan uç mukavemeti düşük seviyelerde kalmaktadır. Bu durum soket tabanında yapılacak önyükleme ile giderilebilir. Horvath ve diğ. tarafından 1983 yılında soketli kazıkların performanslarını arttırma metodları hakkında yapılmış olan çalışmada önyükleme konusu da ele alınmıştır. Soket tabanına yapılan önyükleme ile kazık altında daha rijit bir ortam oluşturulmaktadır. Bu çalışmada kullanılmak üzere yapılan deneyler sonucunda ortaya çıkan sonuçlar Şekil 3.6'da verilmiştir. Bu grafikte görülen iki deney kazığında (P5 ve P2) soket pürüzlülüğü ve imalat açısından birbirlerine benzer durumlar söz konusudur. Kazık tabanına yerleştirilen yük hücresi sayesinde soket tabanına önyükleme uygulanmış ve oluşan uç mukavemetleri ölçülmüştür. P5 nolu kazık üç farklı önyükleme değerine yüklenmiştir. Birinci yüklemede (P5A) önyükleme değeri olarak 0,89 MN seviyesine kadar eşit aralıklarla ve simultane olarak yükleme yapılmıştır. Aynı sistem P5B deneyinde de uygulanmış ancak bu kez 1,78 MN değerine kadar önyükleme yapılmıştır. P5C'de ise kazığa yüklenen yük ile önyükleme değeri test boyunca aynı şiddette uygulanmıştır.

3.2. Çevre Sürtünmesi

Kayaya soketli kazıklarda soket duvarında oluşan kayma gerilmesi olarak tanımlanan çevre sürtünmesi değerinin iki ayrı bileşenden oluştuğu bilinmektedir. Birinci bileşen, kazık ile kaya arayüzündeki kohezyon, diğeri ise aynı arayüzün sürtünme açısına bağlı olarak meydana gelen sürtünme kuvvetidir. Bu iki bileşen tarafından kontrol edilen çevre sürtünmesi değeri Mohr-Coulomb Kriterine göre ;

$$\tau = c + \sigma_r \tan \phi \quad (3.6)$$

olarak ifade edilir. Bu denklemde, τ , oluşacak birim çevre sürtünmesi , c , arayüzün kohezyonu, σ_r , arayüze etkiyen radyal normal gerilme ve ϕ ise arayüzün sürtünme açısıdır. Soketli kazıklarda oluşacak çevre sürtünmesi değerini tahmin edebilmek için geliştirilen metodların çoğunluğunda, ana kriter olarak kaya tabakasının serbest basınç mukavemeti

Tablo 3.4. Literatürde verilen çevre sürtünmesi korelasyonları

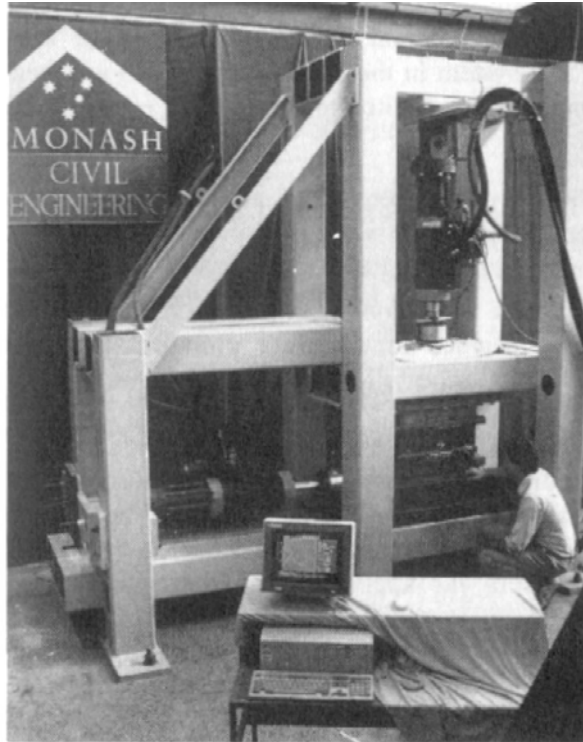
Yıl	Kaynak	Birim çevre sürtünmesi f _{su} : nihai birim çevre sürtünmesi f _s : ortalama birim çevre sürtünmesi	
1976	Rosenberg ve Journeux	$f_{su} = 0,34q_u^{0,51}$	
1979	CIRIA, Hobbs ve Heally	SPT (N)	f _{su} (kPa)
		10	34,5
		15	73,8
		20	105,4
		25	172,4
		30	249,1
		>30	249,1
1979	Horvath ve Kenney	$f_s = a\sqrt{q_u} \Rightarrow a=0,2\sim0,33$	
1979	Meigh ve Wolski	$f_{su} = 0,22q_u^{0,6}$	
1980	Reynolds ve Kaderebek	$f_{su} = 0,3q_u$	
1980	Williams ve diğ.	$f_{su} = \alpha\beta q_u \Rightarrow \alpha : \text{Şekil 3.22} \quad \beta : \text{Şekil 3.23}$	
1984	Grupton ve Lagon	$f_{su} = 0,2q_u$	
1986	Crapps	$f_{su} = 0,958N$ (kPa)	$f_s = 95,8(-5,54 + 0,41N)$ (kPa)
1987	Rowe ve Armitage	$f_{su} = G_s 0,45\sqrt{q_u}$ R1,R2,R3 $\Rightarrow$ Tablo 3.6	$f_{su} = G_s 0,60\sqrt{q_u}$ (R4) $\Rightarrow$ Tablo 3.6; (Gs=0,7-0,5)
1988	Carter ve Kulhawy	$f_{su} = 0,63\left(\frac{q_u}{p_a}\right)^{1/2} \Rightarrow (p_a=100 \text{ kPa})$	
1988	Macmahan	SPT (N)	f _{su} (kPa)
		10-20	143,7
		20-50	239,5
		50-50/3	364,1
		>50/3	479
1989	Reese ve O'Neill	$f_{su} = 0,67.p_a\sqrt{\frac{q_u}{p_a}} \leq 0,15q_u$	
1989	Toh ve diğ.	$f_{su} = 0,25q_u$	
1992	Mc Vay ve diğ.	$f_{su} = 0,5\sqrt{q_u}\sqrt{q_t}$	
1993	Kulhawy ve Phoon	$f_{su} = \psi\sqrt{\frac{p_a.q_u}{2}} \Rightarrow \psi = 1\sim3, p_a=100 \text{ kPa}$	

kullanılmaktadır. Buna ek olarak SPT (N_{30}) sayısına, kaya kalitesine (RQD) ve dolaylı çekme mukavemetine (q_t , ASTM D 3967) bağılı çeşitli korelasyonlarda geoteknik mühendisliği literatüründe bulunmaktadır. Bu metodların bazıları ve önerilen çevre sürtünmesi korelasyonları Tablo 3.4’de özetlenmiştir.

3.2.1 Çevre Sürtünmesine Etki Eden Faktörler

Zayıf kaya tabakalarına soketli kazıklarda meydana gelecek çevre sürtünmesi değerini etkileyen faktörler şöyle sıralanabilir ;

- pürüzlülük
- kaya tabakasının dayanımı
- kayanın ayrışma derecesi ve süreksizlikleri
- kazı tipi
- imalat metodu
- servis yükünün şiddeti
- soket geometrisi



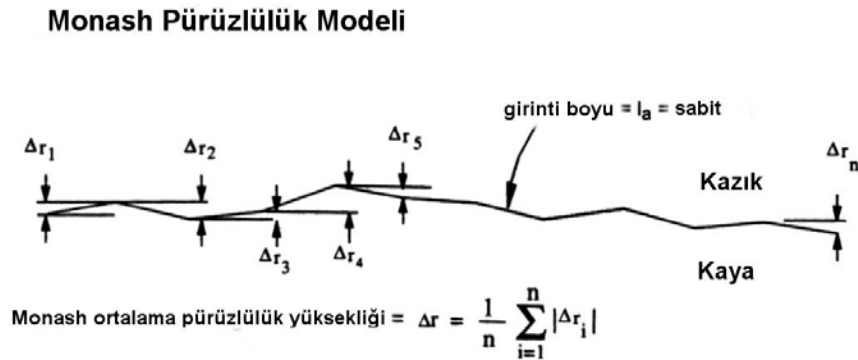
Şekil 3.7. CCNS olarak adlandırılan deney aleti (Johnston ve diğ.,1993)

Bu faktörlerin çevre sürtünmesi üzerindeki etkisi aşağıda daha detaylı olarak ele alınmıştır.

3.2.1.1. Pürüzlülüğün Etkisi

Çevre sürtünmesi üzerinde önemli derecede etki yapan pürüzlülüğün etki miktarının belirlenmesi, kazığın taşıma gücü açısından önem taşımaktadır. Bu anlamda kazık-kaya arayüzünün pürüzlülüğünün değerlendirilmesi için geliştirilecek bir modelin başarılı olması, oluşturulacak modelde yapılacak yaklaşım ve kabullerin geçerliliğine bağlıdır. Bu durum yapılacak model ve arazi deneyleri ile sağlanabilir.

Avusturalya'nın Melbourne şehrinde bulunan Monash Üniversitesinde, üzerinde uzun zamandır çalışılan projede kullanılmak üzere geliştirilen özel bir deney sistemi de bu nedenle tasarlanmıştır. Özel bir kesme kutusu düzeneği olarak tasarlanan ve CNS (Constant Normal Stiffness Direct Shear Test) olarak adlandırılan sistem daha sonra daha da geliştirilerek tekrarlı yükler altında çalışabilecek hale getirilmiştir. Şekil 3.7'de gösterilen bu test düzeneğine ise CCNS(Cyclic Constant Normal Stiffness Direct Shear Test) adı verilmektedir.



Şekil 3.8. Monash kaya kazık arayüz modeli (Seidel ve Collingwood, 2001)

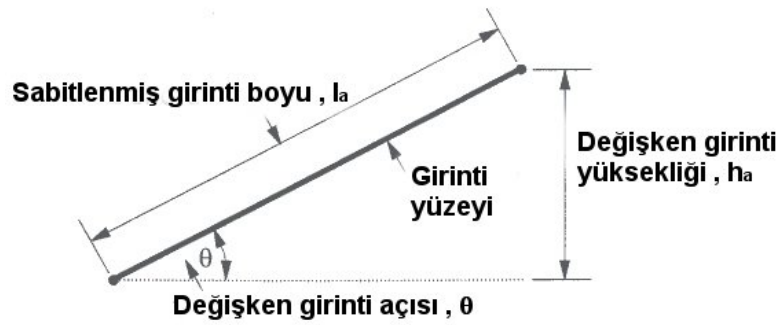
Johnston ve diğ.(1987)'den ve Johnston ve diğ. (1993)'ten bu deney sistemleri hakkında daha detaylı bilgi elde edilebilir. Bu deney düzeneği ile geliştirilen kazık-kaya arayüzünün modelinde üçgen biçiminde girinti ve çıkıntılardan oluşan bir yüzey tanımlanmıştır. Monash pürüzlülük modeli adı verilen arayüz Şekil 3.8'de verilmiştir. Modele esas olan tek bir girintinin geometrisi de Şekil 3.9'da görülmektedir. Bu geometriye göre girinti yüksekliğinin standart sapması (s_h),

$$s_h = l_a \sin(s_\theta) \quad (3.7)$$

olarak tarif edilmiştir. Formülde kullanılan s_θ terimi ise,

$$|\bar{\theta}| = \sqrt{\frac{2}{\pi}} s_\theta \quad (3.8)$$

denklemden elde edilebilir. $|\bar{\theta}|$ değeri girinti açılarının ortalamasının mutlak değeri olarak tanımlanmıştır.



Şekil 3.9. Girinti geometrisi (Seidel ve Collingwood, 2001)

Monash Üniversitesi bünyesinde Melbourne çamutaşı üzerinde yapılan çalışmalar sonucunda, bu kaya türü için bir pürüzlülük sınıflandırması oluşturulmuştur. Bu sınıflandırma sistemine göre üç tip pürüzlülük sınıfı vardır ;

- i) Pürüzsüz : standart kazı aletleri ile homojen kaya tabakalarında yapılan kazı sonucunda meydana gelen pürüzlülük derecesidir.
- ii) Orta pürüzlülükte : standart kazı teknikleri ile kazılmış ancak daha sonra traşlayıcılar (reamer) yardımı ile veya imalat esnasında değişik kazı basınçları kullanımı sebebiyle oluşan pürüzlülük derecesidir.
- iii) Pürüzlü : elle yapılan kazılarla, düzenli ana girintiler veya süreksizlikler oluşturularak elde edilir.

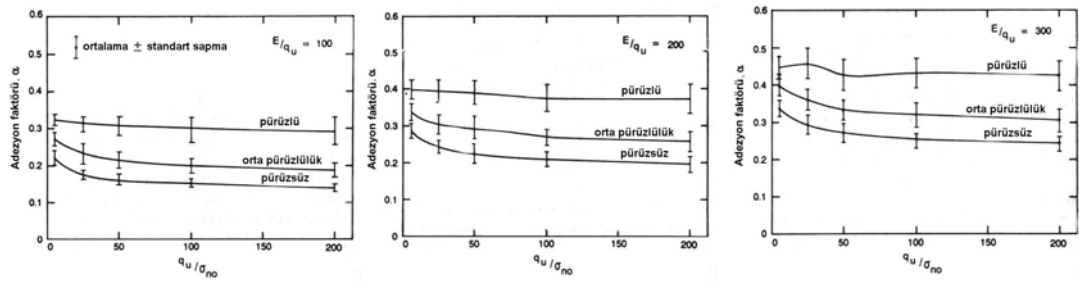
Melbourne çamurtaşı için oluşturulan bu sınıflandırmaya ait kriterler Tablo 3.5'te verilmiştir.

Tablo 3.5. Melbourne çamurtaşı için verilen pürüzlülük sınıflandırması parametreleri (Johnston ve diğ.,1993)

Parametreler	Melbourne Çamurtaşı için verilen soket değer aralıkları		
	Pürüzsüz	Orta pürüzlülük	Pürüzlü
i_m (derece)	10-12	12-17	17-30
i_{sd} (derece)	2-4	4-6	6-8
h_m (mm)	1-4	4-20	20-80
h_{sd}/h_m	0,35		
D (m)	0,5-2,0		
q_u (MPa)	0,5-10,0		
σ_{no} (kPa)	50-500		
E (MPa)	50-3000		

(i_m : ortalama girinti açısı, i_{sd} : girinti açılarının standart sapması, h_m : ortalama girinti yüksekliği, h_{sd} : girinti yüksekliklerinin standart sapması, D: soket çapı, q_u : serbest basınç mukavemeti, σ_{no} : şaft üzerindeki normal gerilme, E : elastisite modülü)

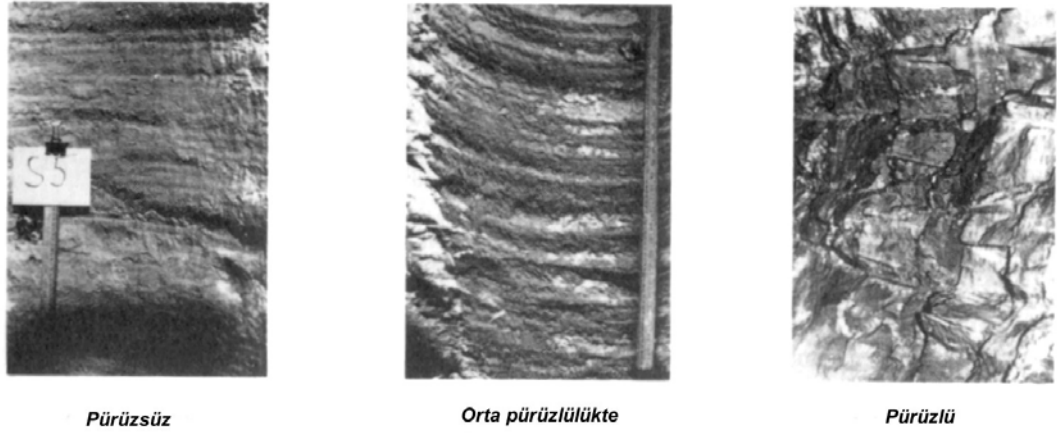
Bu sınıflandırmanın sonuçlarına bağlı olarak, çevre sürtünmesi değerinin belirlenmesinde kullanılacak olan adezyon faktörü (α) değerleri Şekil 3.10'dan elde edilebilir.



Şekil 3.10. Melbourne çamurtaşı için oluşturulmuş tasarım grafikleri

(Johnston ve diğ.,1993)

Aynı pürüzlülük sınıflandırma sistemine göre sınıflandırılmış örnek kaya kütlelerinin fotoğrafları Şekil 3.11'de verilmiştir.



Şekil 3.11. Melbourne çamurtaşı için geliştirilen pürüzlülük sınıflarına örnek soket resimleri (Johnston ve diğ.,1993)

Soket pürüzlülüğü için Pells ve diğ. (1980) tarafından verilen diğer bir sınıflandırma Tablo 3.6’da görülmektedir.

Tablo 3.6. Pürüzlülük sınıflandırması (Pells ve diğ.,1980)

Pürüzlülük Sınıfı	Açıklama
R1	Girinti yüksekliği 1.0 mm’den az olan pürüzsüz, düz yüzeyli soketler
R2	Girinti yüksekliği 1.0 mm ile 4.0 mm arasında, girinti genişliği 2.0 mm’den büyük ve girinti aralığı 50 mm ile 200 mm arasındaki soketler
R3	Girinti yüksekliği 4.0 mm ile 10 mm arasında, girinti genişliği 5.0 mm’den büyük ve girinti aralığı 50 mm ile 200 mm arasındaki soketler
R4	Girinti yüksekliği 10 mm’den büyük, girinti genişliği 10 mm’den büyük ve girinti aralığı 50 mm ile 200 mm arasındaki soketler

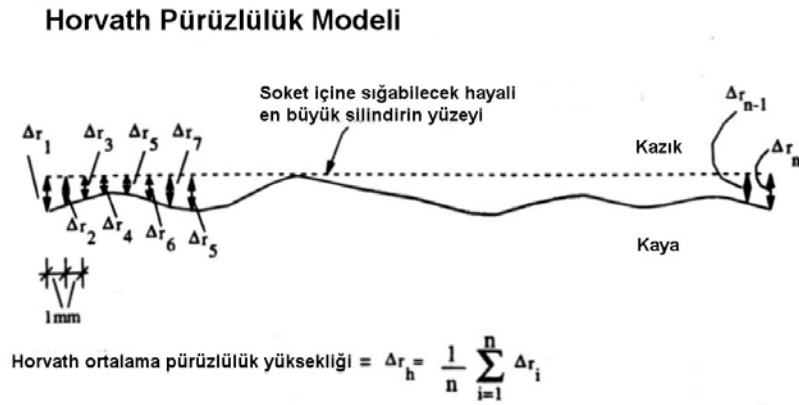
Horvath tarafından geliştirilmiş olan diğer bir pürüzlülük sınıflandırma sisteminde, tarif edilen pürüzlülük faktörü (RF) ;

$$RF = \frac{\Delta r_h}{r_s} \cdot \frac{L_t}{L_s} \quad (3.9)$$

olarak hesaplanabilir (Horvath ve diğ.,1983) . Bu denklemde, L_s , soket boyu, r_s , soket yarıçapı, r_h , ortalama pürüzlülük yüksekliği, L_t , soket boyu (pürüzlülükler dahil) olarak tarif edilmiştir. Pürüzlülük faktörüne bağlı olarak birim çevre sürtünmesi değeri (q_s) ;

$$\frac{q_s}{\sigma_{cw}} = 0,8(RF)^{0,45} \quad (3.10)$$

denklemini yardımı ile elde edilir. Burada, σ_{cw} , kaya veya kazık malzemelerinin serbest basınç mukavemetlerinin düşük olanı olarak tanımlanmıştır. Horvath tarafından verilen bu model için kabul edilen yüzey Şekil 3.12’de görülmektedir.



Şekil 3.12. Horvath pürüzlülük modeli (Seidel ve Collingwood, 2001)

Seidel ve Collingwood tarafından 2001 yapılan çalışmada ise yeni bir çevre sürtünmesi katsayısı tanımlanmıştır. Buna göre çevre sürtünmesi katsayısı (SRC) ;

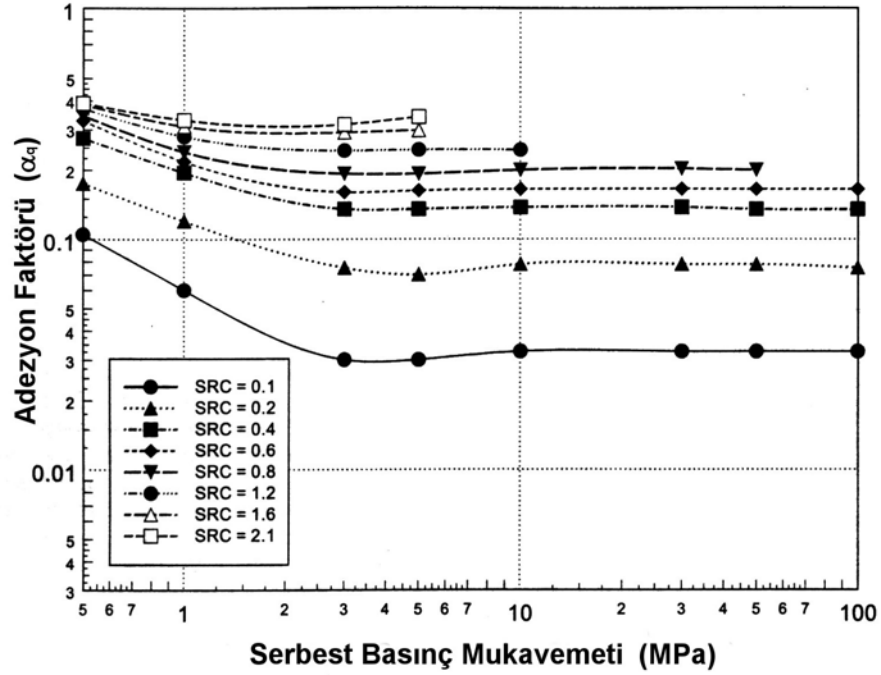
$$SRC = n_c \frac{n}{1+\nu} \frac{\Delta r}{d_s} \quad (3.11)$$

olarak verilmiştir (Seidel ve Collingwood, 2001). Bu tanıma göre, Δr , ortalama pürüzlülük yüksekliği, d_s , soket çapı, n_c , imalat yöntemi azaltma katsayısı (Tablo 3.7), n , kaya kütlelerinin elastisite modülünün serbest basınç mukavemetine oranı, ν , ise Poisson oranıdır.

Tablo 3.7. İmalat yöntemi azaltma katsayısı , η_c (Seidel ve Collingwood, 2001).

İmalat Metodu		η_c
Kazı sıvısı kullanılmayan imalatlar	İyi imalat tecrübesi ve yüksek düzeyde kontrollü imalatlar için (örneğin, soket duvarlarında herhangi bir kalıntı olmamalıdır)	1,0
	İmalat tecrübesi az olduğu zaman ve kontrol seviyesinin düşük olduğu imalatlar için (örneğin, soket duvarlarında kalıntı bulunabilir)	0,3-0,9
Bentonit çamuru kullanılan imalatlar	İyi imalat tecrübesi ve yüksek düzeyde kontrollü imalatlar için	0,7-0,9
	İmalat tecrübesi az olduğu zaman ve kontrol seviyesinin düşük olduğu imalatlar için	0,3-0,6
Polimer çamuru kullanılan imalatlar	İyi imalat tecrübesi ve yüksek düzeyde kontrollü imalatlar için	0,9-1,0
	İmalat tecrübesi az olduğu zaman ve kontrol seviyesinin düşük olduğu imalatlar için	0,8

Bu denklem sonucunda bulunacak SRC değeri kullanılarak Şekil 3.13'ten adezyon faktörü (α_q) belirlenir.

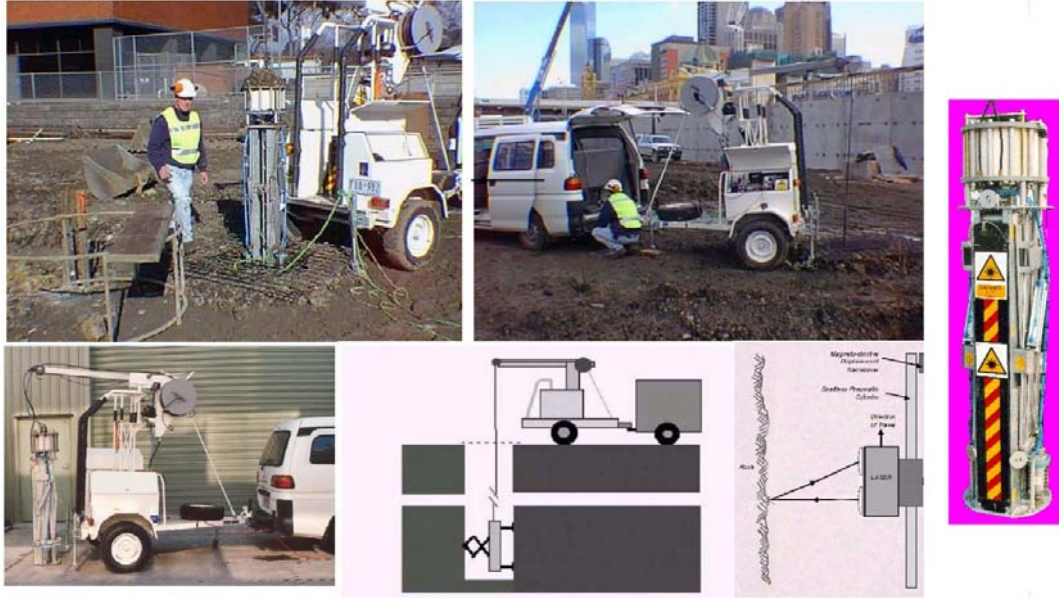


Şekil 3.13. SRC değerinin adezyon faktörü üzerindeki etkisi (Seidel ve Collingwood, 2001)

Nihai çevre sürtünmesi değeri ;

$$f_{su} = q_u \cdot \alpha_q \quad (3.12)$$

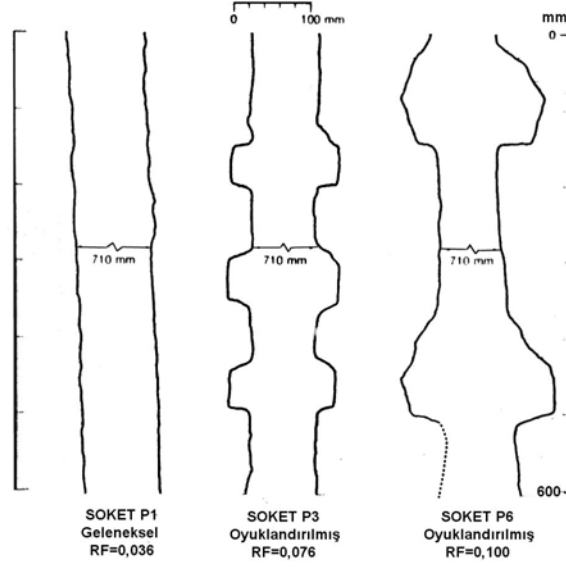
olarak elde edilir.



Şekil 3.14. SocketPro (Rocket v3, 2000)

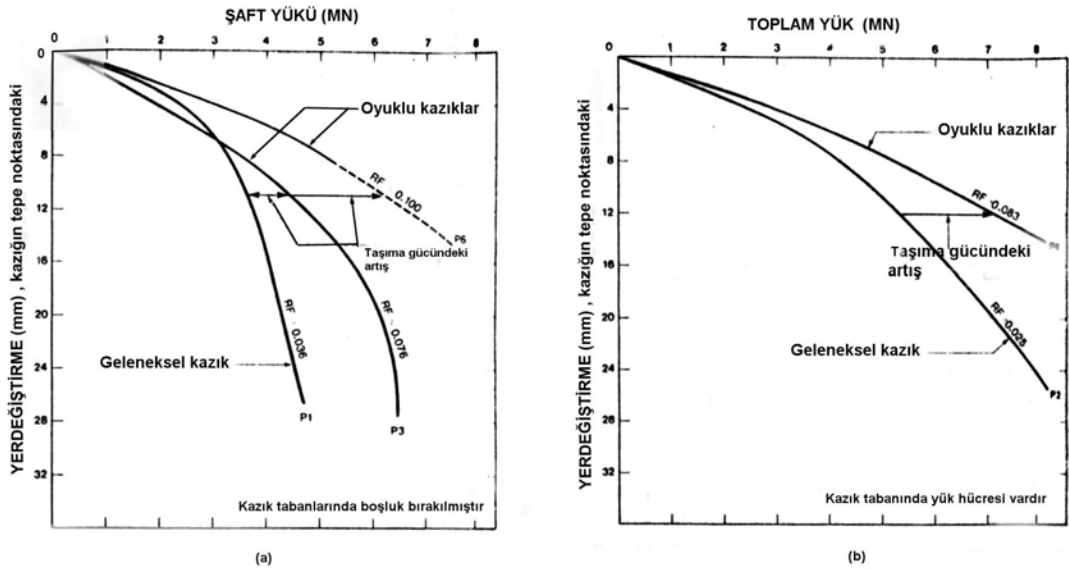
Soket pürüzlülüğünün ve temizliğinin görsel ve daha gerçekçi olarak belirlenmesi için SocketPro (Şekil 3.14) adlı cihaz Monash Üniversitesinden Dr. Julian Seidel tarafından geliştirilmiştir. Cihazın bünyesinde bulunan lazer uzaklık sensörü ve renkli kuyucu kamera sayesinde soket duvarının pürüzlülüğü belirlenmektedir. Cihaz hakkında geniş bilgi Rocket v3 adlı bilgisayar yazılımının kullanım klavuzunda ve Collingwood ve diğ. (1999)'da yer almaktadır.

Horvath tarafından verilen ampirik çevre sürtünmesi metoduna göre yapılan hesaplar sonucunda pürüzlülüğün ve pürüzlülük tipinin etkisi pürüzlülük faktörüne (RF) bağlı olarak Şekil 3.15'te görülmektedir (Horvath ve diğ., 1983)).



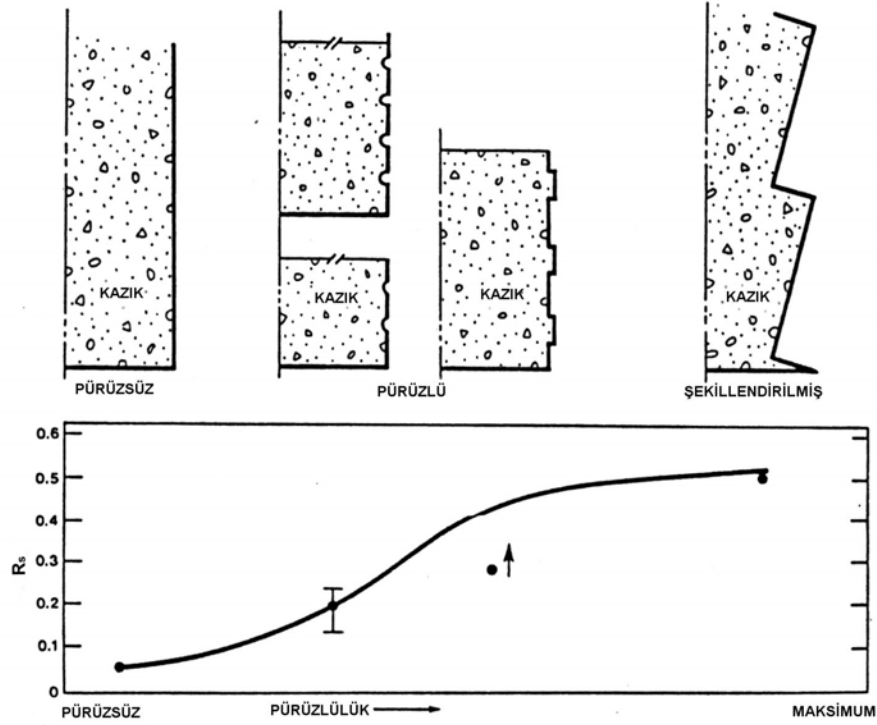
Şekil 3.15. Geleneksel kazıklarla, özel olarak oyuklu imal edilen kazıkların pürüzlülük açısından karşılaştırması (Horvath ve diğ. 1983)

Şekilde pürüzsüz bir soket ile, özel olarak üzerinde oyuklar imal edilen diğer kazıklar için pürüzlülük faktörü hesaplanmıştır. Ayrıca Şekil 3.16a ve Şekil 3.16b 'de özel olarak oyuk imal edilmiş kazıklar ile geleneksel metodlarla imal edilen kazıkların yük-deformasyon ilişkisi karşılaştırılmaktadır. Bu şekillerden Şekil 3.16a'da kayma soketi olarak çalışan kazıklara ait yük- yerdeğiştirme ilişkisi verilmiştir. Şekil 3.16b'de ise kazık tam soketli sistem olarak çalışmaktadır.



Şekil 3.16. Özel olarak oyuklu imal edilen kazıklarla geleneksel kazıkların yük-yerdeğiştirme ilişkisi a) Kayma soketi için, b) Tam soket için. (Horvath ve diğ. 1983)

Horvath ve Kenney (1979)'de verilen şekilde (Şekil 3.17) ise imal edilecek farklı pürüzlülük tipleri ile aynı çalışmada tanımlanan mukavemet oranı (R_s) arasındaki ilişki gösterilmektedir. Mukavemet oranı ile ilgili daha detaylı bilgi Horvath ve Kenney tarafından 1979 yılında, soketli kazıkların dizaynı için geliştirilen korelasyonun özetlendiği bölümde verilmiştir.



Şekil 3.17. Pürüzlülük ile Mukavemet Oranı (R_s) arasındaki ilişki
(Horvath ve Kenney,1979)

3.2.1.2. Kaya Tabakasının Dayanımı

Çevre sürtünmesi üzerine yapılan çalışmalar ve yükleme testleri sonucunda, çevre sürtünmesini kontrol eden parametrelerin en önemlilerinden birinin kaya tabakasının mukavemeti olduğu bilinmektedir. Bu nedenle geliştirilen metodların çoğunda kaya tabakasının serbest basınç mukavemeti ana kriter olarak göz önüne alınmaktadır. Bazı çalışmalarda (Örneğin, Horvath ve Kenney, 1979), kaya veya kazık malzemelerinden hangisi mukavemet bakımından zayıfsa o malzemenin serbest basınç mukavemetinin, çevre sürtünmesi hesabında baz olarak alındığı görülmektedir. Soketli kazıkların imalatında genellikle, kazığın (betonun)

mukavemeti kayanın mukavemetinden daha iyi olduğu için yine ana kriter olarak kaya tabakasının serbest basınç mukavemeti hesaplarda kullanılmaktadır.

3.2.1.3. Ayırışma Miktarı - Süreksizlikler

Soket yüzeyi içerisinde bulunacak ayrıışmış bir bölge ve süreksizlikler, o bölümde kaya-kazık bağının sağlam olarak kurulmasının önleyecektir. Yeterli dayanıma sahip olmayan bu bölge nedeni ile beklenen çevre sürtünmesi değeri oluşmayacak ve kazığın taşıma gücünde düşme söz konusu olacaktır. Bu nedenle soket yapılacak kayanın özelliklerinin tasarım aşaması öncesinde iyi bir şekilde belirlenmiş olması gerekmektedir. Böylece süreksizlikler veya ayrıışma zonları nedeniyle oluşacak mukavemet kaybı göz önüne alınabilmektedir. Rowe ve Armitage (1987) ve Williams ve diğ. (1980)'de verilen tasarım metodlarında kaya kütlesinde bulunabilecek süreksizlikler ve ayrıışma zonları hesaba katılabilmektedir.

Pells ve diğ. (1980)'den ve Thorn (1980)'den elde edilen deney sonuçlarına göre, aşağıdaki şartlar sağlandığı takdirde soketli kazıklar için yatay ayrıışma zonlarının kalan soket boyu itibarı ile herhangi bir problem oluşturmayaacağı belirlenmiştir;

- i) Ayrıışmış bölgedeki yumuşak malzeme soket duvarının diğer bölgelerine bulaşmamış olmalıdır.
- ii) Ayrıışmış bölümün toplam kalınlığı, soket boyunun % 15'ini aşmamalıdır (Williams ve Pells, 1980).

3.2.1.4. Kazı Tipi

Kazı tipinin soket çevre sürtünmesine doğrudan bir etkisi yoktur. Ancak kazı tipi, soketin pürüzlülüğüne önemli dercede etki etmektedir. Kullanılacak kazı aletleri ve bu aletlerin kullanım özelliklerinde yapılacak değişiklikler soket pürüzlülüğünün artmasına sebep olmaktadır. Bu da mobilize olacak çevre sürtünmesinin artmasına sebep olmaktadır.

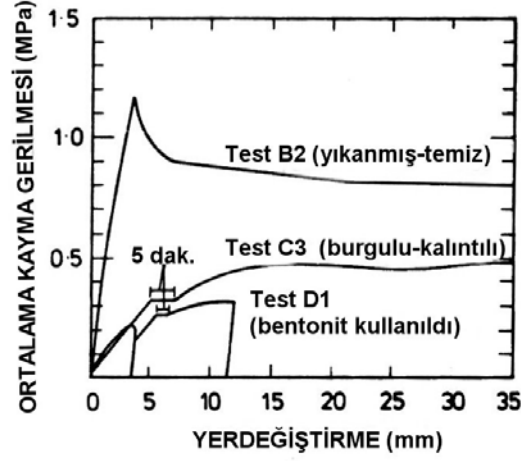
Williams ve Pells tarafından yapılan deneyler sonucunda, burgulu kazılarda kazı sonrasında shaft yüzeyinde kalan yumuşak kalıntıların da çevre sürtünmesini önemli derecede etkilediği belirlenmiştir. (Williams ve Pells,1980)

3.2.1.5. İmalat Metodu

Soketli kazıkların imalatında kazı esnasında veya beton dökümü sırasında kazık çukurunun stabilitesini sağlamak amacıyla bentonit çamuru veya diğer kazı sıvıları kullanılmaktadır. Bu tip durumlarda kaplama borusu kullanılmadı ise zemin ve kaya tabakaları üzerinde ‘filtre keki’ adı verilen bir tabaka meydana gelmektedir. Bentonit çamuru veya diğer kazı sıvıları ile dolu olan kazı çukurlarında imalata ara verildiği takdirde, süreye bağlı olarak bu tabakanın kalınlığı artmaktadır. Holden,1984’te verildiği üzere yapılan deneyler sonucunda kumtaşı veya çamurtaşı tabakalarında bu filtre keki tabakası 100 mm kalınlığa ulaşabilmektedir. Şaft yüzeyi pürüzlü olsa bile, filtre keki tabakası soket duvarında oluşacak çevre sürtünmesi değerini düşürebilmektedir (Rowe ve Armitage,1987b). Bu nedenle imalat esnasında bentonit çamurunun şaft içinde birkaç saatten fazla tutulmaması gerekmektedir. Bu süre içinde oluşan filtre keki tabakasının kalınlığı ince olduğu için beton dökümü sırasında basınç etkisiyle soket yüzeyinden dökülmektedir.

Bentonit bulamaçlı kazı ile burgulu kazıların çevre sürtünmesi üzerindeki etkisi Williams ve Pells tarafından verilen grafikte (Şekil 3.18) görülmektedir. Kumtaşı tabakalarında bentonitle ve burgulu sistemle imal edilecek ve pürüzlülük kriterleri olarak 10 mm derinlik, 20 mm genişlik ve 100 mm aralık değerlerini sağlamayan soketli kazıklarda tahmin edilen çevre sürtünmesi değerlerinin %75 oranında azaltılması tavsiye edilmektedir.(Williams ve Pells, 1980)

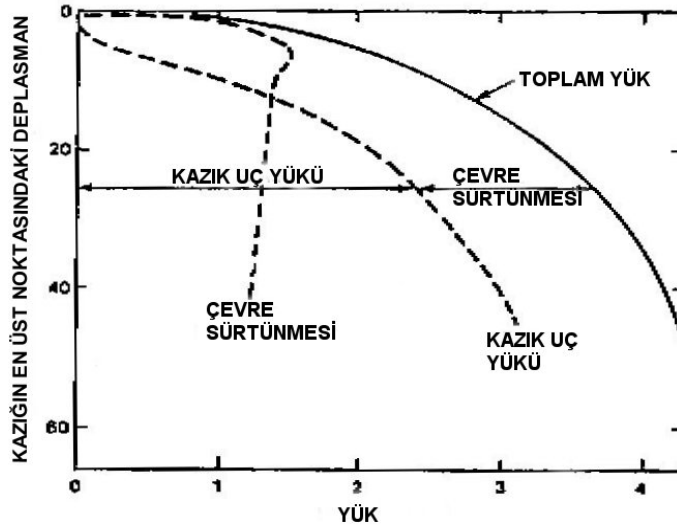
Bentonit çamuru nedeni ile oluşacak filtre tabakasının etkisi ve bu etkinin en aza indirilmesi için yapılması gerekenler hakkında daha detaylı bilgi Holden (1984) adlı kaynaktan elde edilebilir.



Şekil 3.18. Bentonit bulamaç kullanımının ve burgulu kazı sistemi nedeni ile oluşan kalıntıların kumtaşına soketli kazıklardaki etkisi (Williams ve Pells, 1980).

3.2.1.6. Yükün Şiddeti

Kazığa etkiyen yükün şiddeti , yük deformasyon ilişkisi için önem arz etmektedir. Sistemin elastik davranışı mı gösterdiği yoksa kayma (slip) olayının meydana gelip gelmediği taşıma gücü açısından önemlidir. Bunun sebebi çevre sürtünmesi veya uç mukavemetinin mobilize olma miktarları oluşacak deformasyonlara dolayısıyla uygulanan yükün şiddetine bağlıdır.



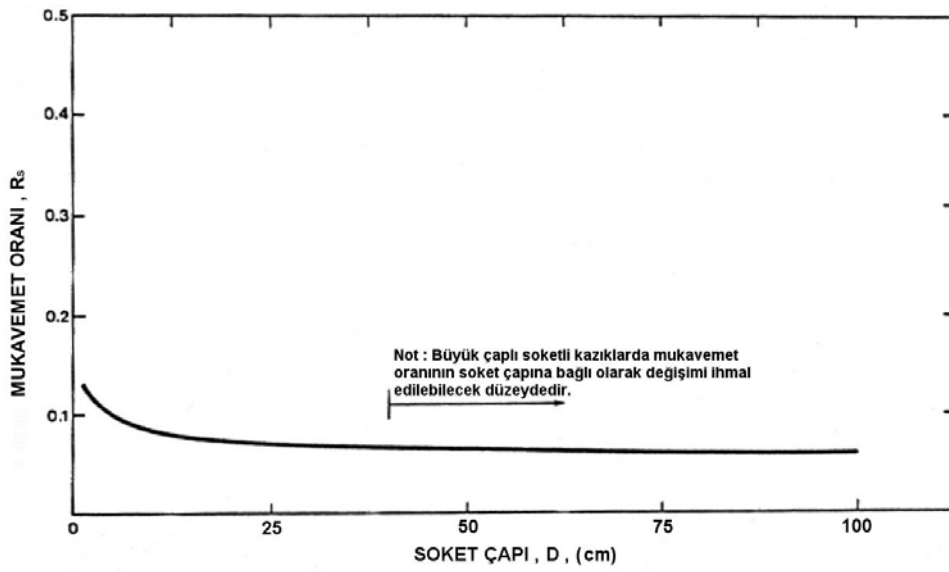
Şekil 3.19. Kayaya soketli kazıkların yük deformasyon ilişkisi (Horvath ve Kenney, 1979)

Şekil 3.19'de görüldüğü gibi yük deformasyon ilişkisinde düşük yük seviyelerinde mobilize olan çevre sürtünmesinin kazığın toplam taşıma gücündeki oranı oldukça

yüksektir. Ancak yük arttıkça lineer bölge geçilmekte ve kayma davranışı meydana gelmektedir. Bu noktadan sonra uç mukavemetinin oranı artmaktadır.

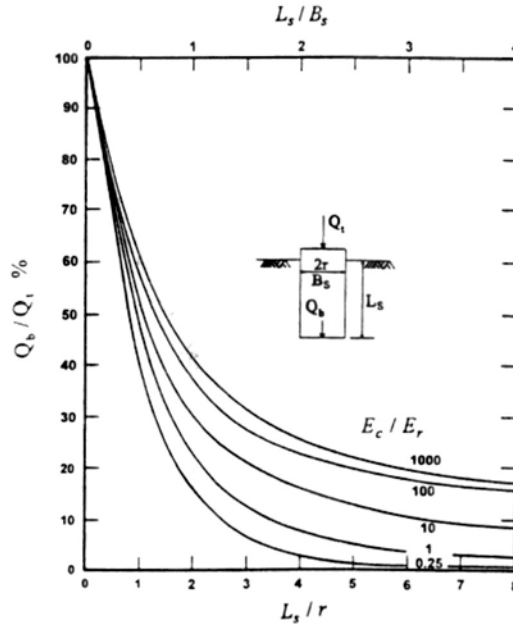
3.2.1.7. Soket Geometrisi

Soket çapının artmasıyla, mobilize olan çevre sürtünmesi için bir miktar azalma olduğu çeşitli araştırmacılar tarafından yapılan deneyler sonucunda belirlenmiştir (Horvath ve Kenney, 1979). Şekil 3.20’de görüldüğü gibi düşük çaplı kazıklarda, çevre sürtünmesinin soket çapı ile değişimi dikkate değer biçimde değişmektedir.



Şekil 3.20. Soket çapı ile Mukavemet oranı arasındaki ilişki
(Horvat ve Kenney, 1979)

Çevre sürtünmesinin mobilize olması için soket boyunun yeterli miktarda olması gerekmektedir. Soket geometrisi için “Canadian Foundation Engineering Manual, 1992”, soket boyunun soket çapına oranını 3 olmasını tavsiye etmektedir (Rowe,2001).



Şekil 3.21. Soket geometrisi ile kazığın yük dağılımı arasındaki ilişki (Pells ve Turner, 1979)

Pells ve Turner (1979) tarafından verilen (Şekil 3.21) grafikte soket geometrisi ile kazığa uygulanan yükün çevre sürtünmesi ile uç mukavemeti arasındaki dağılım oranının ilişkisi verilmektedir. Bu grafikte görüldüğü gibi çevre sürtünmesinin mobilize olması için en azından soket boyunun soket çapından daha fazla olması gerekmektedir.

3.2.2. Çevre Sürtünmesi Korelasyonları

Çevre sürtünmesi için geoteknik literatüründe önemli yer işgal eden ve en çok kullanılan korelasyonlar bu bölümde detaylı olarak verilecektir.

3.2.2.1. Williams ve Pells (1980) Korelasyonu

Kayaya soketli kazıkların yük aktarımı üç şekilde olabilir. Birincisi, yükün kazık ucu ile aktarılması, ikincisi yükün çevre sürtünmesi ile aktarılması ve üçüncü olarak bu iki bileşenin birlikte çalıştığı sistemdir. Yükün kazık ucu ile aktarılması büyük avantajlar sağlamakla birlikte bu sistemin oluşturulabilmesi için soket tabanının temizliğinin çok iyi bir şekilde yapılması ve gözlenmesi gerekmektedir. Aksi takdirde yumuşak ve sıkışabilir malzemeler bu ortamda kalırsa beklenenin üzerinde oturma meydana gelecektir. Kazığın imalatında böyle bir hassasiyet olması hem imalatı zorlaştırır hem de maliyeti arttırır. Özellikle kaya soketinin derinde bulunduğu sistemlerde imalat daha da zorlaşmaktadır. Bu noktada yükün çevre

sürtünmesince taşınması hem daha ekonomik hem de daha güvenilir sonuçlar verecektir. Çevre sürtünmesi esas alınarak yapılması düşünülen kazıkların tasarım aşamasında esas nokta, kazığın birim çevre sürtünmesi değerinin belirlenmesidir. Bu değer çeşitli parametreler tarafından kontrol edilmektedir. Bu parametrelerin başlıcaları aşağıda kısaca özetlenmiştir.

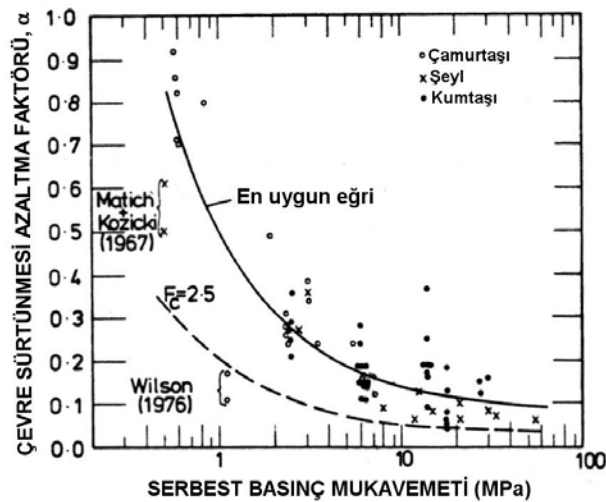
i) Kaya Kütlesinin Dayanımı

Kaya kütlesinin dayanımının çevre sürtünmesi üzerindeki etkisi göz önüne alınırken genelde kayanın serbest basınç mukavemeti (q_u) temel parametre olarak seçilmektedir. Arazide, çoğunluğu özellikle bu araştırma konusu üzerinde yapılan deneylerden elde edilen bilgiler ışığında serbest basınç mukavemeti ile birim çevre sürtünmesi arasında ampirik bir bağıntı bulunmuştur.

Bu ampirik yaklaşıma göre birim çevre sürtünmesi (f_{su});

$$f_{su} = \alpha \cdot q_u \quad (3.13)$$

olarak tarif edilmektedir. Bu formülde α çevre sürtünmesi azaltma faktörü olarak tanımlanmış ve kaya tabakasının serbest basınç mukavemetine bağlı olarak değişimi Şekil 3.22’de verilmiştir.



Şekil 3.22. Çamurtaşı, şeyl ve kumtaşı tabakalarında yapılan kazık yükleme deneylerinin sonuçları (Williams ve Pells , 1980)

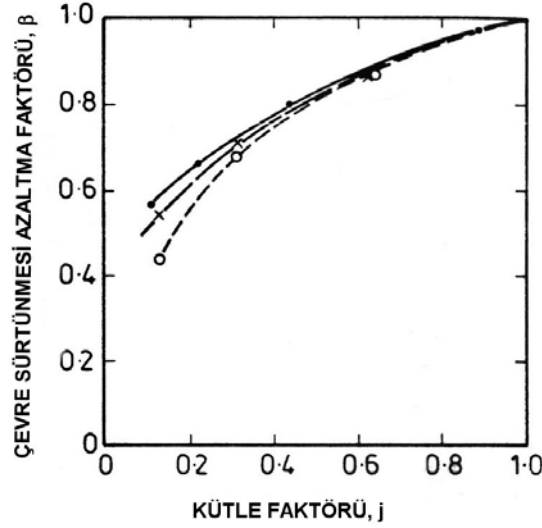
Şekil 3.22'deki grafikte düz çizgi ile verilen eğri, arazi deneylerinin sonuçlarına en uygun yaklaşımı vermektedir. Kesikli çizgi ile verilen eğri ise güvenlik sayısının (F_c) 2.5 olarak alındığı çözümü göstermektedir.

i) Soket Pürüzlülüğü

Şekil 3.22'de verilen arazi deneylerindeki, soket pürüzlülüğü geniş bir aralıkta değişmektedir. Bu nedenle α katsayısının içeriğinde bir miktar soket pürüzlülüğü etkindir. Ancak detaylı bir araştırma ile pürüzlülüğün etkisi göz önünde bulundurulmalıdır. Soket pürüzlülüğü genel olarak soket imalatına, kaya kütlelerinin dayanımına ve çatlaklılığına bağlı olarak değişmektedir. Kaya içerisindeki soket kazısının etkisi önemlidir çünkü farklı kazı tiplerinde oluşacak pürüzlülük önemli derecede farklılık göstermektedir. Kaya kazısının hızı da önemlidir çünkü özellikle sert kayalarda yapılan yavaş kazılarda soket duvarının pürüzlülüğü normalden daha da düşük seviyelerde olmaktadır. Ayrıca çatlaklılık arttıkça kazı sırasında oluşan kırıklıklar nedeniyle pürüzlülük artmaktadır. Soket pürüzlülüğünün belirlenebilmesi için soket duvarındaki girinti yüksekliği (S_h) ve girinti açısı (S_i) değerleri belirlenmelidir. Yapılan araştırmalar sonucunda çamurtaşı için ;

- Standart soketlerde girinti yüksekliği 1,8 mm ile 5,4 mm arasında ve ortalama olarak 3,1 mm, girinti açısının ise 11° ile 17° arasında ve ortalama olarak 14° olması gerektiği belirlenmiştir,
- Pürüzlendirilmiş soketlerde ise girinti yüksekliğinin 8,8 mm ile 10,2 mm arasında ve ortalama 9,5 mm , girinti açısının ise 19° ile 25° arasında ve ortalama olarak 22° olması gerektiği belirlenmiştir.

Pells ve diğ. (1980) tarafından verilen pürüzlülük sınıflandırmasına göre R3 kategorisindeki bir soket duvarında girinti yüksekliğinin $S_h > 3\text{mm}$ ve girinti açısının $S_i > 14^\circ$ olması yeterlidir.



Şekil 3.23. Melbourne çamurtaşı için kütle faktörü (j_i) ile çevre sürtünmesi azaltma katsayısı (β) arasındaki ilişki ; • kısmen ayrılmış , × ileri derecede ayrılmış ve pürüzlendirilmiş , o ileri derecede ayrılmış ve normal pürüzlülükte (Williams ve Pells , 1980).

ii) Soket Geometrisi

Soket geometrisinin etkisi özellikle pürüzsüz yüzeyli soketlerde öne çıkar. Bu tip soketlerde ani göçme ve kaya-kazık arayüzünde şiddetli kayma mukavemeti düşüşleri ortaya çıkabilir (Rowe ve Pells, 1980). Çeşitli araştırmacıların yaptığı çalışmalar sonucunda 150 mm'den daha büyük çaplı soketlerde soket çapının etkisi ihmal edilecek seviyede kalmaktadır. Ayrıca ortalama maksimum çevre sürtünmesi değeri, soket boyu büyüdükçe artmaktadır.(Williams and Pells, 1980).

iii) Kaya kütesinin çatlaklılığı

Şekil 3.22'de, kaya kütesinin serbest basınç mukavemeti ile soket çevre sürtünmesi arasındaki bağıntıyı veren grafik, yataklanma düzlemleri sık, seyrek damarlı ve geniş aralıklarla yerleşmiş çatlaklara sahip kaya kütleleri için oluşturulmuştur. Bu nedenle kaya kütesindeki kırılanmanın hesaba katılması gerekmektedir. Bu noktada yeni katsayı olan çevre sürtünmesi azaltma katsayısı (β) tanımlanmaktadır. Bu değer kütle faktörü (j_i)'ye bağlı olarak değişimi Şekil 3.23'te verilmiştir. Kütle faktörü ise ;

$$j_i = \frac{E_m}{E_i} = \frac{\text{kaya kütesinin elastisite modülü}}{\text{herhangi bir süreksizlik içermeyen kaya kütesinin elastisite modülü}} \quad (3.14)$$

olarak tanımlanabilir. Bu durumda soket duvarında oluşacak maksimum birim çevre sürtünmesi ;

$$f_{su} = \alpha \cdot \beta \cdot q_u \quad (3.15)$$

olarak tanımlanmıştır. Bu metoda göre soketin nihai taşıma gücü ;

$$Q_{su} = \sum \alpha \cdot \beta \cdot q_u \cdot A_i \quad (3.16)$$

bağıntısı yardımı ile hesaplanır. α katsayısı Şekil 3.22'den , β katsayısı ise Şekil 3.23'ten alınacaktır. A_i değeri ise ilgili kaya tabakası içindeki soket bölümünün yüzey alanıdır. q_u değeri ise ilgili kaya tabakasının serbest basınç mukavemetidir.

Soketli kazığın izin verilebilir taşıma gücü ;

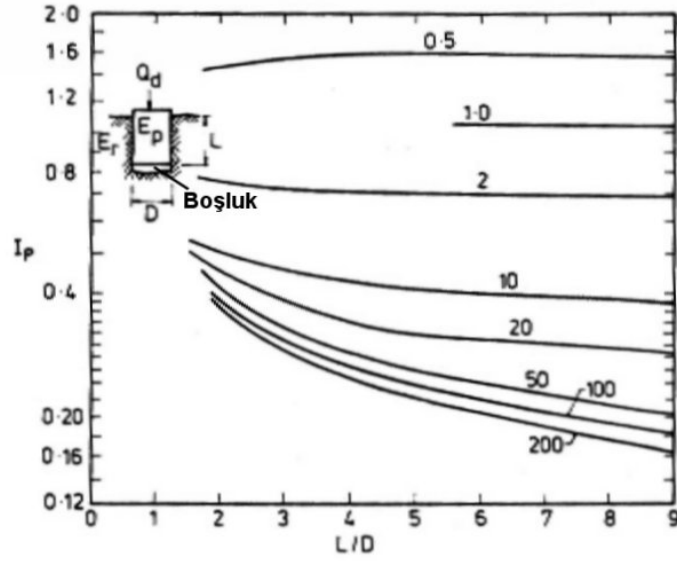
$$Q_d = \frac{Q_{su}}{F_c} \quad (3.17)$$

olarak hesaplanabilir. Şekil 3.22'de kesikli çizgi ile verilen eğri, güvenlik sayısının 2,5 olarak alındığı durum için geçerli bir çözümdür. Bu güvenlik sayısı yaklaşık olarak sıfır göçme riskini göstermektedir.

Taşıma gücü belirlendikten sonra oturma kriterininde kontrol edilmesi gerekir. Buna göre ;

$$\rho_d = \frac{Q_d}{E_m D} I_p \quad (3.18)$$

şeklinde tasarım oturma değeri hesaplanır. I_p , Oturma etki faktörü olarak tanımlanmış olup soket geometrisine bağlı olarak Şekil 3.24'de verilmiştir. Oturma kriteri içinde $F_p=2$ gibi bir güvenlik sayısı uygun olacaktır.

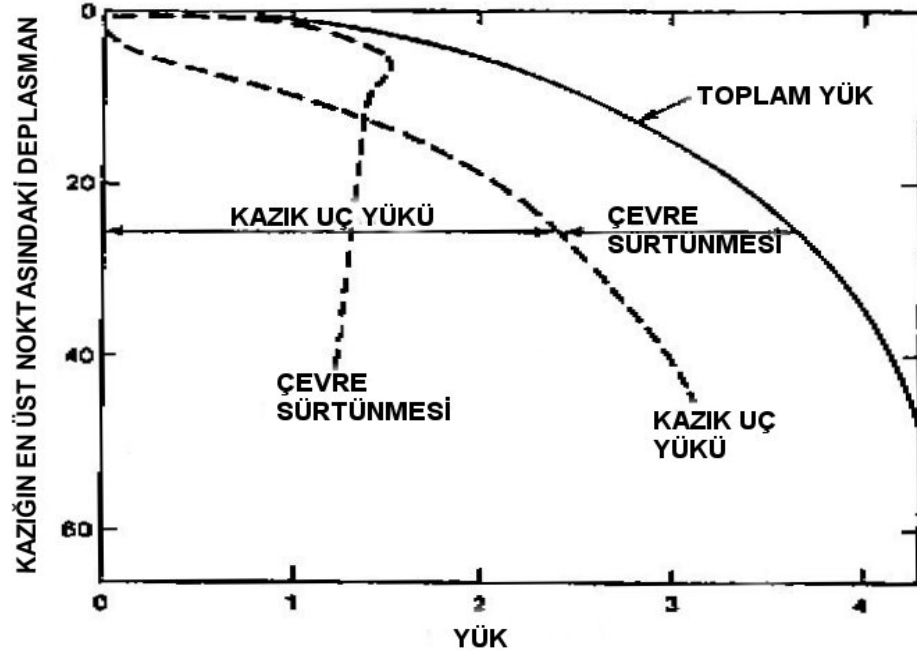


Şekil 3.24. Oturma etki faktörü, ($\nu_{\text{rock}}=0,25$, $K=E_p/E_r$) (Williams ve Pells , 1980)

Soketli kazıkların taşıma kapasitesinin belirlenmesi için geliştirilen bu metotta, kaya kütlesinin dayanımına, kazık-kaya arayüzünün pürüzlülüğüne ve kayanın deformasyon modülüne bağlı bir ampirik ifade ortaya çıkarılmıştır. Kayma soketi olarak (sadece çevre sürtünmesi etkin) şeyl, kumtaşı veya çamurtaşı tabakaları için bu metod kullanılabilir.

3.2.2.2. Horvath ve Kenney (1979) Korelasyonu

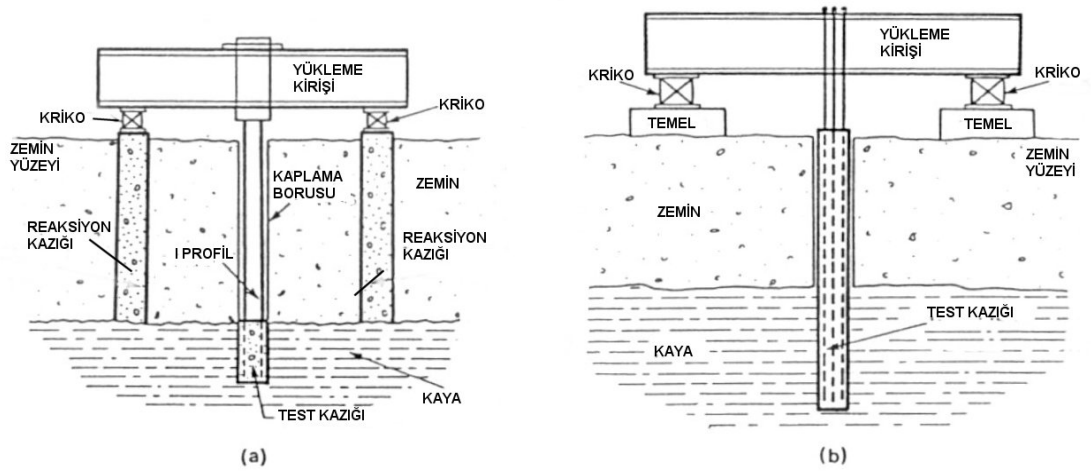
Kayaya soketli kazıkların yük transferi, kazık-kaya arayüzünde meydana gelen çevre sürtünmesi ve uç mukavemeti olmak üzere iki bileşen tarafından karşılanır. Analitik çalışmalar ve yükleme deneylerinin ışığında, deformasyon miktarına bağlı olarak toplam taşıma gücünün dikkate değer bir kısmının çevre sürtünmesi tarafından karşılandığı bilinmektedir (Şekil 3.25). Bu nedenle çevre sürtünmesinin nasıl meydana geldiğinin belirlenmesi daha da önem kazanmaktadır. Çevre sürtünmesi kaya-kazık arayüzünde meydana gelir. Bileşenlerinden birisi sürtünme kuvveti diğeri ise adezyon kuvvetidir.



Şekil 3.25. Soketli kazıkların yük-deplasman davranışı (Horvath ve Kenney,1979)

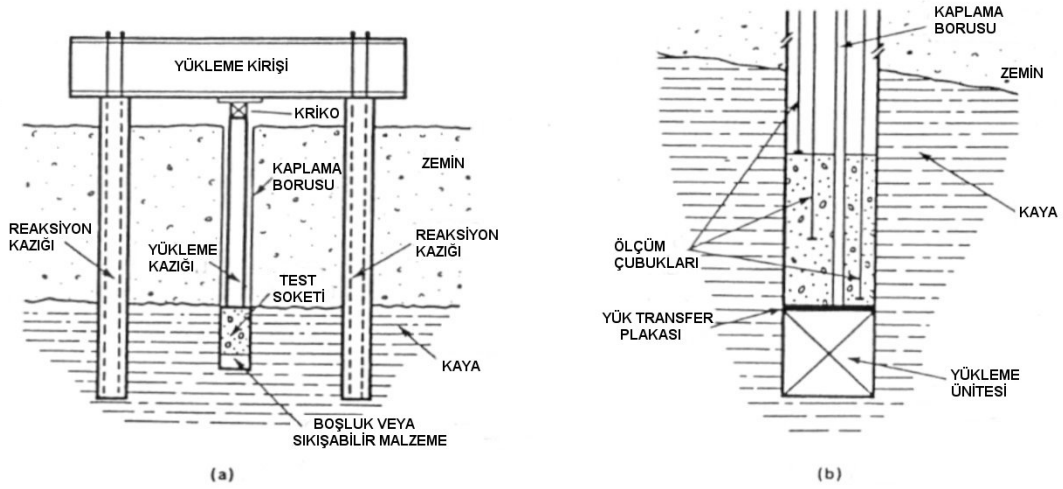
Bu çalışmada kullanılan deney sonuçları iki tip yükleme deneyinden elde edilen verilerdir. Bunlar ;

- i) Çekme deneyi: Bu tip deneylerde soket yüzeyinde sadece çevre sürtünmesi oluşur
- ii) Basınç deneyi: Bu tip deneylerde ise çevre sürtünmesi tek başına etkin olabilir ya da uç mukavemeti ile beraber çalışabilir.



Şekil 3.26. Tipik çekme deneyi düzenekleri (Horvath ve Kenney,1979)

Bu deneylere ait deney düzenekleri, Şekil 3.26 ve Şekil 3.27’de verilmiştir. Aynı kaya üzerinde yapılacak basınç ve çekme deneylerinin sonuçları değerlendirildiğinde, çekme deneyinden elde edilen çevre sürtünmesi değerinin basınç deneyinden elde edilen değerlere göre az da olsa daha düşük çıkması beklenebilir. Bunun nedeni basınç durumunda silindirik shaft yüzeyine etkiyen radyal normal gerilmenin, çevre sürtünmesinin sürtünmeye bağlı bileşenini artmasına sebep olmasıdır. Ancak bu çalışmada, bu farklılık göz önüne alınmayıp her iki deneyin sonuçları birlikte değerlendirilmiştir.



Şekil 3.27. Çevre sürtünmesinin doğrudan elde edildiği basınç deneyleri ;
a) tipik basınç deneyi, b) Yüklemenin kazık tabanından yapıldığı deneyler
(Horvath ve Kenney, 1979)

Çalışmada kullanılmak üzere 40 farklı kaynaktan deney sonucu alınmıştır. Ağırlıklı olarak Avustralya, Kanada, İngiltere ve Amerika Birleşik Devletleri’nde olmak üzere, 50’nin üzerinde farklı yerde yapılan kazık yükleme deneyleri ve kaya ankrajı deneylerinin özeti Tablo 3.8.’de verilmiştir. Kaya soketi çapları ise değişkenlik göstermektedir ve üç farklı grupta sınıflandırılabilir,

- i) Büyük çaplı kazılar $\Rightarrow D > 410 \text{ mm}$ (16 inç)
- ii) Küçük çaplı kazıklar $\Rightarrow D < 410 \text{ mm}$ (16 inç)
- iii) Kaya ankrajları $\Rightarrow \text{Uzunluk}/\text{Çap} > 10$.

Tablo 3.8. Analizde kullanılan yükleme deneylerinin dağılımı
(Horvath ve Kenney,1979)

Testin tanımlaması	Çevre sürtünmesinin doğrudan ölçüldüğü deney sayısı		Çevre sürtünmesinin dolaylı olarak elde edildiği deney sayısı	Herhangi bir sınıfa girmeyen deney sayısı
	Çekme deneyi	Basınç Deneyi		
Büyük çaplı kazıklar*	8	20	13	8
Kaya ankrajları*	21	-	-	-
Küçük çaplı kazıklar*	1	26	-	-
Küçük çaplı kazıklar**	4	46	-	-

* Arazi deneyleri

** Laboratuvar deneyleri

Geoteknik literatüründe, soketli kazıkların çevre sürtünmesi konusu üzerinde en fazla çalışılan kayalar, şeyl, silttaşı ve çamutaşdır. Yapılan analiz sonucunda, kaya türlerine bağlı olarak tespit edilen, serbest basınç mukavemeti ve oluşan çevre sürtünmesi değerleri Tablo 3.9’da özet halinde sunulmuştur.

Tablo 3.9. Kaya türleri ve mukavemet parametreleri (Horvath ve Kenney,1979)

Kaya Tipi	Deney Sayısı	Serbest Basınç Mukavemeti (MPa)	Mobilize Olan Çevre Sürtünmesi (MPa)
Şeyl veya Çanmurtaşı	50	0,35-110	0,12-3+
Kumtaşı	8	7-24+	0,52-6,5
Kireçtaşı veya Kireç	17	1-7+	0,12-2,8+
Volkanik	4	0,35-10,5+	0,12-6,3
Metamorfik	8	-	0,47-1,9+

Geliştirilen ampirik metotta çevre sürtünmesinin hesabında kullanılan hakim serbest basınç değeri (f_w'), kaya veya kazık (beton) malzemelerinden hangisi mukavemet bakımından daha zayıf ise o malzemenin serbest basınç mukavemeti olarak tanımlanmıştır. Yapılan analiz sonucunda çevre sürtünmesi değeri olarak ;

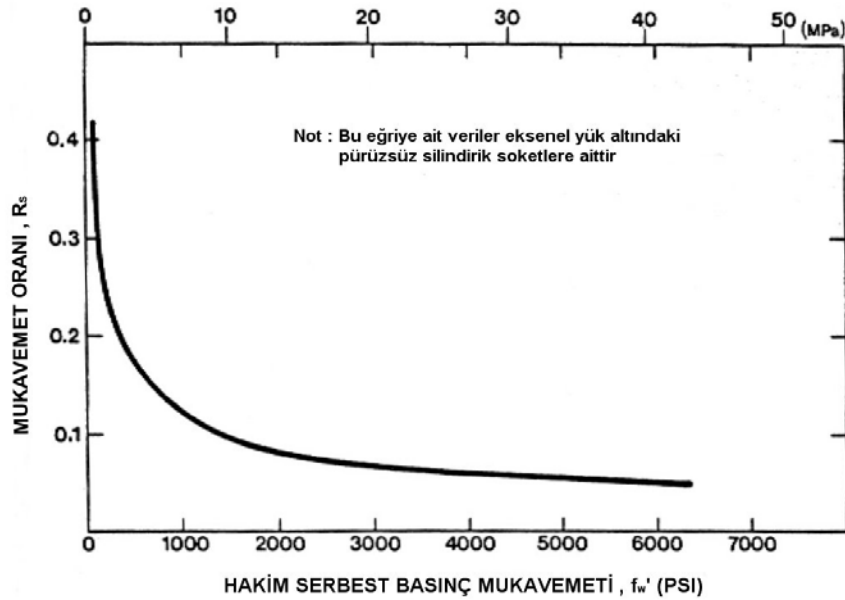
$$f_{su} = a \cdot \sqrt{f_w'} \quad (3.19)$$

olarak tarif edilmiştir. Bu ifadedeki çevre sürtünmesi ve hakim serbest basınç mukavemeti (f_w') değerleri, 'MPa' cinsinden olmak üzere, a katsayısı soket çapına bağlı olarak;

- Büyük çaplı kazıklar için $\Rightarrow a = 0,2$ ila $0,25$ arasında
- Küçük çaplı kazıklar için $\Rightarrow a = 0,25$ ila $0,33$ arasında

seçilebilir. Bu ampirik ifadeye bağlı olarak mukavemet oranı (R_s) ;

$$R_s = \frac{f_{su}}{f_w'} \quad (3.20)$$



Şekil 3.28. Mukavemet oranı ile hakim serbest basınç mukavemeti arasındaki ilişki (Horvath ve Kenney, 1979)

şeklinde ifade edilmektedir. Bu değerin alabileceği değerler hakim serbest basınç mukavemetine bağlı olmak üzere Tablo 3.10’da özetlenmiştir. Ayrıca mukavemet oranının (R_s), hakim serbest basınç değeri ile arasındaki ilişki Şekil 3.28’da verilmiştir.

Tablo 3.10. Mukavemet oranı değerleri (Horvath ve Kenney,1979)

Hakim serbest basınç mukavemeti (f_w') (MPa)	Mukavemet oranı (R_s)
$f_w' < 3,5$	$0,2 < R_s$
$3,5 < f_w' < 17$	$0,1 < R_s < 0,2$
$17 < f_w'$	$0,025 < R_s < 0,1$

3.2.8.3. Kulhawy ve Phoon (1993) Korelasyonu

Bu çalışmada, oluşturulan arazi yükleme deneyleri veritabanından hareket ederek kohezyonlu zemin ve kaya tabakalarında inşa edilen kazıkların eksenel çevre sürtünmesi değeri için bir korelasyon verilmiştir. Yükleme deneylerinin dokümantasyonu sınırlı olduğu için toplam gerilmeler kullanılmıştır. Zemin ve kaya tabakaları için ayrı ayrı analizler yapılmıştır.

Kaya tabakasındaki çevre sürtünmesi korelasyonu için oluşturulan veritabanı Rowe ve Armitage (1984)’ten alınmıştır ve 18 farklı bölgede yapılan 67 yükleme deneyini kapsamaktadır. Ayrıca buna ek olarak Bloomquist ve Townsend (1991) ve McVay ve diğ.(1992)’de verilen 47 adet yükleme deneyi de analizlerde kullanılmıştır. Kay kütlesinin mukavemet bakımından sınıflandırılması Kulhawy ve diğ.(1991) tarafından önerilen ve Tablo 3.11’da görülen sınıflandırma sistemine göre yapılmıştır.

Tablo 3.11. Ayrışmamış kayaların mukavemetlerine göre sınıflandırılması
(Kulhawy ve diğ., 1991)

Kaya sınıfı	Zayıf	Orta	Sağlam
Serbest basınç mukavemeti (MPa)	0,5 - 20	20 - 100	>100

Soket tarafından taşınan ortalama birim çevre sürtünmesi değeri ;

$$f_s = \frac{Q}{A_s} \quad (3.21)$$

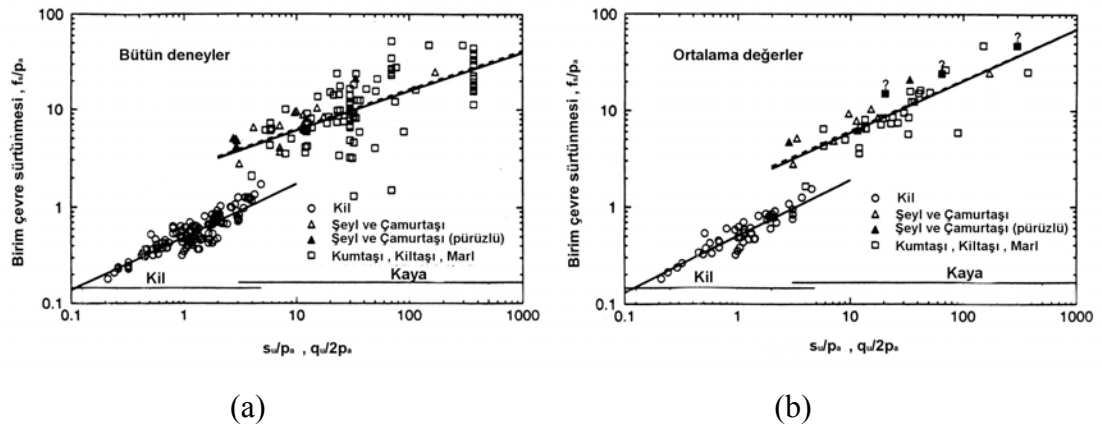
denklemini ile bulunmaktadır. Burada, Q, yük, A_s ise soket yüzey alanıdır. Soket yüzeyinde oluşacak drenajsız kayma mukavemeti (s_u) değeri;

$$s_u = \frac{f_s}{\alpha} \quad (3.22)$$

formülünden elde edilebilir. Bu denklemde kullanılan α katsayısı bilindiği gibi adezyon faktörü olarak tanımlanmaktadır. Bu denklemde drenajsız kayma mukavemeti kullanılacağı gibi kayaya soketli kazıklarda sıkça kullanılan serbest basınç mukavemeti değeride kullanılabilir. Bilindiği gibi serbest basınç mukavemeti ile drenajsız kayma mukavemeti arasında .

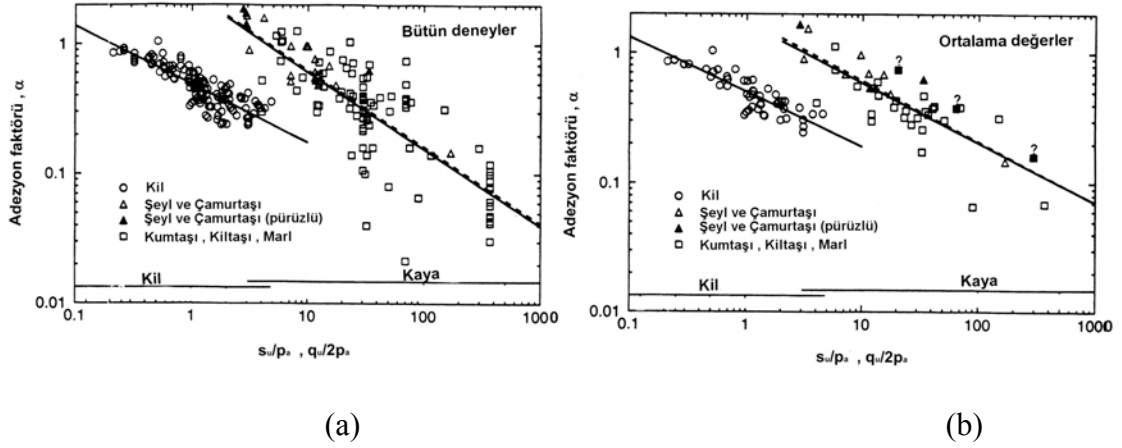
$$s_u = \frac{q_u}{2} \quad (3.23)$$

şeklinde bir bağıntı bulunmaktadır.



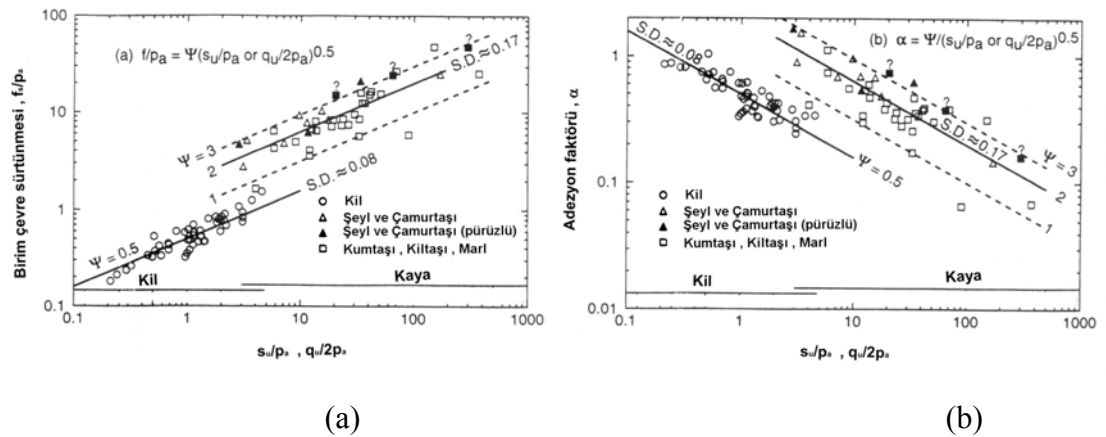
Şekil 3.29. Birim çevre sürtünmesi ile mukavemet arasındaki ilişki
(Kulhawy ve Phoon,1993)

Eldeki yükleme deneyi veritabanındaki veriler atmosferik basınç göre normalize edilerek logaritmik eksen takımında işlenirse birim çevre sürtünmesi için Şekil 3.29’da verilen grafikler elde edilir. Burada sözü geçen atmosferik basınç değeri için $p_a \approx 100$ kPa gibi bir değer kullanılmaktadır. Şekil 3.29a’da bütün arazi deneyleri işlenmiştir; Şekil 3.29b’de ise herbir bölge için ortalama bir değer hesaplanarak kullanılmıştır.



Şekil 3.30. Adezyon faktörü ile mukavemet arasındaki ilişki (Kulhawy ve Phoon,1993)

Adezyon faktörü için bu analiz tekrarlanmıştır ve elde edilen grafikler Şekil 3.30’da verilmiştir. Şekil 3.30a’da bütün deneyler işleme konulmuş; Şekil 3.30b’de ise herbir bölge için hesaplanan ortalama değerler kullanılmıştır.



Şekil 3.31. Birim çevre sürtünmesi ve adezyon faktörü için tasarım eğrileri (Kulhawy ve Phoon,1993)

Bütün bu analizler sonucunda çevre sürtünmesi için geliştirilen korelasyon şöyle ifade edilmektedir:

$$\frac{f_s}{p_a} = \kappa \left[\frac{s_u}{p_a} \text{ veya } \frac{q_u}{2p_a} \right]^{0,5} \quad (3.24)$$

ve

$$\alpha = \frac{\kappa}{\left[\frac{s_u}{p_a} \text{ veya } \frac{q_u}{2p_a} \right]^{0,5}} \quad (3.25)$$

κ katsayısı için alt sınır olarak 1, üst sınır olarak 3 alınabilir. Yüksek değerler çok pürüzlü ve yapay olarak pürüzlendirilmiş soketlerde kullanılmalıdır ve arazi verileri olmadan kullanılmamalıdır. Korelasyonun grafik ortamda gösterimi Şekil 3.31’de görülmektedir.

4. TASARIM METODLARI

Bu bölümde kaya tabakalarına soketli kazıkların tasarım yöntemleri ele alınacaktır. Bu hesap yöntemlerinin birbirlerine göre farklılıkları bulunmaktadır. Örneğin, Pells ve diğ. (1980) tarafından verilen tasarım yönteminde elastik durum göz önüne alınırken, Rowe ve Armitage (1984) ve Carter and Kulhawy (1988)'de ise kaya - kazık arayüzünde meydana gelebilecek kayma da göz önüne alınmıştır.

Söz konusu hesap yöntemleri ön tasarım amacıyla kullanılmalıdır. Arazi şartlarında yükleme deneyleri yapılarak yapılan tasarımın uygunluğunun kontrol edilmesi gerekmektedir. Bunun sebebi verilen hesap yöntemlerinin geliştirilmesinde gerçekleştirilen bir dizi arazi deneylerinin bütün kaya türleri için tam ve geçerli sonuçlar verememesidir.

4.1. Williams ve Diğ. (1980) Tarafından verilen Tasarım Metodu

Bu bölümde zayıf kaya tabakalarına soketli kazıkların tasarımı için geliştirmiş olan ampirik bir metod sunulacaktır. Metodun oluşturulması sırasında üzerinde çalışılan kaya türü Melbourne çamurtaşıdır. Bu kaya türü, nispeten yumuşak kaya özelliği göstermektedir. Melbourne çamurtaşı baz alınmasına rağmen, prensip olarak geniş bir aralıktaki diğer kaya türleri içinde bu metod kullanılabilir. Bu çalışmaya konu olan tasarım metodunun geliştirilmesi sırasında göz önüne alınan ana faktörler aşağıda kısaca anlatılmıştır;

i) Yükleme Tipi :

Büyük çaplı kazıkların çoğunun taşıdıkları yükün büyük bir kısmı ölü yüklerden oluşmaktadır. Yükleme sonrası sistemdeki boşluk suyu basıncının azalımı hızlı olacağı için (Johnston, Williams ve Chiu,1980) metodun oluşturulmasında direnajlı parametrelerin kullanımının, direnajsız parametrelere göre daha uygun olacağı düşünülmüştür..

ii) Tasarım Kriteri :

Yükleme deneyleri göçme yükünün, soketli kazıklar için tasarımda ana kriter olmayacağını göstermektedir. Bu nedenle gözönüne alınan kriter olarak izin verilebilir maksimum oturma değeri alınmıştır. Ancak taşıma kapasitesi de kontrol edilmektedir.

iii) Güvenlik Sayısı :

Yük taşıma kapasitesi ve oturma değeri için toptan göçme riskinin az olması sebebiyle güvenlik sayısı için tatminkar bir değer yeterli olmaktadır.

iv) Lineer Olmayan Davranış :

Melbourne çamurtaşında imal edilen kazıkların servis yükü seviyesindeki yükler için lineer olmayan bir davranış gösterdiği gözlenmiştir. Bu metod, elastik çözüme göre bir başlangıç yapmakta ancak daha sonra arazi deneylerinin ışığında çevre sürtünmesi ve uç direnci açısından lineer olmayan davranışı göz önüne almaktadır.

v) Mukavemet Parametreleri :

Bu metotta kullanılan mukavemet parametresi serbest basınç mukavemetidir (q_u). Bu değer yapılacak bir seri üç eksenli basınç deneyi sonuçlarının, hücre basıncı sıfır olacak şekilde yapılacak ekstrapolasyonuyla elde edilen serbest basınç mukavemeti değeridir.

vi) Genel Yaklaşım :

Bu metodun geliştirilmesi esnasında arazide yapılan yükleme deneyleri, laboratuvar çalışmaları ve teorik analizler göz önünde tutulmuş; başlangıç sayfasında elastik ancak daha sonra elasto-plastik bir davranışın olduğu varsayılmıştır.

Kazığın tasarımını yapmak amacı ile bir ampirik metod geliştirmek için öncelikle soketli kazıkların mühendislik davranışını etkileyen faktörlerin belirlenmesi gerekir. Bu nedenle arazide, sadece uç mukavemetinin mobilize olduğu 26 adet, sadece çevre sürtünmesinin mobilize olduğu 14 adet ve her iki bileşenin birlikte çalıştığı 4 adet

deney olmak üzere bir seri deney yazarlar tarafından yapılmıştır. Ayrıca daha önce yapılmış olan bazı çalışmaların verileri de analizde kullanılmıştır. Bu çalışmada kullanılan yükleme deneyleri için imal edilen kazıkların çapları 100 mm ile 1500 mm arasında değişmektedir. Deneylerin çoğunluğunda göçme durumu sağlanmıştır. Çevre sürtünmesine çalışan kazıkların tümü ile uç direncine çalışan kazıkların bazıları, göçme mekanizmalarının belirlenmesi amacı ile test sonrasında kazılmıştır.

Genel itibarı ile kayaya soketli kazıkların tasarımı yapılırken servis yüklerinin tamamının çevre sürtünmesi tarafından taşınması daha güvenilir sonuçlar verecektir. Bunun nedeni, uç direncinin mobilize olmasını engelleyebilecek sıkışabilir bir malzemenin soket tabanında kalma olasılığıdır.

4.1.1. Tasarım Metodu:

Yük transferinde hem uç mukavemetinin hem de çevre sürtünmesinin beraber çalıştığı tam soketli kazıklar için tasarım aşağıda verilen ampirik metodla yapılabilir.

1. Adım

Dizayn parametrelerinin seçimi ;

Tasarım yükü, Q_d ;

Kazığın (betonun) elastisite modülü, E_c ;

Kaya kütesinin elastisite modülü, E_m ;

Kayanın serbest basınç mukavemeti, q_u ;

İzin verilen maksimum oturma miktarı, ρ_m .

2. Adım

İlk işlem olarak maksimum çevre sürtünmesi değeri , mobilize olacak çevre sürtünmesine eşit olduğu kabul edilerek aşağıdaki gibi hesaplanır;

$$f_s = f_{su} = \alpha \cdot \beta \cdot q_u \quad (4.1)$$

Burada kullanılan denklem hakkında daha detaylı bilgi Williams ve Pells (1980) tarafından yapılan çalışmanın ele alındığı bölümde verilmiştir. Bu kabul sonucunda, soket boyu ;

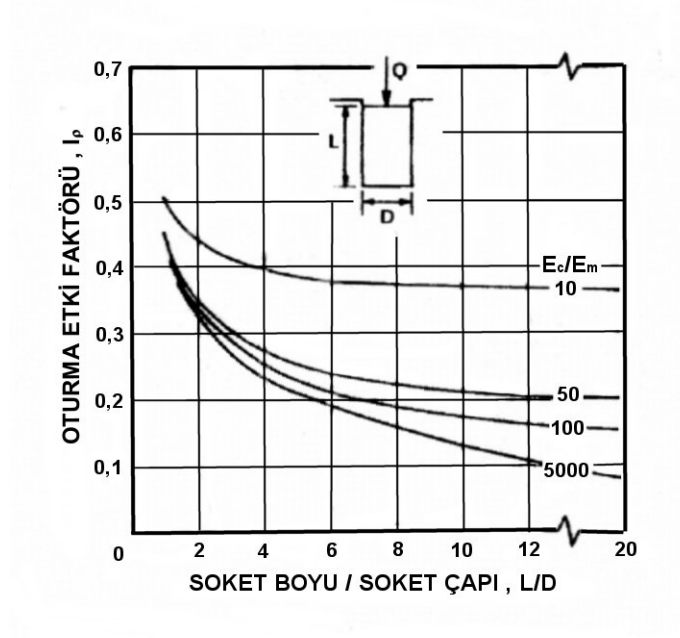
$$L = \frac{Q_d}{f_{su} \cdot \pi \cdot D} \quad (4.2)$$

olarak hesaplanabilir.

3. Adım

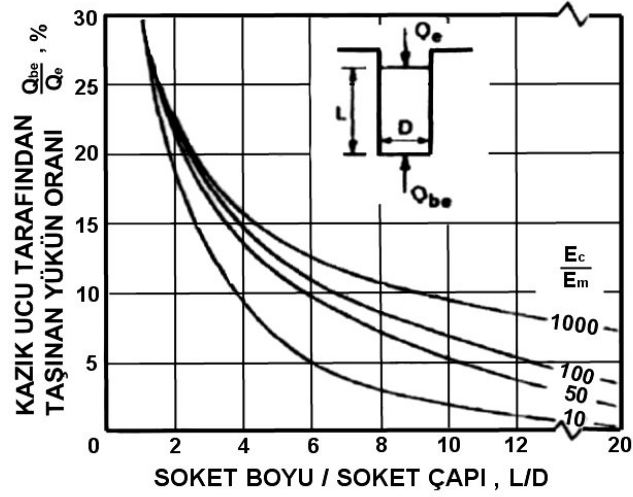
Toplam elastik yük (Q_e), Şekil 4.1 yardımıyla elde edilecek oturma etki faktörüne (I_p) bağlı olarak;

$$Q_e = \frac{\rho_m \cdot E_m \cdot D}{F_p \cdot I_p} \quad (4.3)$$



Şekil 4.1. Elastik oturma etki fakörü (I_p) (Donald, Sloan ve Chiu, 1980)

şeklinde hesaplanabilir. Bu formülde kullanılan oturmaya bağlı güvenlik sayısı (F_p) için 2 sayısı uygun bir değerdir. Buradan bulunacak toplam elastik yükün (Q_e), tasarım yüküne yakın olması durumunda soket boyu biraz arttırılarak, hesabın tekrarlanması daha doğru olacaktır.



Şekil 4.2. Kazık ucu tarafından taşınan elastik yükün oranı için tasarım eğrileri.
(Williams ve diğ. 1980)

4. Adım

Şekil 4.2’den, kazık geometrisine, kayanın ve kazığın elastisite modüllerine bağlı olarak verilen, kazık ucu ile taşınan tahmini elastik yükün (Q_{be}) toplam elastik yüke (Q_e) oranı elde edilebilir. Bu oran yardımıyla kazık ucu tarafından taşınan tahmini elastik yük (Q_{be}) hesaplanır. Bu değerin kazık kesit alanına (A_b) bölünmesi ile tahmini elastik uç gerilmesi (f_{be}) elde edilir.

5. Adım

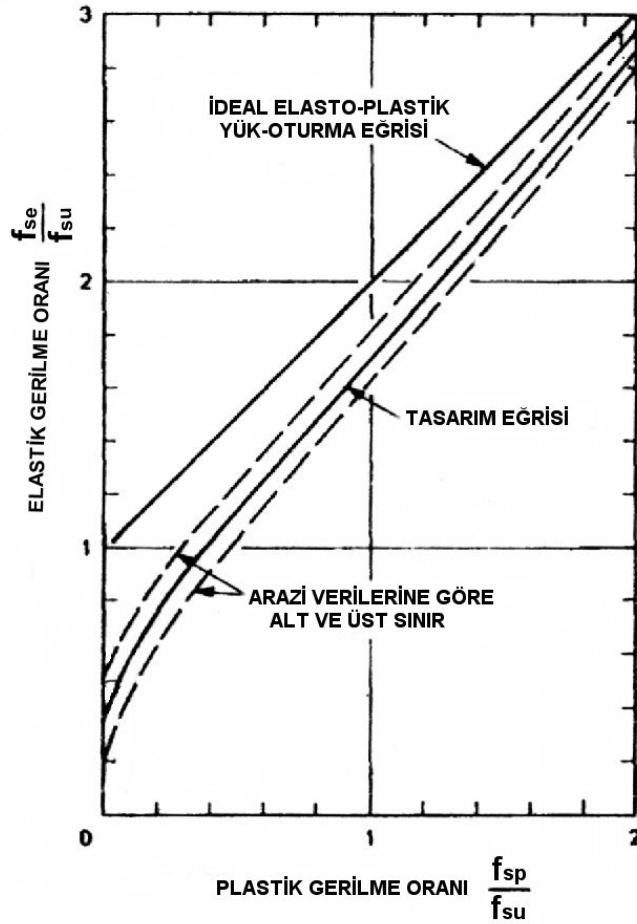
Soket çevre sürtünmesi tarafından taşınan elastik yük (Q_{se}) ise toplam elastik yükten (Q_e), kazık ucu tarafından taşınan elastik yükün (Q_{be}) çıkarılması ile bulunabilir. Tahmini elastik çevre sürtünmesi (f_{se}) ise çevre sürtünmesi tarafından taşınan elastik yükün (Q_{se}) soketin yüzey alanına (A_s) bölünmesi ile elde edilir.

6. Adım

Elde edilen değerler kullanılarak “ f_{se}/f_{su} ” oranı hesaplanır ve Şekil 4.3’ten bu değere karşılık gelen “ f_{sp}/f_{su} ” oranı okunur.

$$\frac{f_s}{f_{su}} = \frac{f_{se}}{f_{su}} - \frac{f_{sp}}{f_{su}} \quad (4.4)$$

denklemleri yardımı ile mobilize olan çevre sürtünmesi (f_s) değeri elde edilir. Bu denklemlerdeki ' f_{sp} ' ifadesi çevre sürtünmesi değerinin plastik bileşeni olarak tanımlanabilir. Daha sonra soket yüzey alanı (A_s) ile mobilize olan çevre sürtünmesi (f_s) çarpılarak kazığın çevre sürtünmesi tarafından karşılanan yükü (Q_s) elde edilir.



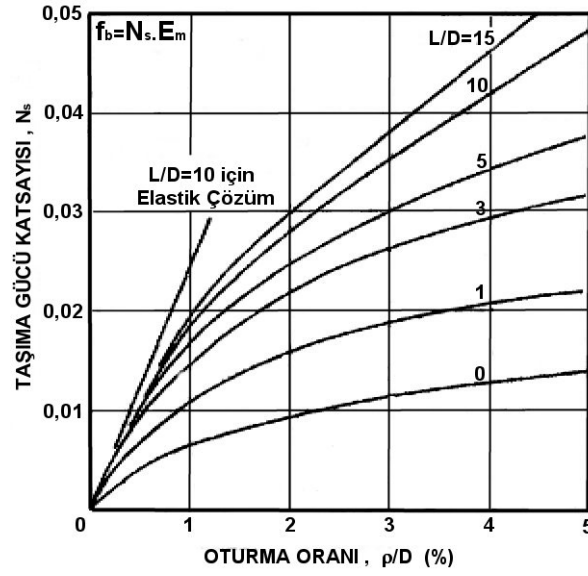
Şekil 4.3. Çevre sürtünmesi için normalize edilmiş tasarım eğrisi.

7. Adım

Şekil 4.4'te verilen, oturmaya bağlı taşıma gücü katsayısı (N_s), oturma oranının (ρ/D) %1 olması durumu için elde edilir. Bu değer kullanılarak;

$$f_{b1} = N_s \cdot E_m \quad (4.5)$$

eşitliğinden elde edilen ' f_{b1} ' değeri yardımı ile ' f_{be}/f_{b1} ' oranı hesaplanır. Bu orana karşılık gelen ' f_{bp}/f_{b1} ' oranı Şekil 4.5'ten elde edilir



Şekil 4.4. Taşıma gücü katsayısı (N_s) için oturma oranına (ρ/D) bağlı tasarım eğrileri.

8. Adım

$$\frac{f_b}{f_{b1}} = \frac{f_{be}}{f_{b1}} - \frac{f_{bp}}{f_{b1}} \quad (4.6)$$

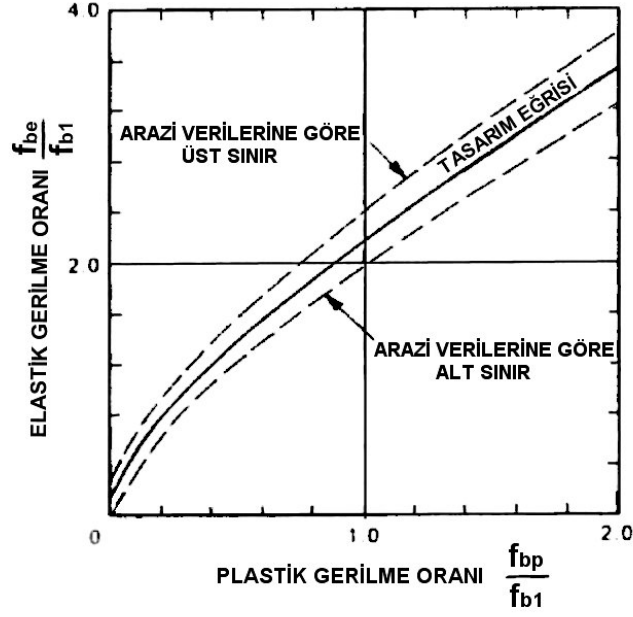
denklemini yardımı ile mobilize olan uç direnci (f_b) hesaplanır. Bu değerle kazığın kesit alanı (A_b) çarpılarak kazık ucu tarafından taşınılan yük (Q_b) elde edilir.

9. Adım

Kazık tarafından taşınılan toplam yük Q ,

$$Q = Q_s + Q_b \quad (4.7)$$

olarak bulunur. Bu değer tasarım yükünden (Q_d) büyük olması gerekir.



Şekil 4.5. Uç mukavemeti için normalize edilmiş tasarım eğrisi.

10. Adım

En son olarak kazığın taşıma kapasitesi açısından kontrol edilmesi gerekir. Bu kontrol için;

$$F_c = \frac{f_{su} \cdot A_s + f_{bu} \cdot A_b}{Q_d} \quad (4.8)$$

denklemini sonucunda elde edilen güvenlik sayısının (F_c) 3'ten büyük olması yeterlidir. Denklemden kullanılan ' f_{bu} ' terimi için "5q_a" değeri uygun bir değerdir.

4.2. Rowe ve Armitage (1984) Tarafından Verilen Tasarım Metodu

Zayıf kaya tabakalarına soketlenen kazıkların tasarımı için geliştirilen bu dizayn metodunda, kazığın;

- Belirlenen tasarım oturma kriterinin sağlanması,
- Göçmeye karşı yeterli miktarda güvenliğin olması,

esas iki ana kriter olarak göz önünde tutulmuştur. Bu tasarımda, servis yükü etkisinde kaya-kazık arayüzünde bir miktar kaymanın olacağı varsayılmaktadır.

Queenston şeyl tabakasına soketlenmiş iki kazık üzerinde yapılan deneylerin ve hesapların ışığında bu metod geliştirilmiştir.

4.2.1. Dizayn Kabulleri ve Sınırlandırmalar:

1. Yük eksenel ve statik olarak etkimektedir,
2. Yük hem uç mukavemeti hem de yanal çevre sürtünmesi tarafından taşınmaktadır,
3. Kazık ucu doğrudan taşıyıcı kaya tabakasına oturmaktadır. Herhangi sıkışabilir bir malzeme, kazık ile kaya arasında kalmayacak şekilde, soket kuyusu tabanı temizlenmelidir,
4. Şaft yüzeyinde herhangi bir malzeme (kaya parçaları, bentonit bulamacı..vb.) kalmayacak şekilde soket yan duvarları temizlenmelidir. Bu yüzeyde bulunan herhangi bir malzeme oluşacak çevre sürtünmesi değerini düşürebilir,
5. Şaft yüzeyinin pürüzlülüğü kazı sonrasında doğal olarak kalmalı ya da özel olarak pürüzlendirilmiş olmalıdır,
6. Yükleminin yapıldığı kazığın etki alanı içerisinde kaya kütleğinde, herhangi bir boşluk veya yarık olmamalıdır,
7. Kaya tabakasının elastisite modülü ve kazık-kaya arayüzünde meydana gelecek maksimum çevre sürtünmesi, ampirik yöntemler ile veya arazi yükleme deneyleri ile elde edilmiş olmalıdır.
8. Bu dizayn yöntemi geliştirilirken aşağıdaki durumlar göz önünde bulundurulmamıştır;
 - Tasarım yükü etkisinde zamana bağlı olarak gelişen, krip gibi davranışlar,
 - Kaya tuzu, jips...v.b. malzemelerin etkisi,
 - Ezilme, zımbalama ile esneklikten kaynaklanan göçmelerin oluşabildiği poroz kayalar.

4.2.2. Karşılaşılabilecek Jeolojik Durumlar

Yumuşak kayalar genellikle anizotropik, homojen olmayan, derinliğe bağlı olarak ayrışma miktarı değişen ve doğal olarak meydana gelen süreksizlikler (çatlaklar, ezilme bölgeleri, faylar ve yataklanma düzlemleri) içeren ortamlardır. Bu nedenle deformasyon ve mukavemet parametreleri hem kayanın kendi özelliklerine hem de süreksizliklerine bağlı olarak değişir. Bu sebeple ampirik korelasyonlar ile elde edilen

veya arazide sınırlı bir bölgede yapılan yükleme deneyleri sonucunda elde edilen tasarım parametrelerinin arazinin gerçek davranışını temsil edip etmediği konusunda dikkat edilmesi gerekir.

Pells ve diğ.1980, Horvath,1980 ve Rowe ve Armitage,1984 tarafından verildiği gibi, soket pürüzlülüğü, çevre sürtünmesi tarafından taşınan yük üzerinde dikkate değer bir etki yapmaktadır. Soket yüzeyinin pürüzlülüğü, jeolojik faktörlere, kısmen süreksizliklere ve soketin imalat metoduna bağlı olarak değişkenlik göstermektedir. Pells ve diğ.1980 tarafından verilen pürüzlülük sınıflandırması (Tablo 3.6) bu çalışmaya adapte edilerek kullanılmıştır. Horvath tarafından önerilen alternatif pürüzlülük sınıflandırması da Pells ve diğ.1980 tarafından önerilen sınıflandırma ile korele edilerek kullanılabilir.

Rowe ve Armitage 1984, gerçekleştirilen çok sayıdaki arazi deneylerinin ışığında sokette meydana gelecek maksimum çevre sürtünmesini ve kayanın deformasyon modülünü, kaya kütlelerinin serbest basınç mukavemetine bağlı olarak şöyle tariflemiştir;

$$\bar{\tau} = 0,45\sqrt{q_u} \Rightarrow \text{pürüzlülüğü R1,R2,R3 olan temiz soket} \quad (4.90)$$

$$\bar{\tau} = 0,60\sqrt{q_u} \Rightarrow \text{pürüzlülüğü R4 olan temiz soket} \quad (4.10)$$

$$E_r = 215\sqrt{q_u} \quad (4.11)$$

Burada :

$\bar{\tau}$: tahmin edilen çevre sürtünmesi

q_u : kayanın ortalama serbest basınç mukavemeti

E_r : kayanın tahmin edilen deformasyon modülü

olarak tanımlanmıştır. Bu korelasyonda bahsi geçen temiz soket kavramı, burgu izleri, bentonit veya kaya ile beton arasındaki bağı bozacak herhangi bir maddenin bulunmadığı soket olarak düşünülmüştür. Eğer arazide yükleme deneyi yapılmadı ise temiz olup olmadığı belirlenmeyen soketler için çevre sürtünmesi değeri ihmal edilebilir. Bu kabul, pürüzsüz yüzeyli soketler için uygun olup R3 ve R4 kategorisindeki soketler için konservatif bir değer alır. Bentonit bulamacın kullanıldığı durumlarda bu durum göz önüne alınmalıdır. Yapay olarak pürüzlendirilmiş soketlerde R4 pürüzlülüğündeki için verilen değer konservatif

olabilir. Daha yüksek çevre sürtünmesi değerleri yeterli veri ile desteklendiği takdirde kullanılabilir.

Çevre sürtünmesi ve deformasyon modülü değerlerinin tasarımda kullanılması için bir güvenlik sayısı ile çarpılması gerekmektedir. Bu güvenlik sayısı, çeşitli araştırmalar ışığında tasarım oturma değerinin aşılma olasılığına bağlı olarak Tablo 4.1’de verilmiştir. Tablo 4.1’de verilen her iki durumda, tasarım oturma değerinin iki katının aşılma olasılığı ise % 3 olarak hesaplanmıştır.

Tablo 4.1. Çevre sürtünmesi ve deformasyon modülü için güvenlik sayıları
(Rowe ve Armitage,1987b)

Tasarım oturma değerinin aşılma olasılığı	Güvenlik sayısı (f_τ , f_E)
% 30’dan düşük	0,7
% 11’den düşük	0,5

Kaya kütlelerinde yük etkisi altında meydana gelecek oturmaların büyük bir kısmı yapının inşaatı esnasında meydana gelir. Bu duruma istisna olarak krip durumu gösterilebilir. Sometin maksimum oturması yapıda meydana gelebilecek maksimum oturma değerinden kazığın kayaya soketli bölgesi dışındaki kısmının oturmasının çıkarılması ile elde edilir. Tasarım oturma değeri ise bu değerin yarısı olarak kullanılabilir.

Soketli kazıkların dizaynında oturma değerinden çok kazıklarda meydana gelebilecek farklı oturmalar daha fazla önem taşır. Genelde bütün kazıkların oturma değerlerinin aynı olacağı farzedilir. Bu nedenle tasarımın tüm inşa alanı için geçerli olup olmadığı çok iyi araştırılmalıdır.

Tasarımda kullanılacak bir faktör olan boyutsuz oturma değeri (I) ve bu hesapta kullanılan oturma aşağıda verilen bağıntılar yardımı ile hesaplanabilir.

$$I = \frac{\rho E_r D}{Q_t} \quad (4.12)$$

$$\rho = \frac{4L_e Q_t}{\pi D^2 E_p} + \frac{Q_t}{E_r D} I(RF)_\rho \quad (4.13)$$

Kaya tabakası üzerindeki dairesel temellerin taşıma kapasitesinin belirlenmesi amacıyla çok sayıda teori geliştirilmiştir (daha detaylı bilgi için Pells ve Turner(1980), Couetdic ve Barron (1975)). Bu teoriler tarafından sunulan değerler arasında önemli derecede farklılıklar bulunmaktadır. Bu farklılıklara rağmen, en düşük taşıma kapasitesi değerini veren teori üç güvenlik sayısı kullanılarak uygulansa dahi, kaya tabakası üzerindeki dairesel temeller için, izin verilebilir taşıma gücü değeri $2,7\sigma_c$ olarak hesaplanabilir.

Yumuşak kaya ($q_u < 30$ MPa) tabakalarına soketlenen kazıklarda aşağıdaki şartların sağlanması durumunda;

1. Soket boyunun en az kazık çapına eşit olması,
2. Ortalama σ_c serbest basınç dayanımına sahip, sağlam veya düşük seviyede ayrılmış kaya tabakasının, soket tabanından itibaren en az bir kazık çapı derinliğe kadar bulunması,
3. Soket altında kaya tabakası içinde herhangi bir çözülme boşluğu veya başka bir boşluk bulunmaması

tasarım için izin verilebilir taşıma gücü değeri olarak:

$$q_{ba} = q_u \quad (4.14)$$

nihai taşıma gücü olarak ise

$$q_{bm} = 2,5 q_u \quad (4.15)$$

olarak seçilebilir.

Bu dizayn metodu açısından çalışmanın ileri aşamalarında verilen grafiklerden elde edilecek uç gerilmesinin (q_b) izin verilebilir taşıma gücü değerinden düşük olması gerekmektedir. Ayrıca nihai taşıma gücü açısından, bazı güvenlik kriterlerinin sağlanması gerekmektedir. Buna göre “ q_{bu} ” değerinin nihai taşıma gücünden (q_{bm}) daha düşük olması gerekir;

$$q_{bu} = q_d - 4f \frac{L}{D} \bar{\tau} \quad \left(q_d \geq 4f \frac{L}{D} \bar{\tau} \right) \quad (4.16)$$

$$q_{bu} = 0 \quad \left(q_d < 4f \frac{L}{D} \bar{\tau} \right) \quad (4.17)$$

Bu formüllerde ;

q_d : soket üzerindeki dizayn yükü ki bu değer betonun izin verilebilir basınç dayanımından daha fazla olamaz,

L : soket boyu,

D : soket çapı,

τ : tahmin edilen çevre sürtünmesi

f_s : azaltma faktörü

olarak tariflenmiştir. f_s değeri dizayn aşamasında 0,3 olarak seçilebilir.

4.2.3. Tasarım Prosedürü

Yapılan çalışmalar sonucunda tam soket özelliklerini taşıyan bir soketli kazığın taşıma kapasitesinin bulunması amacıyla ampirik bir hesap metodu geliştirilmiştir. Bu ampirik metoda göre hesapta izlenecek hesap adımları şöyle sıralanabilir;

1. Adım:

Dizayn parametrelerinin seçimi;

Tasarım oturma değeri ρ_d [m],

Soket çapı D [m],

Eksenel yük Q_t [MN],

Kazığın elastisite modülü E_c [MPa],

Kayanın serbest basınç mukavemet. q_u [MPa].

2. Adım:

- a) Beklenen çevre sürtünmesi değerinin ve kayanın elastisite modülünün elde edilmesi; bu iki yolla yapılabilir.

i) Arazinin tamamında geçerli serbest basınç mukavemeti q_u değerine göre τ , E_r ve E_b değerleri hesaplanabilir.

ii) Eğer arazide yükleme testleri yapılmış ise daha gerçekçi olan bu değerler kullanılmalıdır.

- b) Elde edilen çevre sürtünmesi ve kayanın deformasyon değerleri f_t ve f_E faktörleri ile çarpılarak tasarım değerleri hesaplanır.

3. Adım:

Boyutsuz büyüklükler olan E_c/E_d ve E_b/E_r değerleri hesaplanır.

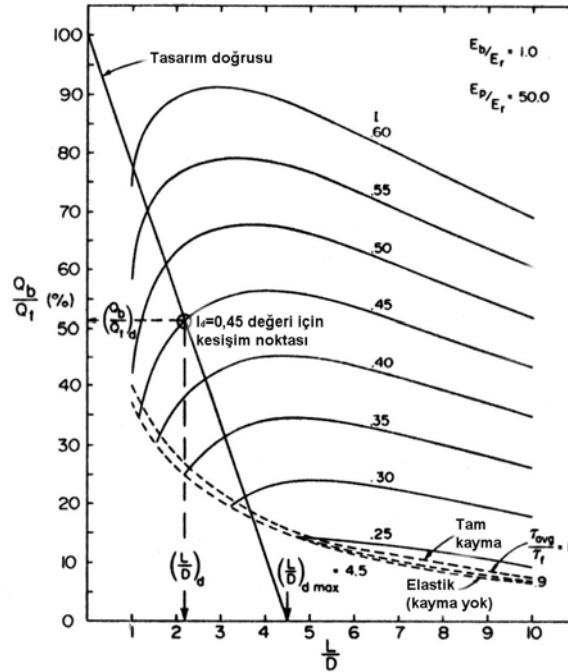
4. Adım:

- a) Yükün tamamının çevre sürtünmesi ile taşınacağı durum göz önüne alınarak boyutsuz maksimum soket uzunluğu hesaplanır.

$$\left(\frac{L}{D}\right)_{maks} = \frac{Q_t}{\pi D^2 \tau_d} \quad (4.18)$$

Tasarım oturma etki faktörü hesaplanır.

$$I_d = \frac{\rho_d E_d D}{Q_t} \quad (4.19)$$



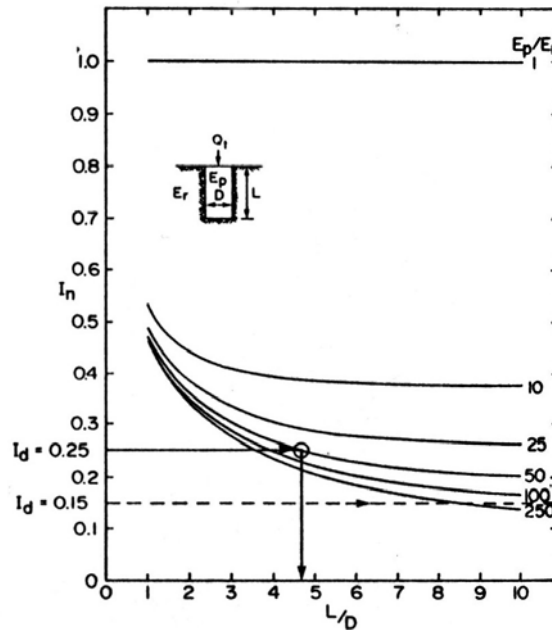
Şekil 4.6. Kaymaya izin verilen soketli kazıkların tasarımı, $E_b/E_r=1$
(Rowe ve Armitage, 1987b)

- b) Soket yüzeyi boyunca beklenen sıkışabilir / zayıf ayrılmış bölüm yüzdesi belirlenir.

5.Adım:

Rowe ve Armitage (1987a) tarafından verilen, elastisite modülü oranlarına bağlı olarak geliştirilen tasarım grafiklerinin (Ekler bölümünde verilmiştir) yardımı ile;

- a) Şekil 4.6.'da verildiği gibi ilgili tasarım grafiğinde $L/D=0$ ve $Q_b/Q_t=\%100$ noktasından $L/D=(L/D)_{maks}$ ve $Q_b/Q_t=\%0$ noktasına bir doğru çizilir.
- b) Bu doğrunun ilgili oturma etki faktörü eğrisini kestiği noktadan çizilen düşey doğrunun x eksenini kestiği nokta yardımı ile soket boyu hesaplanır. Aynı noktadan çizilen yatay çizginin y eksenini kestiği nokta yardımı ile ise uç yükünün, toplam yüke oranı elde edilebilir.



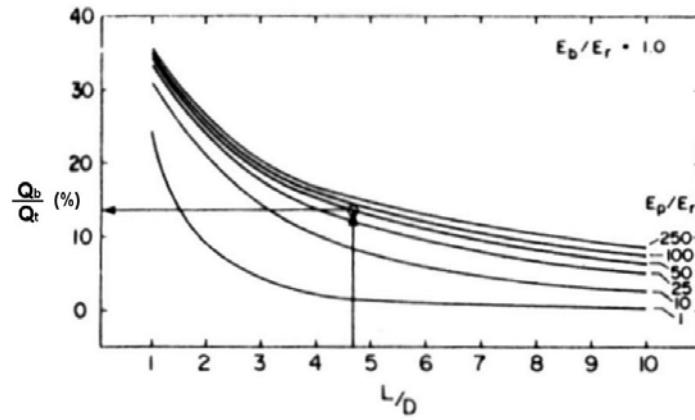
Şekil 4.7. Kaymaya izin verilmeyen tam soketli kazıkların tasarımı, $E_b/E_r=1$ (Rowe ve Armitage,1987b)

- c) Eğer çizilen doğru ile oturma etki faktörü eğrisi arasında bir kesişim noktası yakalanamıyorsa verilen boyutlar için kazığın tasarımının yapıp yapılamayacağı kontrol edilmelidir. Bu durumda Şekil 4.7'de verilen grafikte

' $I=I_d$ ' noktasından yatay bir doğru çizilir. ' E_p/E_r ' eğrilerinden geçerli olan eğri ile bu doğrunun kesiştiği nokta belirlenir.

i) Eğer bir kesişim noktası var ise sistem elastik olarak çözülebilir. Çözüm elastik olsa dahi soket yüzeyinde ihmal edilecek seviyede bir kaymanın oluşabileceği bilinmelidir. Bu kesişim noktasından çizilen düşey doğrunun x eksenini kestiği nokta yardımı ile soket boyu (L) hesaplanır. Şekil 4.8'de verildiği gibi ' L/D ' noktasından ilgili ' E_p/E_r ' eğrisine çizilen doğrunun kestiği noktanın yardımı ile yük dağılımı da belirlenir. Bu durumda 6. adıma geçilebilir.

ii) Eğer bu çözümde de kesişim noktası elde edilememiş ise soket çapının (D) yeterli olmadığı ortaya çıkar. Bu durumda yapılacak işlem ya soket çapının artırılarak yada tasarım oturma değerinin artırılarak işlemlerin yeni baştan yapılmasıdır.



Şekil 4.8. Kaymaya izin verilmeyen tam soketli kazıkların tasarımı, $E_b/E_r=1$ (Rowe ve Armitage,1987b)

6.Adım:

Bu adımda kazık uç yükünün belli bir güvenlikte kayanın izin verilebilir taşıma gücü değerini aşıp aşmadığı kontrol edilecektir.

$$q_t = \frac{Q_t}{(\pi D^2 / 4)} \quad (4.20)$$

$$q_{ba} = q_u \quad (4.21)$$

$$q_b = \left(\frac{Q_b}{Q_t} \right)_d q_d \quad (4.22)$$

$$q_b \leq q_{ba} \quad (4.23)$$

$$q_{bm} = 2,5 q_u \quad (4.24)$$

$$q_{bu} = q_d - 4 \left(\frac{L}{D} \right)_d f_s \bar{\tau} \quad (4.25)$$

$$q_{bu} \leq q_{bm} \quad (4.26)$$

- a) Eğer yukarıdaki iki denklem sağlanıyor ise sistem doğru olarak tasarlanmıştır.
- b) En az bir denklem sağlanamamış ise soket çapı veya soket boyu arttırılarak sistem tekrar çözülmelidir.

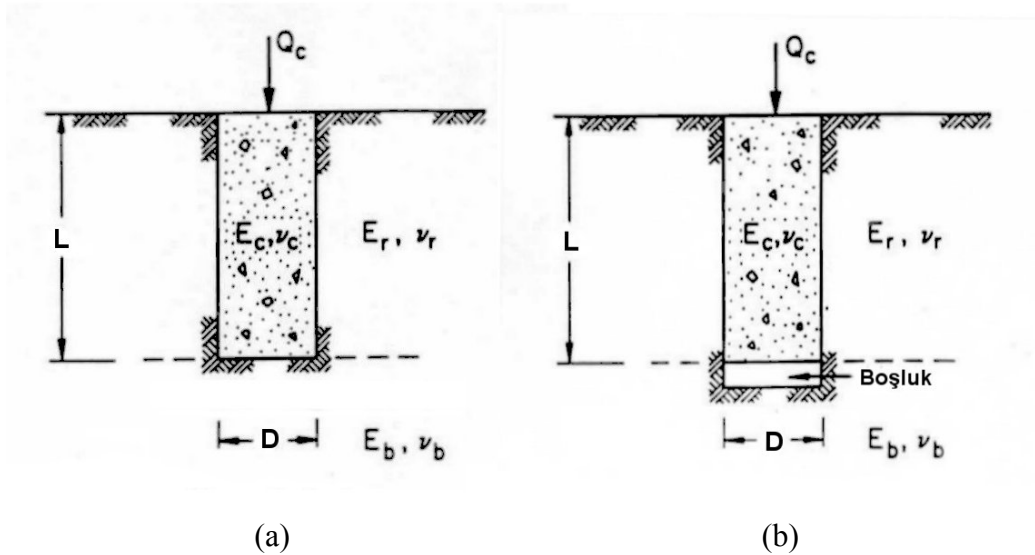
Soket şaftı bölgesinde kaya tabakasında ezilmiş bölge (seam) varsa bu durum çözümde göz önünde tutulmalıdır. Ayrıca kazık-kaya arayüzünde herhangi bir bağ bulunmayan bölge varsa buda dizayn yapılırken göz önünde tutulmalıdır. Bu iki durumda hesap aşamasında neler yapılması gerektiği Rowe ve Armitage (1987b)'de detaylı olarak anlatılmıştır.

4.3. Carter ve Kulhawy 1988 Tarafından Verilen Tasarım Metodu

Carter ve Kulhawy tarafından geliştirilen metotta kayma durumu da göz önüne alınmıştır. Soketli kazıkların yükleme mekanizmalarının belirlenmesi için sistemin yükleme durumuna , kazık ve kaya malzemelerinin rijitliklerine , soket tipine ve yükün şiddetine bağlı olarak analitik çözümler yapılmıştır. Bu çözümlerin sonuçları Carter ve Kulhawy tarafından Bell (1992)'de sunulmuştur. Bu bölümde, adı geçen kaynakta verilen metod özet olarak verilmiştir.

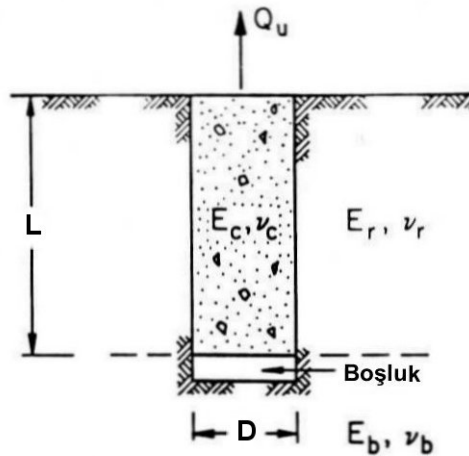
4.3.1. Yük Transfer Mekanizması

Soketli kazıkların düşey deplasmanlarının hesaplama tekniklerinin çoğunda, elastisite teorisi kullanılır. Buna göre Şekil 4.9 ve Şekil 4.10'da gösterildiği gibi kazık, kaya kütlesi tarafından çepeçevre sarılmış elastik bir kütle gibi kabul edilir. Yakın zamanda yapılan çalışmalardan biri olan Rowe ve Armitage(1987a,b)'da kazık kaya arayüzünde meydana gelebilecek kayma (slip) da göz önüne alınmıştır.



Şekil 4.9. Basınç etkisindeki soketli kazık tipleri , a) tam soket ; b) kayma soketi (Bell,1992)

Bu bölümde kazık-kaya arayüzünde meydana gelebilecek kaymanın oluştuğu ve oluşmadığı durumlar için çeşitli denklemler verilmiştir. Burada söz edilen kayma kavramı bu çalışmanın daha sonraki bölümlerinde daha ayrıntılı olarak açıklanacaktır.



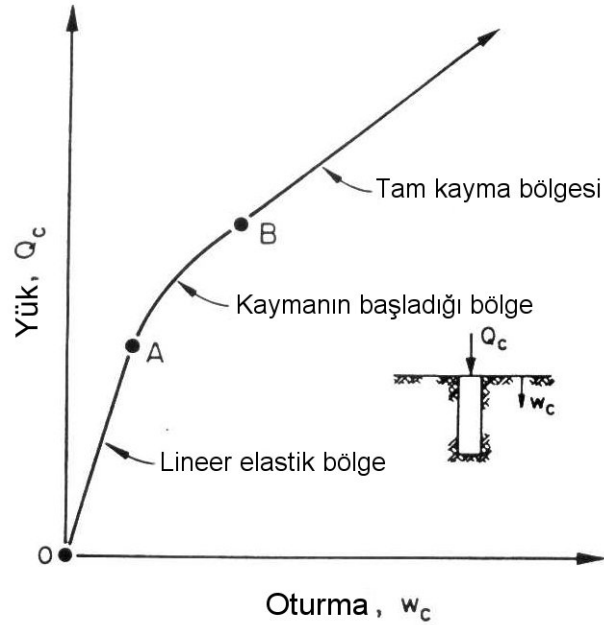
Şekil 4.10. Çekme etkisindeki kayma soketi (Bell, 1992)

i) Basınç Durumu:

Şekil 4.9a'da gösterilen sistem, tam soketli kazık olarak tariflenmektedir. Bu tip kazıklarda kazık dayanımı daha öncede ifade edildiği gibi hem uç mukavemeti hem de shaft yüzeyi boyunca oluşan çevre sürtünmesi tarafından sağlanır. Yükün uç mukavemeti ile çevre sürtünmesi arasında nasıl paylaşılacağı;

- Soket geometrisine ,
- Kazık ve kaya kütlelerinin bağıl rijitliklerine,
- Soket pürüzlülüğüne ve dayanımına,
- Oturma miktarına

bağlı olarak değişir. Yükleminin rölatif olarak az olduğu durumlarda kaya soketi boyunca oluşan yük deformasyon ilişkisi yaklaşık olarak lineer bir seyir izler. Bu durumda yük transferi elastik teori ile doğru bir şekilde hesaplanabilir. Şekil 4.11'de verilen grafikte eğrinin OA arasındaki bölge bu elastik bölgeye karşılık gelmektedir. Yükün A noktası seviyelerine arttırılması ile beraber soket yüzeyi boyunca oluşan kayma gerilmeleri kayma mukavemeti değerine ulaşır.



Şekil 4.11. Kaya soketi boyunca oluşan yük deformasyon ilişkisi (Bell,1992)

Böylece soket boyunca kazık-kaya bağı kırılmaya ve kaymalar meydana gelmeye başlar. Yüklemin daha da artmasıyla yüzey boyunca kaymalar artar ve yükün kazık ucu tarafından transfer edilen kısmı büyümeye başlar. B noktasına ulaşan yük

kademelerinde ise kazık socketinin yanal yüzeyi boyunca tamamen kayma meydana gelir. Bu seviyeden sonra eksenel yükün büyük bölümü uç mukavemeti tarafından karşılanır. Horvath (1980) ve Williams (1980) tarafından yapılan arazi çalışmalarında, kaymanın kazığın servis yükü seviyelerinde meydana gelebileceği gösterilmiştir. Uç mukavemetinin hesabında yeterli bir güvenlik sayısı kullanılması durumunda dizayn aşamasında tam veya kısmi kaymanın oluştuğu kabul edilebilir. Ancak bu kabulün yapılabilmesi için uygulama tecrübesine sahip olunması gerekir. Çünkü kazı çukurunun tabanında yumuşak sıkışabilir malzeme kalırsa kazıkta izin verilen sınırın üzerinde oturmalar meydana gelebilir.

ii) Çekme Durumu:

Çekme durumundaki yüklemelerde ise kaya kütesine aktarılan gerilme , yükün şiddetine ve tipine bağlı olarak değişmektedir. Teoride tam socket durumunda yükün küçükte olsa bir kısmı, kazık ucu ile kaya arasındaki arayüzde meydana gelen çekme gerilmeleri tarafından karşılanmaktadır. Ancak bu bileşenin uygulamada ihmal edilmesi daha doğru olacaktır, çünkü kazı sonrasında ve imalat esnasında bu yüzeyin mükemmel bir şekilde temizlenmiş olup olmadığı belirlenememektedir. Bu sebepten dolayı yükün tamamının kazık ile kaya arasındaki yanal yüzey boyunca transfer edileceği kabul edilmelidir. Çekme kuvvetinin kazığa kaya kütesinin en üst seviyesinde etki ettiği kabul edilirse (Şekil 4.10) Poisson oranına bağlı olarak kaya – kazık arayüzü boyunca çekme kuvvetleri ortaya çıkacaktır. Bu da kazıkta çevre sürtünmesini oluşturan kayma gerilmesinin sürtünmeye bağlı olan kısmında azalmaya, dolayısıyla kazık kapasitesinde bir düşmeye sebep olur.

Çekme yükü durumu için imal edilen socketli kazıklarda çekme mukavemetinin arttırılması için çeşitli donatı elemanları veya kazık betonuna gömülü ankrajlar gibi sistemler kullanılabilir.

4.3.2. Yük Deformasyon Davranışının Analizi

Kayaya tam veya kayma socketi şeklinde socketlenmiş kazıkların eksenel yüklemesi hakkında detaylı bir çalışma Carter and Kulhawy (1988) tarafından yapılmıştır. Analizde kullanılan temel kabuller ve analizin sonuçları bu bölümde kısa bir şekilde sunulmuştur.

Yük – deplasman davranışının analizinde, kaya üzerindeki tabakaların etkisi hesap kolaylığı nedeniyle ihmal edilmiştir. Şekil 4.9 ve Şekil 4.10’da görüldüğü üzere beton soket, silindirik elastik bir ortam olarak kaya kütesine gömülmüş olarak modellenmiştir. Betonun Young modülü E_c , Poisson oranı ν_c olarak tanımlanmıştır. Soket boyu L ve soket çapı D olarak tariflenmiştir. Bu şaftı çevreleyen homojen kaya ortamın Young modülü E_r ve Poisson oranı ν_r olarak ; şaftın altında kazık uç bölgesindeki kaya kütesinin Young modülü E_b ve Poisson oranı ise ν_b olarak tanımlanmıştır. Q şiddetindeki eksenel yükün şaftın tam üstünden (kaya kütesinin yüzeyi hizasında) kazığa yüklenmiş olduğu , kazığın yatay düzlemi boyunca üniform olarak dağıldığı düşünülmüştür ve bu gerilme $Q_b = 4Q/(\pi D^2)$ olarak hesaplanmaktadır. Kazığın imalatında donatı kullanılmış ise E_c değerinin eşdeğer kesit modülü olarak alınması doğru olacaktır.

Laboratuvarıda kaya tabakasının ayrışmamış örnekleri üzerinde yapılan deneylerden elde edilen mukavemet parametreleri gerçek durumu ifade etmez, çünkü kaya tabakasının süreksizliklerinden doğacak etkiler burada göz önüne alınmamıştır. Bu nedenle kaya kütesinin mekanik özelliklerini belirlemek için ikinci bölümde bahsedilen arazi çalışmaları yapılmalı ve bu çalışmaların sonuçları tasarım aşamasında kullanılmalıdır.

Yük transferi analizinde ilk aşamada kazık-kaya arayüzünde tam birleşme olduğu kabul edilip herhangi bir kaymanın meydana gelmeyeceği kabul edilecektir. Daha sonra oluşacak kayma durumu ve sonuçları üzerinde durulacaktır. Ayrıca iki tip temel sistemi için analiz yapılacaktır. Birinci tipte kazığın sıkışabilir olduğu ve bunun sonucunda kazık-kaya sistemindeki toplam deplasman, kayanın kendi kısalmasına (çekme durumunda uzamasına) eşit kabul edilecektir. Diğer durumda ise temel rijit kabul edilecektir ve bu durum kaya tabakasında uygulanması daha doğru bir temel sistemidir.

4.3.3. Lineer Elastik Davranış

Kazığın lineer elastik davranışa sahip olduğu düşünüldüğünde kazık-kaya arayüzü boyunca tam bir birleşme olduğu kabul edilir. Eksenel yükleme altında kaya kütesinde meydana gelen deplasmanlar da düşey ekseninde meydana gelir. Bu durumda yük silindirik arayüz boyunca düşey kayma gerilmesi olarak aktarılır. Ancak kazık ucuna yakın bölgelerde bu durum geçerli değildir. Randolph ve Wroth

(1978) bu tip davranışta şaftta meydana gelecek deplasmanın (w_c) , derinliğe (z) bağlı olmak suretiyle hiperbolik sinüs ve kosinüs fonksiyonları cinsinden elde edilebileceğini göstermişlerdir;

$$w(z) = A_1 \sinh[\mu z] + A_2 \cosh[\mu z] \quad (4.27)$$

Bu fonksiyonda, μ katsayısı kazığın çapına , soket boyuna , kayanın Poisson oranına , kayanın ve betonun Young modülüne ve kayanın elastik kayma modülüne bağlı bir parametredir:

$$(\mu L)^2 = \left(\frac{2}{\zeta \lambda} \right) \left(\frac{2L}{D} \right)^2 \quad (4.28)$$

Bu denklemde;

$$\zeta = \ln[5(1-\nu_r)L/D] \quad (4.29)$$

$$\lambda = E_c / G_r \quad (4.30)$$

olarak tarif edilmiştir. G_r ise kayanın elastik kayma modülü olarak kullanılmış ve

$$G_r = E_r / [2(1+\nu_r)] \quad (4.31)$$

olarak tanımlanmıştır. Ayrıca oturma formülündeki A_1 ve A_2 katsayıları sınır koşulları kullanılarak elde edilebilir.

i) Sıkışabilir şaft için basınç yüklemesi etkisinde tam soket durumu

Kazık ucunun direkt olarak soket kuyusunun alt noktasına yüklendiği durumlarda, bu bölgedeki kayada meydana gelecek oturmada toplam oturmaya eklenir (Şekil 4.10a). Bu durum rijit bir zımbanın Young modülü E_b ve Poisson oranı ν_b olan yarı sonsuz elastik bir yüzeye etkimesi olarak modellenebilir. Genel durumdan farklı olarak şaft yüzeyindeki elastik kaya ortamı, kazık ucundaki kaya tabakasından farklı olabilir. Poulos ve Davis (1974)'te düşünüldüğü gibi standart çözüm olan yarı sonsuz elastik

ortama rijit zımbalama etkisi çözümü, sınır koşullarından birinde kullanılırsa kazık ucundaki elastik oturma (w_c) Randolph ve Wroth (1978) tarafından verilen ;

$$\frac{G_r D w_c}{2Q_c} = \frac{1 + \left(\frac{4}{1-\nu_b} \right) \left(\frac{1}{\pi \lambda \xi} \right) \left(\frac{2L}{D} \right) \left(\frac{\tanh[\mu L]}{\mu L} \right)}{\left(\frac{4}{1-\nu_b} \right) \left(\frac{1}{\xi} \right) + \left(\frac{2\pi}{\zeta} \right) \left(\frac{2L}{D} \right) \left(\frac{\tanh[\mu L]}{\mu L} \right)} \quad (4.32)$$

denklemden elde edilebilir. Bu denklemde ;

$$\xi = G_r / G_b \quad (4.33)$$

ve

$$G_b = \frac{E_b}{[2(1+\nu_b)]} \quad (4.34)$$

olarak tanımlanmıştır. Kazık ucuyla transfer edilen yükün toplam yüke oranını ise ;

$$\frac{Q_{uç}}{2Q_c} = \frac{\left(\frac{4}{1-\nu_b} \right) \left(\frac{1}{\xi} \right) \left(\frac{1}{\cosh[\mu L]} \right)}{\left(\frac{4}{1-\nu_b} \right) \left(\frac{1}{\xi} \right) + \left(\frac{2\pi}{\zeta} \right) \left(\frac{2L}{D} \right) \left(\frac{\tanh[\mu L]}{\mu L} \right)} \quad (4.35)$$

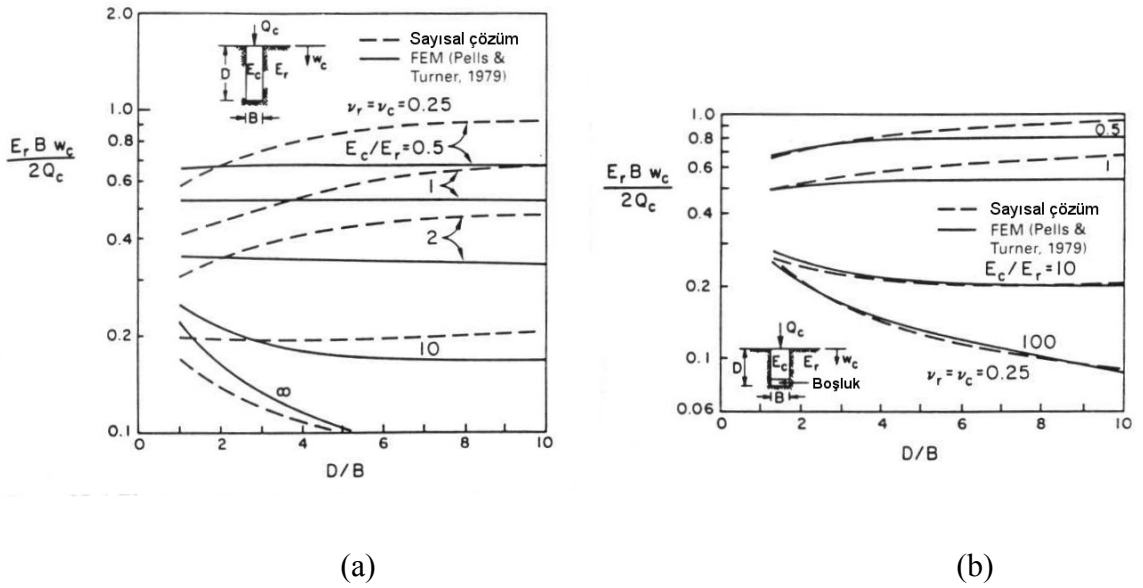
denklemden elde edebiliriz. Kazık ucunda meydana gelen (w_c) oturmasının çözümü, $\nu_r = \nu_b = 0,25$ ve $E_r = E_b$ durumu için yapılp, Şekil 4.12a'da grafik olarak sunulmuştur. Aynı grafikte ayrıca Pells ve Turner (1979) tarafından sunulan sonlu elemanlar metodu çözümü de gösterilmiştir. İki çözüm arasındaki uyum genelde çok iyi olmasa da dizayn aşamasında yeterli görülmektedir.

ii) Sıkışabilir şaft için basınç yüklemesi etkisinde kayma soketi durumu

Basınç yükü etkisinde, kayma soketi durumunda sınır koşul kazık ucundaki eksenel gerilmenin sıfır olmasıdır. Bu durum için şaft ucundaki oturma (w_c) ;

$$\frac{E_r D w_c}{2Q_c} = \left(\frac{1}{\pi} \right) \left(\frac{E_r}{E_c} \right) \left(\frac{2}{\mu D} \right) \left(\frac{\cosh[\mu L]}{\sinh[\mu L]} \right) \quad (4.36)$$

olarak verilmektedir. Bu çözüm Şekil 4.12b’de grafik olarak Pells ve Turner (1979) daki sonlu elemanlar çözümü ile birlikte sunulmuştur. Elastisite modülleri oranının (E_c/E_r) yüksek değerlerinde denklemin doğruluğu artmakta ve sonlu elemanlar çözümü ile uyumu artmaktadır.



Şekil 4.12 a) Basınç etkisindeki tam socketin elastik oturması ,
b) Basınç etkisindeki kayma socketinin elastik oturması .

iii) Sıkışabilir şaft için çekme yüklemesi etkisinde kayma socketi durumu

Bu durum basınç gerilmesi etkisindeki kayma socketi durumu ile aynı özellikleri taşımaktadır. Çözüm olarak aynı koşullardaki basınç yükü etkisindeki kayma socketi için verilen denklem veya Şekil 4.12b kullanılabilir.

4.3.4. Tam Kayma Davranışı

Şekil 4,11’de verilen grafikte eğrinin B noktasından sonraki bölümü şaft boyunca kayma durumunu temsil etmektedir. Bu durum Carter and Kulhawy (1988)’te detaylı olarak incelenmiştir. Kaya-kazık arayüzü boyunca oluşacak kayma mukavemeti Mohr-Coulomb teorisine bağlı kalınırsa ;

$$\tau = c + \sigma_r \tan \phi \quad (4.37)$$

olarak hesaplanmaktadır. Burada c :arayüzün kohezyonu , ϕ :arayüzün sürtünme açısı ve σ_r :arayüze etkiyen radyal normal gerilme olarak tanımlanabilir. Bağlı yerdeğiştirme (kayma) meydana geldikçe arayüzde açılma ve yerdeğiştirme meydana gelecektir (Şekil 4.13). Bu durumda oluşacak normal ve kayma yerdeğiştirmeleri cinsinden tanımlanan ayrılma açısı (ψ);

$$\frac{\Delta u}{\Delta w} = \tan \psi \quad (4.38)$$

denklemleri yardımıyla elde edilebilir (Davis , 1968).

Arayüzün tamamında kayma mukavemetinin mobilize olduğu ancak ayrılmanın meydana gelmediği bir durumda söz konusu olabilir. Bu durum Kulhawy ve Goodman (1987)'de incelenmiştir. Ayrılmanın önemi arayüzde oluşacak normal ve kayma gerilmelerini arttırmasından ileri gelmektedir.

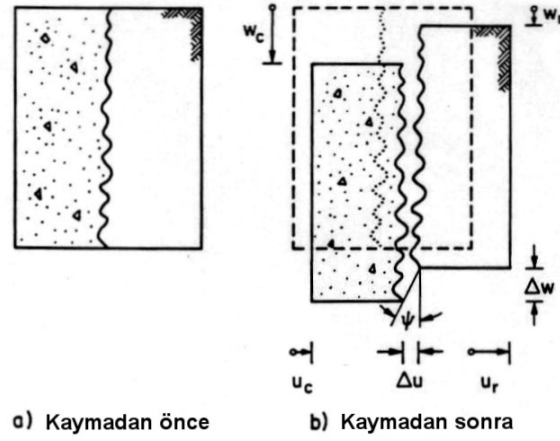
Goodman (1980) ve ardından Kulhawy ve Goodman (1987)'de arayüzde meydana gelecek radyal yerdeğiştirmeleri elde etmek için yapılan çözümlerde kayan şaft ve ondan bağımsız olarak kaya kütlesi için düzlem deformasyon durumunun oluşacağı varsayılmıştır. Kaya kütlesi lineer elastik olarak , şaft ise tam kayma durumundan sonra bile elastik kolon olarak modellenmiştir. Bu varsayımlar için çeşitli yükleme durumlarındaki çözümler aşağıda sıralanmıştır.

i) Sıkışabilir şaft için basınç yüklemesi etkisinde kayma soketi durumu

Tam kaymanın meydana geleceği kabulü ile basınç etkisi altındaki kayma soketi durumunda şaftta meydana gelecek oturma (w_c);

$$w_c = F_1 \left(\frac{Q_c}{\pi E_r B} \right) - F_2 B \quad (4.39)$$

hesaplanabilir.



$$-\frac{\Delta u}{\Delta w} = \frac{u_c - u_r}{w_c - w_r} = -\tan \psi$$

Şekil 4.13. Kayma ve sonucunda meydana gelen ayrılma (Bell,1992)

Bu formüldeki katsayılar aşağıda verilen denklemler yardımıyla elde edilebilir.

$$F_1 = a_1(\lambda_2 DC_2 - \lambda_1 DC_1) - 4a_3 \quad (4.40)$$

$$F_2 = a_2 \left(\frac{c}{E_r} \right) \quad (4.41)$$

$$C_{1,2} = \frac{\exp[\lambda_{2,1} D]}{\exp[\lambda_2 D] - \exp[\lambda_1 D]} \quad (4.42)$$

$$\lambda_{1,2} = \frac{-\beta \pm (\beta^2 + 4\alpha)^{1/2}}{2\alpha} \quad (4.43)$$

$$\alpha = a_1 \left(\frac{E_c}{E_r} \right) \left(\frac{D^2}{4} \right) \quad (4.44)$$

$$\beta = a_3 \left(\frac{E_c}{E_r} \right) D \quad (4.45)$$

$$a_1 = (1 + \nu_r) \zeta + a_2 \quad (4.46)$$

$$a_2 = \left[(1 - \nu_c) \left(\frac{E_r}{E_c} \right) + (1 + \nu_r) \right] \left(\frac{1}{2 \tan \phi \tan \psi} \right) \quad (4.47)$$

$$a_3 = \left(\frac{\nu_c}{2 \tan \psi} \right) \left(\frac{E_r}{E_c} \right) \quad (4.48)$$

i) Sıkışabilir şaft için basınç yüklemesi etkisinde tam soket durumu

Tam kayma bölgesindeki basınç yükü için yapılan çözüm sonucunda şaft ucundaki oturma (w_c) ;

$$w_c = F_3 \left(\frac{Q_c}{\pi E_r B} \right) - F_4 B \quad (4.49)$$

olarak hesaplanabilir. Bu denklemdeki katsayılar aşağıdaki formüller yardımı ile elde edilebilir.

$$F_3 = a_1 (\lambda_1 D C_3 - \lambda_2 D C_4) - 4a_3 \quad (4.50)$$

$$F_4 = \left[1 - a_1 \left(\frac{\lambda_1 - \lambda_2}{D_4 - D_3} \right) D \right] a_2 \left(\frac{c}{E_r} \right) \quad (4.51)$$

$$C_{3,4} = \frac{D_{3,4}}{D_4 - D_3} \quad (4.52)$$

$$D_{3,4} = \left[\pi (1 - \nu_b^2) \left(\frac{E_r}{E_b} \right) + 4a_3 + a_1 \lambda_{2,1} D \right] \exp[\lambda_{2,1} D] \quad (4.53)$$

Yükün şaft ucuyla transfer edilen kısmının toplam yüke oranı ise aşağıdaki formül yardımıyla elde edilebilir.

$$\frac{Q_{uç}}{Q_c} = P_3 + P_4 \left(\frac{\pi D^2 c}{Q_c} \right) \quad (4.54)$$

Bu denklemdeki katsayılar aşağıdaki formüller yardımı ile hesaplanabilir.

$$P_3 = \frac{a_1 (\lambda_1 - \lambda_2) D \exp[(\lambda_1 + \lambda_2) L]}{D_4 - D_3} \quad (4.55)$$

$$P_4 = \frac{a_2 (\exp[\lambda_1 L] - \exp[\lambda_2 L])}{D_4 - D_3} \quad (4.56)$$

iii) Sıkışabilir şaft için çekme yüklemesi etkisinde kayma soketi durumu

Sekil 4.10’da gösterildiği gibi şafta uygulanan çekme gerilmesi etkisinde tam kayma durumunun oluştuğu varsayılırsa oluşacak yerdeğiştirme (w_u) aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$w_u = F_5 \left(\frac{Q_u}{\pi E_r D} \right) + F_6 D \quad (4.56)$$

Bu formüldeki katsayılar, aşağıda verilen denklemler kullanılarak elde edilebilir.

$$F_5 = 4a_3 - a_1(\lambda_1 DC_5 - \lambda_2 DC_6) \quad (4.57)$$

$$F_6 = a_2 \left(\frac{c}{E_r} \right) \quad (4.58)$$

$$C_{5,6} = \frac{\exp[-\lambda_{2,1} L]}{\exp[-\lambda_1 L] - \exp[-\lambda_2 L]} \quad (4.59)$$

Bu çözüm sonucunda elde edilecek oturma değeri negatiftir. Bu da yerdeğiştirmenin yukarı doğru olduğunu gösterir.

4.3.5. Rijit Şaft Davranışı

Uygulamada genellikle soketli kazık malzemesinin (betonun) rijitliği, etrafındaki kaya kütesinin rijitliğinden daha fazladır ($E_c \gg E_r$). Bu durumda şaft basınç yüklemesi etkisinde rijit olarak davranmaktadır.

iii) Basınç yüklemesi etkisinde kayma soketi durumu

Sıkışabilir şaftın ilk elastik davranışı daha önce verilmişti. Verilen denklemde aksenal rijitlik ‘ $\tanh [\mu L]$ ’ ye bağlı bir fonksiyodu. $[\mu L]$ teriminin küçük değerlerinde $\tanh [\mu L]$ doğrudan $[\mu L]$ terimine eşit kabul edilebilir. Böyle bir varsayım sonucunda elastik kısalma ;

$$w_c = \left(\frac{\zeta}{2\pi} \right) \left(\frac{1}{G_r L} \right) Q_c \quad (4.60)$$

ile hesaplanabilir. Bu formül $[\mu L]$ değerinin, 0,5'ten küçük olduğu ve $\left(\frac{E_c}{E_r} \right) \left(\frac{D}{2L} \right)^2 \geq 1$ durumunun sağlandığı durumlarda yanılma payı $\pm \% 10$ olacak kadar doğru sonuçlar vermektedir. Tam kayma durumunda, ayrılmanın da meydana geldiği varsayımı ile kohezif ve sürtünmeli arayüzde meydana gelecek oturma (w_c) aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$w_c = R_1 \left(\frac{Q_c}{\pi E_r D} \right) - R_2 D \quad (4.61)$$

Bu denklemde hesaba giren katsayılar aşağıdaki gibi elde edilebilir.

$$R_1 = (1 + \nu_r) \left(\zeta + \frac{1}{2 \tan \phi \tan \psi} \right) \left(\frac{D}{L} \right) \quad (4.62)$$

$$R_2 = \left(\frac{1 + \nu_r}{2 \tan \phi \tan \psi} \right) \left(\frac{c}{E_r} \right) \quad (4.63)$$

ii) Basınç yükleme etkisinde tam soket durumu

Basınç yükü etkisindeki tam soketli rijit shaft için elastik oturma (w_c) ve yük dağılım oranı aşağıda verilen formüller yardımıyla hesaplanabilir.

$$w_c = \frac{Q_c}{\left(\frac{E_b D}{1 - \nu_b^2} \right) + \left(\frac{\pi}{\zeta} \right) \left(\frac{E_r L}{1 + \nu_r} \right)} \quad (4.64)$$

$$\frac{Q_{uç}}{Q_c} = \frac{\left(\frac{4}{1 - \nu_b} \right) \left(\frac{1}{\xi} \right)}{\left(\frac{4}{1 - \nu_b} \right) \left(\frac{1}{\xi} \right) + \left(\frac{2\pi}{\zeta} \right) \left(\frac{2L}{D} \right)} \quad (4.65)$$

Aynı şartlarda tam kaymanın meydana geldiği durum için oturma (w_c) ve formülde kullanılan katsayılar ;

$$w_c = R_3 \left(\frac{Q_c}{\pi E_r D} \right) - R_4 D \quad (4.66)$$

$$R_3 = \frac{2 R_1 R_5}{R_1 + 2 R_5} \quad (4.67)$$

$$R_4 = \frac{2 R_2 R_5}{R_1 + 2 R_5} \quad (4.68)$$

$$R_5 = \left(\frac{\pi}{2} \right) (1 - \nu_b^2) \left(\frac{E_r}{E_b} \right) \quad (4.69)$$

denklemleri yardımıyla hesaplanabilir. Kazık ucuyla taşının yükün toplam yüke oranı ise ;

$$\frac{Q_{tip}}{Q_c} = \left(\frac{R_1}{R_1 + 2 R_5} \right) - \left(\frac{R_6}{R_1 + 2 R_5} \right) \left(\frac{\pi D^2 c}{Q_c} \right) \quad (4.70)$$

$$R_6 = \left(\frac{1 + \nu_r}{2 \tan \phi \tan \psi} \right) \quad (4.71)$$

denklemleriyle bulunabilir.

iii) Çekme yüklemesi etkisinde kayma soketi durumu

Rijit shaft için çekme yükü etkisinde meydana gelecek elastik durumdaki oturma ;

$$w_u = R_1 \left(\frac{Q_u}{\pi E_r D} \right) - R_2 D \quad (4.72)$$

tam kayma durumundaki oturma ise ;

$$w_u = R_1 \left(\frac{Q_u}{\pi E_r D} \right) + R_2 D \quad (4.73)$$

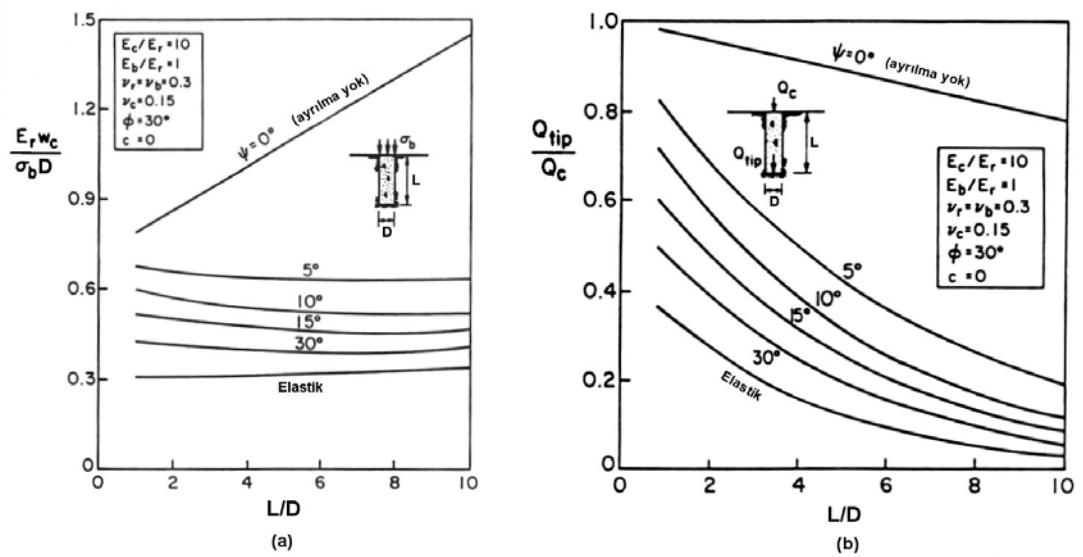
olarak hesaplanabilir. Elde edilecek değerler yükün çekme olması sebebiyle negatif olacaktır. Formüllerde kullanılan katsayılar, rijit şaft durumunda basınç yükü etkisindeki kayma soketi için verilen bağıntılardan elde edilebilir.

4.3.6. Yük Transferi Davranışının Genel Eğilimi

Kazık kaya arayüzü boyunca gerçekleşen yük aktarımı tarif edilirken şu ana kadar ayrılmanın oluşmadığı ve kayma gerilmelerinin kohezyon etkisiyle meydana geldiği düşünülmüştür. Ayrıca arayüzde meydana gelebilecek herhangi bir kayma veya hareketin oluşacak kayma mukavemetini etkilemediği varsayılmıştır. Acak gerçek durum bu varsayımları doğrulamamaktadır. Arayüz üzerinde meydana gelecek kayma mukavemeti kem kohezyona hemde sürtünmeye bağlıdır. Yükleme esnasında arayüzde oluşacak kırılma ile kayma mukavemetinin kohezyon bileşeni azalmaya başlar, ayrılma ve yeterli kayma meydana geldiği takdirde kayma mukavemeti tamamen sürtünme etkisi ile oluşmaya başlar.

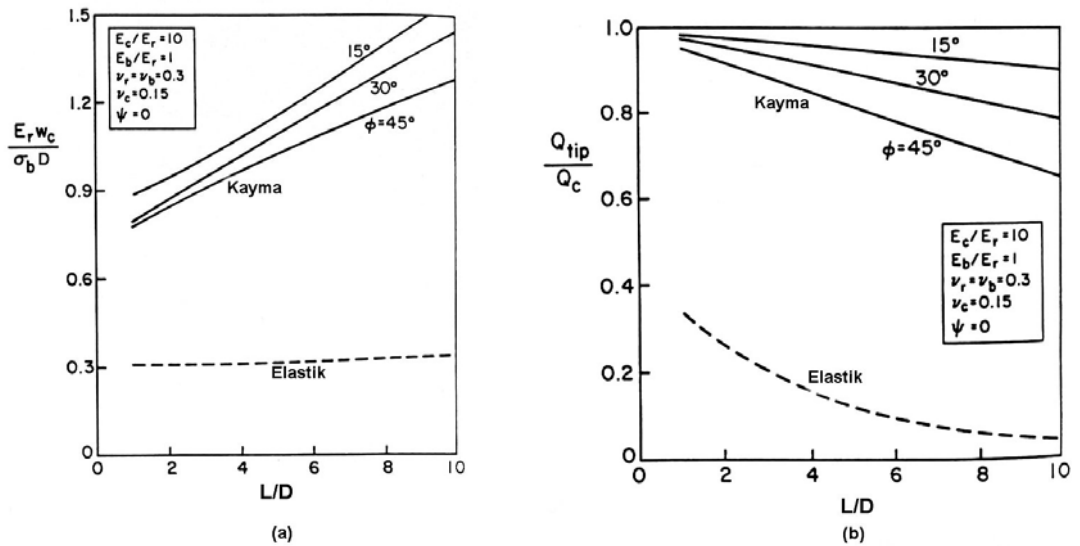
i) Kayma mukavemetinin sadece sürtünmeye bağlı olarak mobilize olduğu soketler;

Bu durum yük transferinin sadece sürtünme etkisi ile meydana geldiği ve arayüzde yükleme boyunca sabit kalan bir sürtünme açısının (ϕ) hakim olduğu durumu temsil etmektedir. Ayrıca kazık ucunun doğrudan şaft tabanına oturduğu varsayılmaktadır.



Şekil 4.14. Sadece sürtünmenin etkin olduğu ve ayrılmanın oluştuğu soketlerin beklenen davranışı (Bell, 1992)

Bu model gözönüne alınarak basınç yüklemesi için yapılan çözümlerde daha konservatif yaklaşımlar yapılmaktadır. Bunun sebebi soket yüzeyinin tamamında şaftın soket kuyusuna tam olarak yerleştiği varsayımıdır. Ancak bu yerleşme gerçek durumda tam olarak sağlanamamaktadır. Ayrıca arayüz boyunca yüklemenin ilk bölümlerinde normal gerilmenin aktarılmadığı düşünülmektedir ki bu da gerçeği tam olarak yansıtmamaktadır. Bu tip soketlerde elastik çevre sürtünmesi görülmez ancak yüklemenin başlangıcında kayma oluşabilir. $E_c/E_r=10$, $E_b/E_r=1$, $\nu_r=\nu_b=0,3$, $\nu_c=0,15$, $\phi=30^\circ$ ve $c=0$ durumunda çeşitli ayrılma açıları için yapılan çözümler Şekil 4.14'te verilmiştir. Verilen şekilde sonuçlar L/D oranına ve ayrılma açısına (ψ) bağlı olarak değişmektedir. Şekil 4.14a oturma miktarına bağlı bir değer, Şekil 4.14b da ise yük dağılımı görülmektedir. Aynı grafiklerde kaymanın oluşmadığı elastik çözümlerde işlenmiştir.

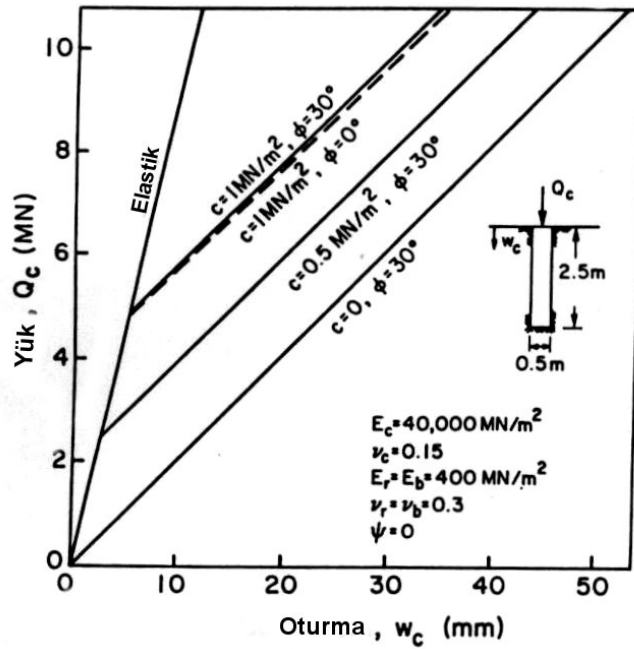


Şekil 4.15. Sadece sürtünmenin etkin olduğu ve ayrılmanın oluşmadığı soketlerin beklenen davranışı (Bell,1992)

Bu sonuçların ışığında çok az bir miktarda ayrılmanın bile şaftın rijitliğini önemli ölçüde artırmaya yeterli olduğu görülmektedir. Şekil 4.15'de ise, $E_c/E_r=10$, $E_b/E_r=1$, $\nu_r=\nu_b=0,3$, $\nu_c=0,15$ özelliklerini sağlayan bir soket için herhangi bir ayrılma olmaması durumunda beklenen davranışın çözümü verilmiştir. Şekillerde üç ayrı sürtünme açısı değeri için çözümler L/D oranına bağlı olarak verilmiştir. Şekil 4.15a'dan oturma miktarı elde edilebileceği gibi Şekil 4.15b'den ise yük dağılımı elde edilebilir.

ii) Kayma mukavemetinin sürtünmeye ve kohezyona bağlı olarak oluştuğu soketler;

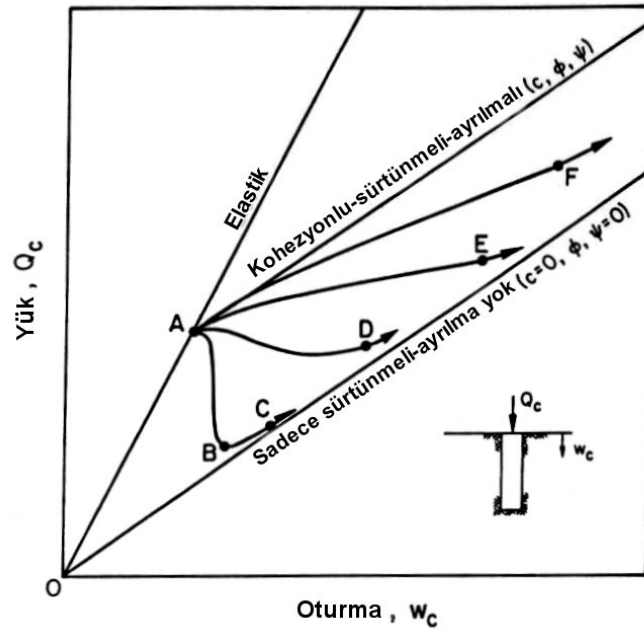
Bu bölümde soket yüzeyinde sabit bir kohezyonun oluştuğu ve kayma sonucunda herhangi bir ayrılmanın meydana gelmediği durum göz önüne alınacaktır. Kohezyon değeri beton ile kaya arasındaki bağ nedeniyle meydana gelmektedir. Ancak arayüzdeki girinti ve çıkıntılar nedeniyle meydana gelen mekanik kilitlenme de kohezyonu oluşturan etkenlerden biridir.



Şekil 4.16. Kohezyonun ve sürtünmeye bağlı kuvvetlerin etkisindeki soketlerin davranışı (Bell,1992)

Basınç yükü etkisindeki tam soketli sistemlerin beklenen yük-deformasyon davranışı Şekil 4,16'da verilmiştir. Bu şekilde verilen çözümde $E_c/E_r=100$ ve $L/D=5$ olarak seçilmiştir. Şekildende görüleceği gibi, kohezyonun sıfırdan farklı olduğu sistemlerde, çözüm farklı eğimlerdeki iki lineer doğrunun birleşimi olarak beklenmektedir. $c=1$ olmak üzere $\phi=0$ ve $\phi=30$ olarak seçilen iki değer öngörüldüğü çözümlerden görüleceği üzere kayma sonrasında sürtünme açısının (ϕ) etkisi çok az mertebelerde kalmaktadır.

Basınç etkisi altındaki yük oturma davranışının analitik çözümlerinde yapılan kabullere dikkat edilmelidir. Bunun sebebi bu kabullerin düşük kayma yerdeğiştirmeleri için geçerli olmasıdır. Şekil 4.17’de basınç etkisi altındaki soketli kazıkların yük oturma davranışları özetlenmiştir. Görüldüğü gibi “ $c=0$ ve $\psi=0$ ” durumu mobilize olan şaft yükü için alt sınırı ve şaft deplasmanı için ise üst sınırı vermektedir. Buna zıt olarak “ $c>0$, $\phi>0$, $\psi>0$ ” durumu ise şaft yükü için üst sınırı, oturma için ise alt sınırı vermektedir.

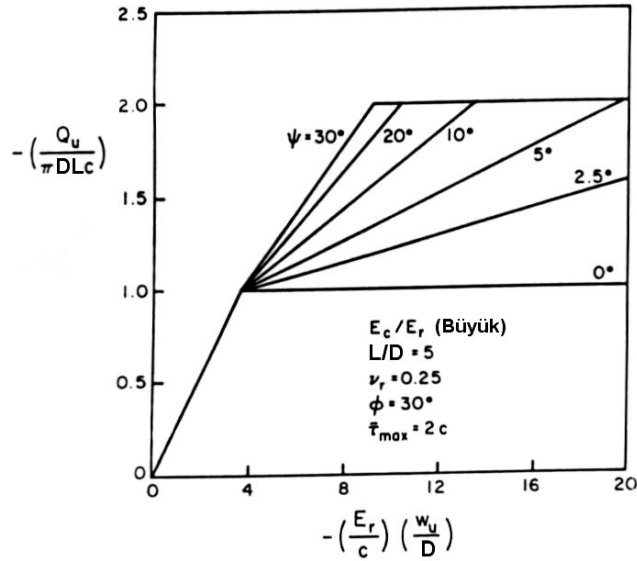


Şekil 4.17. Basınç yükü etkisindeki soketli kazıkların davranışı (Bell,1992)

Kayma sonrası kohezyonun hızla azaldığı bir ekstrem durumda kazık OABC davranışını gösterecektir. Kazık-kaya arayüzü plastik veya çalışıkça güçlenen bir kayma davranışı gösteriyorsa kazık OAF eğrisini izleyecektir. Bu durum iyibir şekilde imalatı yapılan ve bir miktar ayrılmanın sağlanacağı pürüzlü soketlerde oluşabilmektedir. Görüldüğü gibi yüksek deplasman değerlerinde bütün eğriler sadece sürtünmenin etkin olduğu çözüme doğru yaklaşmaktadır.

Çekme yükü etkisindeki soketli kazıklarda kazık ucunda meydana gelen çok düşük miktardaki uç direnci ihmal edilmektedir. Şekil 4.18’de çekme yükü etkisindeki kazıkların yük-deplasman davranışı verilmektedir. Yüklemenin ilk kademelerinde

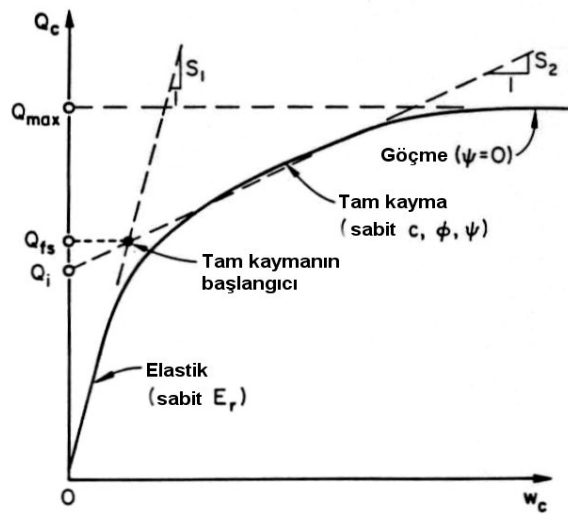
lineer elastik davranış gözlenmektedir. Kayma meydana geldikten sonra davranış ayrılma miktarına bağlı olarak değişkenlik göstermektedir.



Şekil 4.18. Çekme yükü etkisindeki relatif olarak rijit davranışı (Bell,1992)

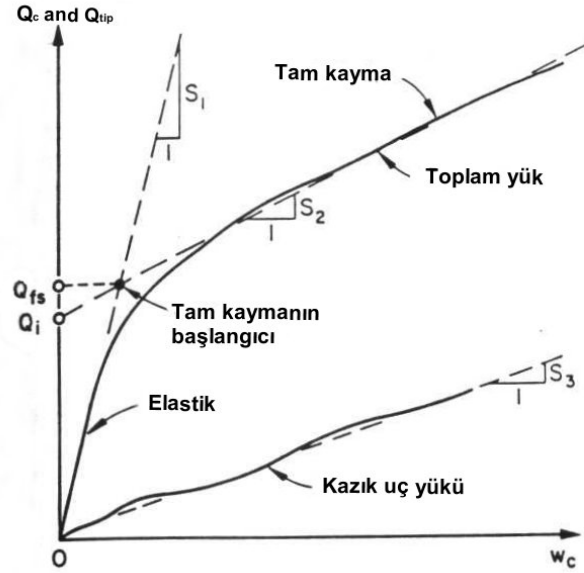
4.3.7. Arazi Deneyleri ile Sayısal Çözümlerin Yorumlanması

Carter ve Kulhawy(1988)'de yapılan arazi deneyleri ile oluşturulan analitik modelin birlikte yorumu yapılmaktadır. Şekil 4.19'da ve Şekil 4.20'de sırasıyla kayma soketi ve tam soketli durumu temsil eden yük-deformasyon ilişkileri verilmiştir. İki durumda da davranışın, iki lineer doğrunun birleşimi şeklinde olduğu görülmektedir.



Şekil 4.19. Kayma soketi için arazi deneyleri ışığında belirlenen yük-oturma eğrisi

Bu grafiklerde eğrileri oluşturan sanal doğruların eğimleri S_1 , S_2 , S_3 şeklinde tarif edilmiştir. Bu eğimler hesap metodunda kullanılmaktadır.



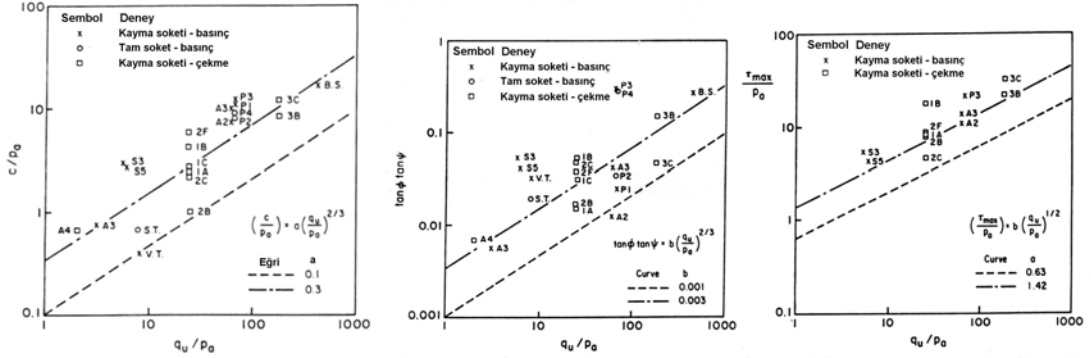
Şekil 4.20. Tam soketli kazıklar için arazi deneyleri ışığında belirlenen yük-oturma eğrisi (Bell,1992)

Elde edilen bu grafiklerin yorumlanması ile eksenel yük altındaki kayaya soketli kazıklar için oluşturulan model sayısal olarak Tablo 4.2’te verilmiştir.

Tablo 4.2. Kayalardaki rijit şaftların eksenel yükleme deneylerinin yorumlanması

Kayma soketi (basınç veya çekme yükü etkisinde)	Tam soket (basınç yükü etkisinde)
$E_r = \left(\frac{(1+\nu_r)\zeta}{\pi L} \right) S_1$	$E_r = \left(\frac{(1+\nu_r)\zeta}{\pi L} \right) (S_1 - S_3)$
	$E_b = \frac{(1+\nu_b^2)}{D} S_3$
$\tan \phi \tan \psi = \left(\frac{1}{2\zeta} \right) \left(\frac{S_2}{S_1 - S_2} \right)$	$\tan \phi \tan \psi = \left(\frac{1}{2\zeta} \right) \left(\frac{S_2 - S_3}{S_1 - S_2} \right)$
$c = (2\zeta \tan \phi \tan \psi + 1) \left(\frac{Q_i}{\pi DL} \right)$	$c = (2\zeta \tan \phi \tan \psi + 1) \left(\frac{Q_i}{\pi DL} \right)$

Yapılan bütün yükleme deneylerinde kayanın serbest basınç mukavemetide belirlenmiştir. Bu veriler yardımı ile ‘c’, ‘ τ_{maks} ’ ve ‘ $\tan\phi\tan\psi$ ’ değerleri için serbest basınç mukavemetine bağlı olarak çeşitli korelasyonlar türetilmiştir. Bu korelasyonlar grafik ortamda Şekil 4.21’de verilmiştir.



Şekil 4.21. Arazi deneylerinden faydalanarak elde edilen ‘c’, ‘ τ_{maks} ’ ve ‘ $\tan\phi\tan\psi$ ’ korelasyonları (Bell,1992)

Bu korelasyonlar matematiksel olarak şöyle ifade edilmiştir:

$$\frac{c}{p_a} = 0,1 \left(\frac{q_u}{p_a} \right)^{2/3} \quad (4.74)$$

$$\tan \phi \tan \psi = 0,001 \left(\frac{q_u}{p_a} \right)^{2/3} \quad (4.75)$$

$$\frac{\tau_{maks}}{p_a} = 0,63 \left(\frac{q_u}{p_a} \right)^{1/2} \quad (4.76)$$

4.3.8. Tasarım Prosedürü

Carter ve Kulhawy tarafından önerilen tasarım metoduna örnek olarak kayma soketi için tasarım prosedürü şöyle olacaktır:

1. Beklenen maksimum birim çevre sürtünmesi değeri (4.76) denklemi yardımıyla hesaplanır. Atmosferik basınç için 100 kPa değeri seçilebilir.

2. Eksenel basınç yükü için güvenlik sayısı 2,5 seçilerek maksimum eksenel yük elde edilir .

$$Q_{maks} = Q_d \cdot 2,5 \quad (4.77)$$

3. Yük sadece çevre sürtünmesi ile taşınacağından, aşağıdaki denklem yardımı ile soket geometrisi belirlenir.

$$Q_{maks} = \pi DL \tau_{maks} \quad (4.78)$$

4. Şaftın rölatif rijitliği için verilen ,

$$\left(\frac{E_c}{E_r} \right) \left(\frac{D}{2L} \right)^2 > 1 \quad (4.79)$$

denklemleri kullanılarak rijitlik kontrol edilir. Bu koşulun sağlanması şaftın rijit olarak çalıştığını gösterir.

5. ζ parametresi hesaplanır.

$$\zeta = \ln \left[5(1 - \nu_r) D / L \right] \quad (4.80)$$

6. Sistem elastik bölgede çalışıyorsa aşağıda verilen denklem yardımıyla yüke bağlı oturma bağıntısı elde edilir.

$$\frac{Q_c}{w_c} = \left(\frac{\pi}{(1 + \nu_r)\zeta} \right) E_r L \quad (4.81)$$

7. Kayma durumunun meydana geldiği durumun çözüm için ‘c’ ve ‘tanφtanψ’ değerleri daha önce verilmiş olan bağıntılar (4.74 ve 4.75)yardımıyla hesaplanır.

8. Tam kayma durumundaki yük oturma ilişkisi için verilen

$$w_c = R_1 \left(\frac{Q_c}{\pi E_r D} \right) - R_2 D \quad (4.82)$$

denklemini yardımı ile yüke bağlı oturma bağıntısı elde edilir. Bu denklemden R_1 ve R_2 katsayıları ise

$$R_1 = (1 + \nu_r) \left(\zeta + \frac{1}{2 \tan \phi \tan \psi} \right) \left(\frac{D}{L} \right) \quad (4.83)$$

$$R_2 = \left(\frac{1 + \nu_r}{2 \tan \phi \tan \psi} \right) \left(\frac{c}{E_r} \right) \quad (4.84)$$

denklemleri ile hesaplanabilir.

Bu çözümler sonucunda Tablo 4.3'teki bağıntılar kullanılarak S_1 , S_2 , S_3 katsayıları belirlenir. Kazığın yük oturma grafiği belirlenmiş olur.

4.4. Pells ve diğ. (1980) Tarafından Verilen Tasarım Metodu

Pells ve diğ. tarafından 1980 yılında sunulan bu metod Pells (1999)'da verilmiştir. Bu kaynaktan alınan tasarım metodu kısaca burada ele alınacaktır. Metod elastik çözümü göz önüne almaktadır. Ana olarak iki ayrı şekilden elde edilecek değerler kullanılarak çözüm yapılmaktadır. Şekil 4.22'den kazık ucu tarafından taşınan yükün toplam yüke oranı elde edilmektedir. Şekil 4.23'ten ise oturma etki faktörü (I_p) elde edilmektedir.

4.4.1. Tasarım Prosedürü

1. Adım

Kazık çapı (D) seçilir.

2. Adım

Kazığa etkileyebilecek yük kombinasyonları hesaplanarak maksimum yük hesaplanır.

$$S^*=1,25G+1,5Q \quad (4.85)$$

$$S^*=1,25G+W_u+\psi_c Q \quad (4.86)$$

Burada ;

G : ölü yük

Q : hareketli yük

W_u : rüzgar yükü

ψ_c : 0,4-0,6

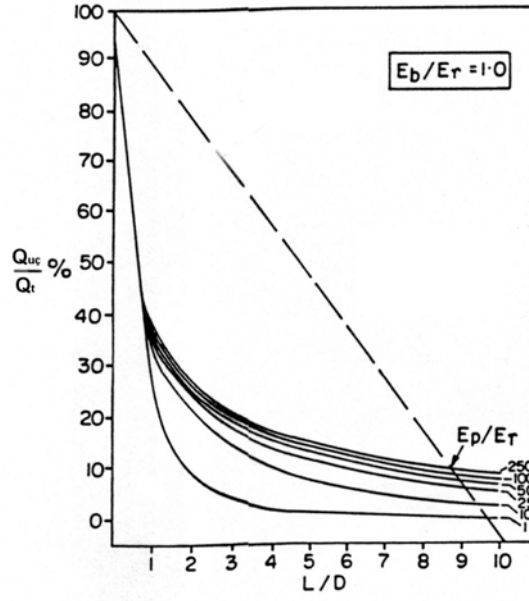
olarak kullanılabilir.

3. Adım

Maksimum yükün tamamının çevre sürtünmesi ile taşınacağı varsayımı yapılarak maksimum soket boyu değeri hesaplanır. Bunun için hesaplarda nihai birim çevre sürtünmesi değeri için Williams ve Pells (1980) tarafından verilen korelasyon kullanılmaktadır.

4. Adım

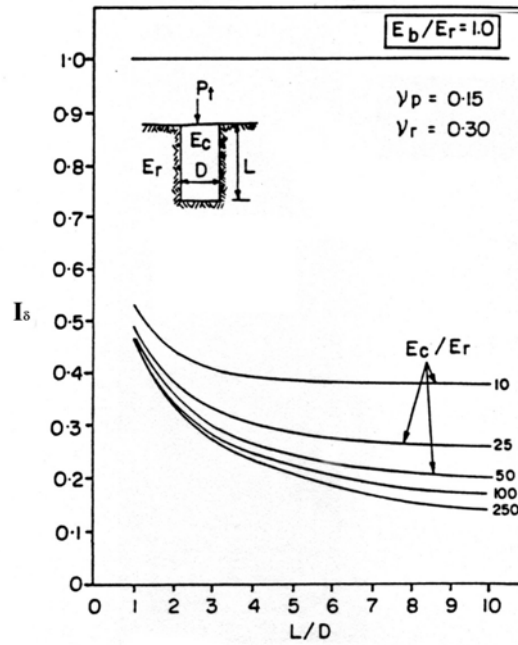
L_{max}/D değeri hesaplanır. Şekil 4.22’de $Q_{uç}/Q_t=\%100$ noktasından hesaplanan L_{max}/D noktasına çizilen doğrunun ilgili E_c/E_r eğrisini kestiği nokta belirlenir. Bu noktaya ait L/D oranı yardımı ile soket boyu, $Q_{uç}/Q_t$ oranı yardımı ile yük dağılımı hesaplanır.



Şekil 4.22. Elastik yük dağılımı (Pells 1999)

5. Adım

Şekil 4.23 kullanılarak elde edilen oturma etki faktörü oturma hesabında kullanılır. Oturma değeri ;



Şekil 4.23. Elastik oturma etki faktörü, I_s (Pells 1999)

$$\delta_v = \frac{Q_t}{E_r D} I_\delta \quad (4.87)$$

denkleminde hesaplanabilir. Bu denklemde :

δ_v : oturma miktarı

Q_t : kazığa etkiyen toplam yük

E_r : kayanın elastisite modülü

D : kazık çapı

I_δ : oturma etki faktörüdür.

5. KAZIK YÜKLEME DENEYLERİ VE DEĞERLENDİRİLMESİ

Yükleme deneyleri, kazıklı temellerin projede öngörülen servis yüklerini yetreli güvenlikte taşıyıp taşıyamadıklarının belirlenmesi için ve yapılan projenin ne kadar güvenilir ve ekonomik bir çözüm olduğunun belirlenmek amacıyla arazi şartlarında deneylerdir. Kazık yükleme deneyleri kabaca üç gruba ayrılır:

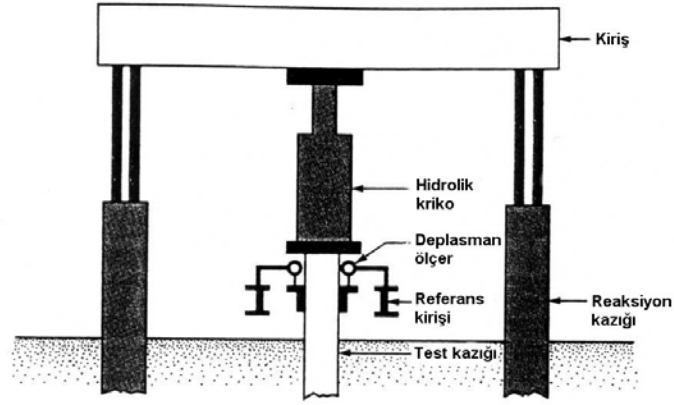
- Statik deneyler,
- Yarı-statik deneyler,
- Dinamik deneyler.

Bu bölümde, kayaya soketli kazıklarda sık kullanılan statik kazık yükleme deneyleri hakkında daha detaylı bilgi verilecektir. Yüklemeye tipi açısından statik kazık yüklemeye deneyleri üç gruba ayrılmaktadır;

- Eksenel basınç,
- Eksenel çekme,
- Yanal yüklemeye.

5.1. Eksenel Basınç

Kazığın eksenel basınç kapasitesini belirlemek için yapılır. Tipik bir basınç deney düzeneği Şekil 5.1’de verilmiştir. Deney prosedürü hakkında daha detaylı bilgi ASTM D 1143’ten elde edilebilir. Deneyde reaksiyon sistemi ölü yükleyici yada test kazığının yanına imal edilecek reaksiyon kazıkları yardımı ile oluşturulabilir (Şekil 5.2).



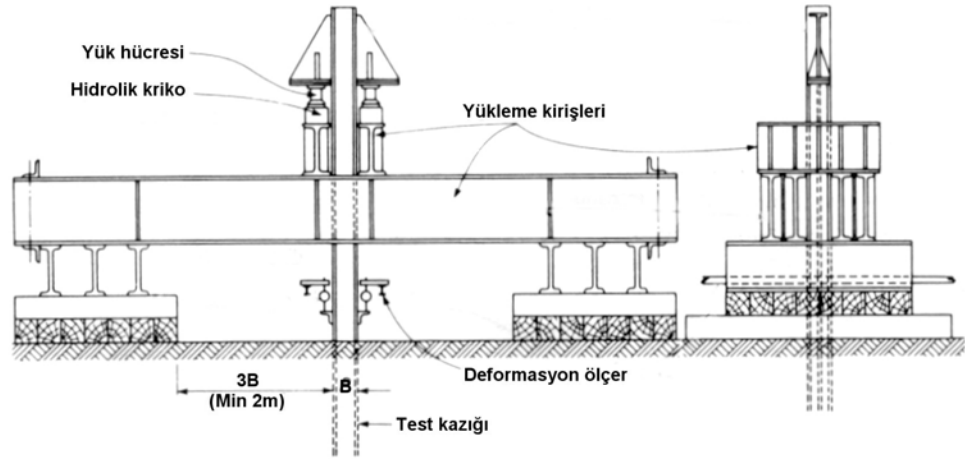
Şekil 5.1.Reaksiyon kazıkları ile oluşturulan tipik eksenel basınç deney düzeneği
(Das,1999)



(a) (b)
Şekil 5.2. Uygulama esnasında görüntülenmiş eksenel basınç deneyleri
a) Reaksiyon kazıkları ile yapılan yükleme deneyi
b) Ölü yük kullanılarak yapılan yükleme deneyi

5.2. Eksenel Çekme

Çekme yüküne çalışan kazıkların taşıma gücünü belirlemek için yapılmaktadır. Deprem yükleri etkisindeki veya yüksek devrilme momenti etkisinde kalan yapıların temel sistemleri için kullanılan kazıklarda çekme deneyleri sıklıkla kullanılmaktadır. Tipik çekme deneyi düzeneği Şekil 5.3'te verilmiştir.



Şekil 5.3. H kesitli çelik kazığa ait eksenel çekme deneyi düzeneği (Tomlinson,1994)

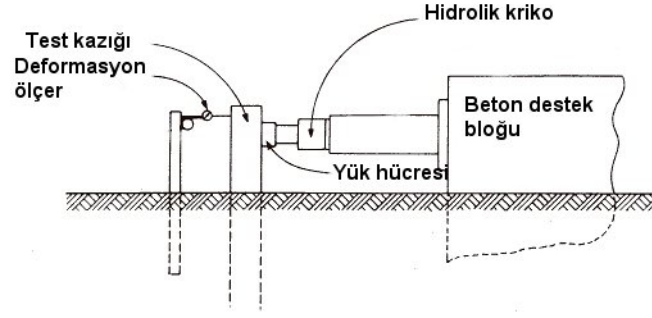
H kesitli çelik kazığa çekme deneyi yapılırken çekilen fotoğraflar Şekil 5.4'te verilmiştir. ASTM D 3689'dan eksenel çekme deneyi ve deney prosedürü hakkında daha detaylı bilgi elde edilebilir.



Şekil 5.4. H kesitli bir kazığa çekme deneyi uygulamasından görüntüler.

5.3. Yanal Yükleme

Liman gibi deniz yapılarındaki gemilerin çarpma yükü gibi yanal yük etkisindeki kazıkların yanal yük kapasitelerinin belirlenmesi amacıyla bir yükleme deneyidir. Örnek deney düzeneği Şekil 5.5'te verilmiştir.



Şekil 5.5. Yanal yükleme deneyi düzeneği (Tomlinson,1994).

ASTM D 3966’da yanal yükleme deneyi hakkında ve deney prosedürü hakkında detaylı bilgi bulunmaktadır. Uygulamada bir yanal yükleme deneyinden görüntüler Şekil 5.6’da verilmiştir.



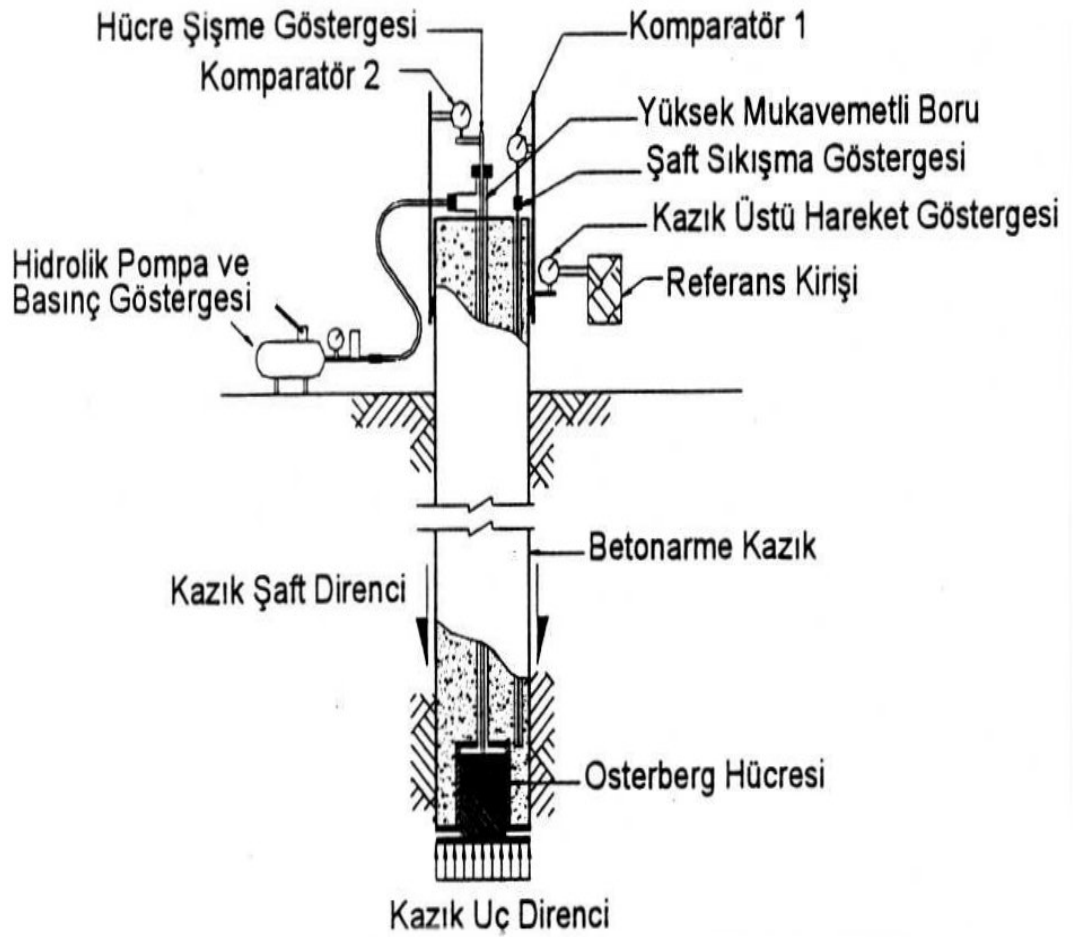
Şekil 5.6. H kesitli çelik kazığın yanal yükleme deneyi görüntüleri.

5.4. Osterberg Hücresi

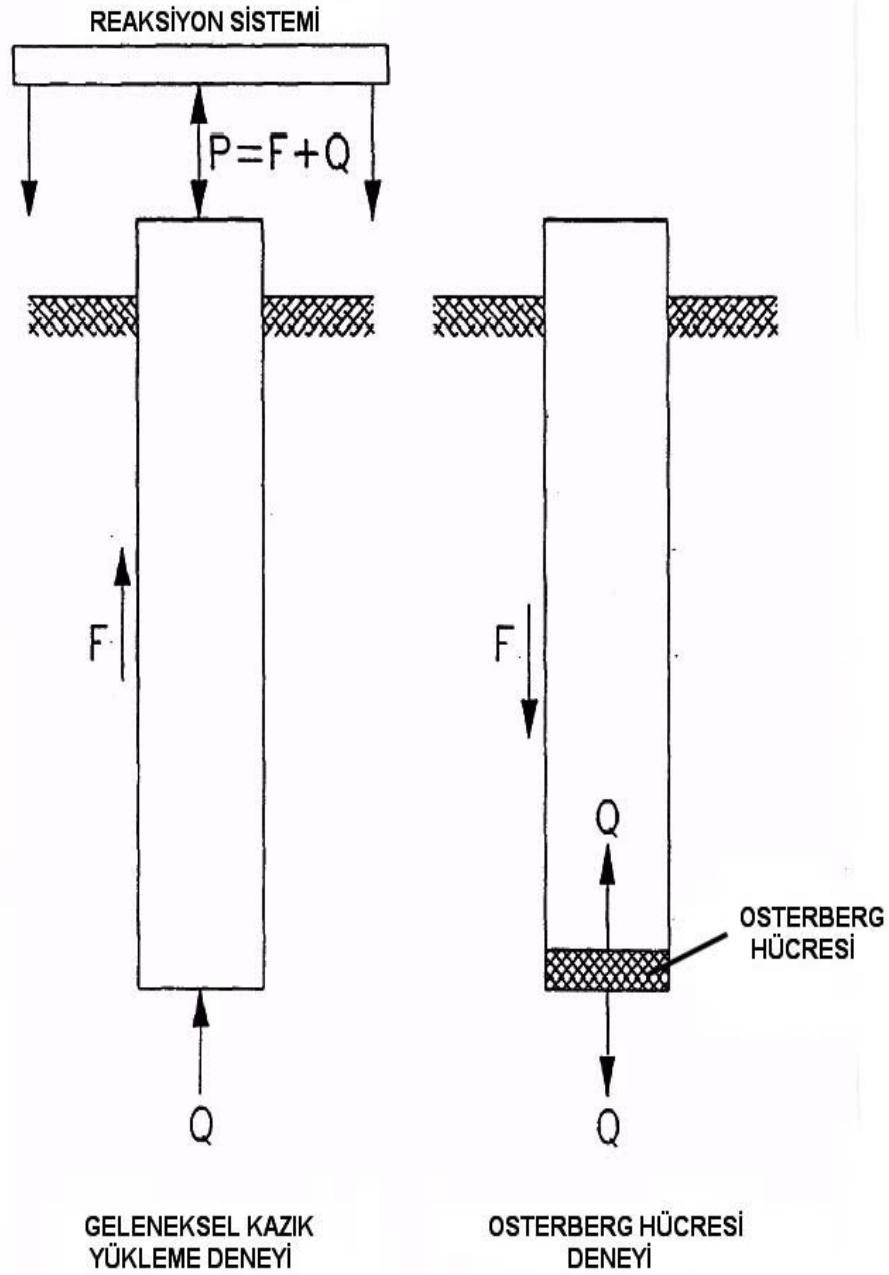
Kazık yükleme deneyleri açısından yeni bir sistem olan Osterberg Hücresi (Şekil 5.7) testinin son zamanlarda kullanımı artmaktadır. Kullanım açısından basit, verimli ve ekonomik olan bu deney sistemi çakma ve fore kazıklarda uygulanabilmektedir. Tipik bir Osterberg Hücresi deney düzeneği Şekil 5.8.’de verilmiştir. Geleneksel statik yükleme deneylerinden farklı olarak yükleme için herhangi bir reaksiyon sisteminin inşasına gerek yoktur. Geleneksel statik yükleme deneyleri ile Osterberg hücresinin yükleme mekanizması açısından karşılaştırılması Şekil 5.9’de görülmektedir.



Şekil 5.7. Osterberg hücresinin kazığın donatısına montajı



Şekil 5.8. Osterberg Hücresi deney düzeneği (Düzceer,2002)

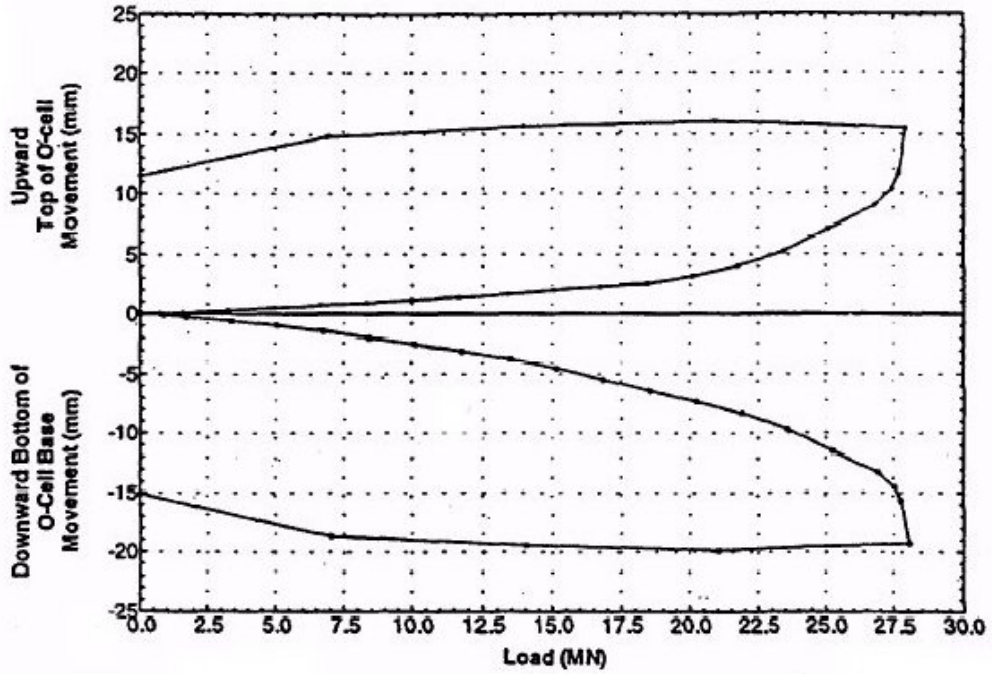


Şekil 5.9. Gelenksel kazık yükleme deneyleri ile Osterberg hücresi deneyinin yükleme tipi açısından karşılaştırılması (Schmertmann ve Hayes,1997)

Statik yükleme deneylerinde yük, reaksiyon sistemi ile kazık başlığından uygulandığı için kazık uç yükü ile çevre sürtünmesi değerlerini ayrı ayrı tam olarak belirleyebilmek ancak kazığın ekstra cihazlarla donatılması ile mümkündür. Ancak

Osterberg Hücresi kullanılarak yapılan deneylerde yük kazık içine yerleştirilen yük hücresi tarafından uygulandığı için çevre sürtünmesi ile uç mukavemeti ayrı ayrı ölçülebilmektedir. Kazık taşıma gücünü oluşturan bu iki bileşenden biri nihai değerine ulaştığı zaman test tamamlanmış olmaktadır.

Deney sonucunda her iki bileşene ait yük oturma değerleri elde edilir (Şekil 5.10). Daha sonra bu iki eğrinin yorumlanması ile kazığın yük-oturma grafiği elde edilir (Şekil 5.11). Kazığın göçme yükünün tayini literatürde verilen çeşitli yöntemlerle yapılabilir.

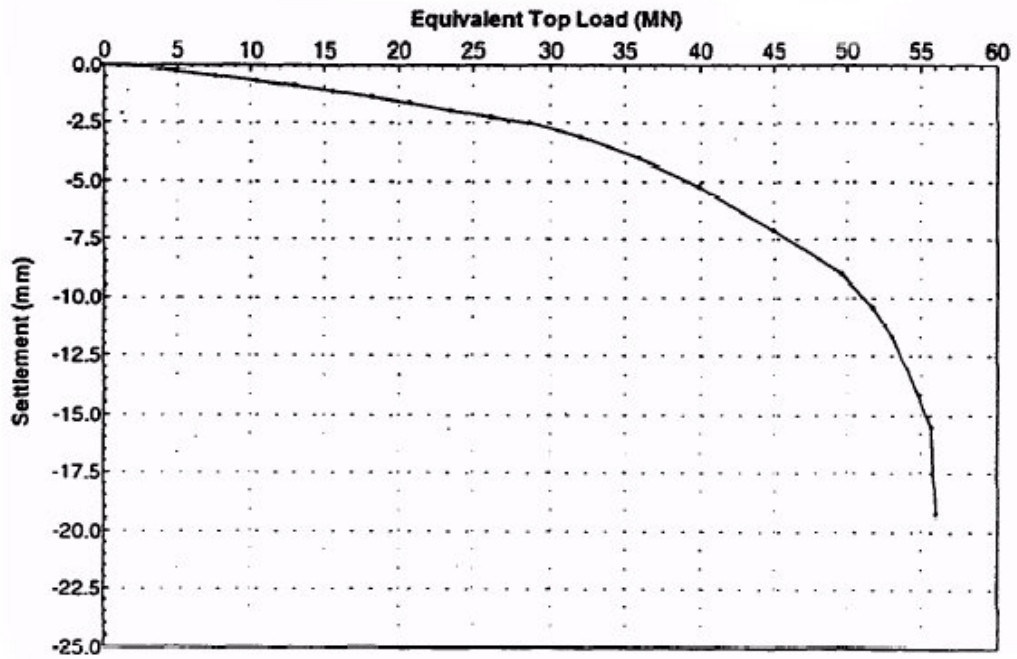


Şekil 5.10. Osterberg deneyi sonrasında elde edilen yük oturma eğrileri
(Schmertmann ve Hayes,1997)

Bu deney sistemi Dr. Jorj Osterberg tarafından geliştirilmiştir. İlk olarak 1984 yılında deneme amaçlı kullanılmış olan bu deney sistemi 1987’de ise ilk defa resmi olarak kullanılmıştır. Deneyde kullanılan hücre, içbasınç olarak 69 MPa değerine kadar çıkabilmektedir. Standart deney hücresi 150 mm’ye kadar deplasmana izin vermektedir.

Bu deneyin avantajları Schmertman ve Hayes,1997’de verilmiştir. Bunlardan bazıları şöyle sıralanabilir:

- **Ekonomi** : Yük hücresi bir daha kullanılamayacak olsa bile zaman, işgücü ve kullanılan ekipman açısından geleneksel deney yöntemlerine göre daha ekonomiktir.
- **Krip** : Deney düzeneğinin uygunluğu sebebiyle istenildiği takdirde yük sabitlenip kazığın krip davranışı gözlemlenebilir.
- **Güvenlik** : Kazık çevresinde herhangi bir yük olmadığı için göçme durumunda güvenlik problemi minimum seviyededir.



Şekil 5.11. Osterberg deneyi sonuçlarına göre türetilen kazığın eşdeğer yük oturma eğrisi (Schmertmann ve Hayes,1997)

- **Çalışma alanı** : Geleneksel statik yükleme deneylerinden farklı olarak kullanılan çalışma alanı çok daha azdır.

- Yük kapasitesi : Osterberg hücresinde yüksek miktarlardaki yüklemeler yapılabilmektedir. rnek olarak bu sistemle 54.000 kN’luk bir yükleme yapılmıştır. Tablo 5.1’de Osterberg hücresiyle yapılmış ve yükleme açısından en yüksek değerlere ulaşılan deneyler listelenmiştir.

Tablo 5.1. En yüksek yüklere değerlerine ulaşılan Osterberg Deneyleri
(Osterberg,2001)

Deney yeri	çap (m)	Derinlik (m)	Maksimum yük (MN)
Ohio Nehri Köprüsü, Kentuck, USA	1,8	36	54
St. Mary’s Nehri, Georgia, USA	1,5	23	65
Penang, Malezya	6*1 barrette	91	97
Singapur	2,2	51	120
Apalachicola Nehri, Florida, USA	2,75	39	133
Tuscon, Arizona, USA	2,4	41	150

- Yük dağılımı : Kazık taşıma gücünü oluşturan iki bileşen (uç mukavemeti ve evre sürtünmesi) bu deney sistemi ile ayrı ayrı ölçülebilmektedir.
- Çoklu deneyler : Aynı kazık üzerine yerleştirilecek birden fazla Osterberg hücresi ile birden fazla deney yapılabilmektedir.
- Soketli kazıklar : Yüksek yük kapasitesi sebebiyle ve uç mukavemeti ile evre sürtünmesinin ayrılması nedeniyle kayaya soketli kazıklarda kullanılması avantajlıdır.

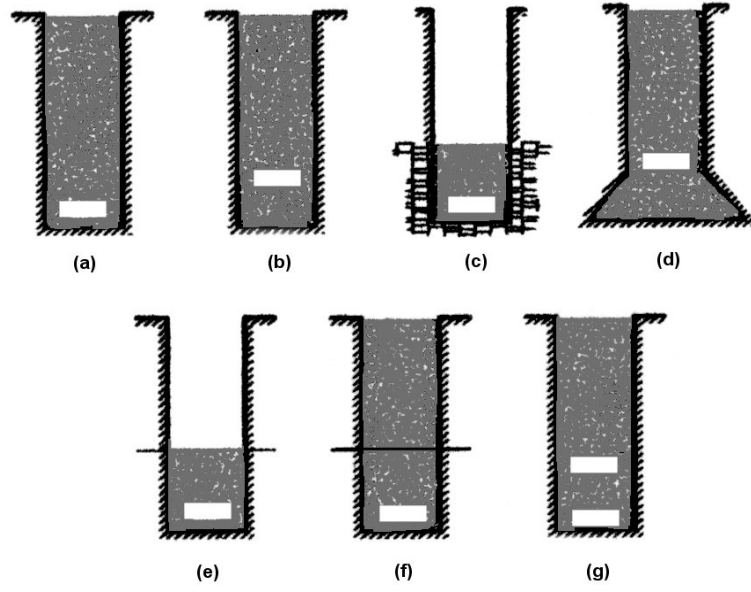
Amerikan Karayolları Kurumu (FHWA) tarafından yayınlanmış olan ‘Kazıklı Temellerin Tasarım ve İmalatı’ adlı yayında Osterberg Hücresinin dezavantajları ve sınırlandırmaları verilmiştir. Buna göre bunlar şöyle sıralanabilir:

- Tüm kazık tiplerine uygun değil. Örneğin H kesitli elik kazıklarda ve açık uçlu boru tipi kazıklarda kullanım zorlaşmaktadır.

- Planlama ihtiyacı; Kazık imalatı yapılmadan bu deneyin yapılacağı kararlaştırılmalı ve yük hücresi yerleştirilmelidir.
- Deney, uç mukavemeti ve çevre sürtünmesi değerlerinden herhangi birinin nihai değerine ulaşmasıyla tamamlanmaktadır. Bu nedenle mühendis deney öncesi bu bileşenleri nihai değerlerini tahmini olarak belirlemeli ve bu duruma göre yükleme yapılmalıdır.
- Kazığın tepe noktasından ölçülmesi gereken yük – deplasman eğrisi, deneyden doğrudan elde edilemediği için deney sonuçlarına göre türetilmektedir. Ancak bu sonuçlar konservatif değerler vermektedir.
- Yük hücresi tekrar kullanılamamaktadır.

Osterberg deneyinde yük hücresinin kazık içinde farklı yerlere yerleştirilmesi ile farklı yükleme durumları oluşturulabilmektedir. Şekil 5.12’de farklı noktalara yerleştirilen Osterberg hücreleri gösterilmektedir. Herbir durumun kullanım amaçları şöyle açıklanabilir:

- a) En çok kullanılan tiptir. Yük hücresi altına yatak vazifesi görmesi için az miktarda beton konulduktan sonra hücre yerleştirilir ve sonra kazık betonu dökülür. Bu yerleşim tahmin edilen çevre sürtünmesinin ve uç mukavemetinin yaklaşık olarak birbirine eşit olduğu veya uç mukavemetinin çok daha büyük olduğu durumlarda kullanılmaktadır. Sadece nihai çevre sürtünmesi değeri elde edilebilmektedir.
- b) Bu tip yerleşimde hem uç mukavemeti hemde çevre sürtünmesi belirlenebilir. Hücrenin tabandan yüksekliği daha önceden belirlenmelidir. Her iki bileşenin nihai değerine birlikte ulaşmasını sağlanması için yüksekliğin önemi artmaktadır.



Şekil 5.12. Osterberg hücresinin yerleşim alternatifleri (Osterberg,2001)

- c) Uç mukavemetinin ve çevre sürtünmesinin belirlenmesi istenen kaya soketlerinde kullanılan bu tipte, kaya tabakası üzerindeki zemin tabakalarının kazık kapasitesini etkilemesi önlenmektedir.
- d) Uç mukavemetinin, çevre sürtünmesinden daha düşük olması bekleniyorsa ve çevre sürtünmesi değeri belirlenmek isteniyorsa bu sistem kullanılmalıdır.
- e) Temel seviyesi deney yapılan zemin kotundan daha düşük bir seviyede ise bu sistem kullanılmaktadır. Kazık betonu temel seviyesine kadar döküldükten sonra üzeri kum veya başka bir dolgu malzemesi ile doldurulmaktadır.
- f) İki ayrı tabakanın çevre sürtünmesi değerleri belirlenmek isteniyorsa bu tip sistem kullanılmalıdır. Birinci adımda ilk tabakanın en üst seviyesine kadar beton dökülerek deney uygulanır. Daha sonra kazığın kalan kısmı imal edilerek deney tekrarlanır. Birinci deneyden elde edilecek çevre sürtünmesi değeri, ikinci deneyden elde edilecek

çevre sürtünmesi değerinden çıkarılarak üstteki tabakanın çevre sürtünmesi değeri de belirlenebilir.

- g) İki ayrı hücre kullanılarak yapılan bu tip deneyde ise farklı bölgelerdeki çevre sürtünmeleri ile uç mukavemeti elde edilebilir. Bu tip yerleşimde yüklemeler adım adım yapılmalıdır (Osterberg,2001).



Şekil 5.13. Kazığın göçme yükünün tayini için literatürde verilen metodlar.

5.5. Kazık yükleme deneylerinin yorumlanması

Kazık yükleme deneylerinin sonuçlarının yorumlanması ve kazığın göçme yükünün tayini için literatürde birçok kurum ve araştırmacı tarafından çeşitli yöntemler geliştirilmiştir. Genel olarak üç grupta toplanabilen bu yöntemlerin en önemlileri bağlı olduğu gruplara göre Şekil 5.13’de verilmiştir.

Literatürde verilen ve kabul edilen yöntemlerin herbirinin kendine göre avantaj ve dezavantajları bulunmaktadır. Bu durum deney verilerine de bağlıdır. Örenek olarak deney esnasında kazığın göçüp göçmediği çeşitli yöntemlerin kullanımını sınırlandırmakta bazıları için ise herhangi bir sakınca yaratmamaktadır.

6. UYGULAMA ÇALIŞMASI

Anadolu Otoyolunun Gümüşova–Gerede kesimi inşaatı çerçevesinde V4 viyadüğüne (Şekil 6.1) ait ayakların temellerin bazıları kayaya soketli kazıklar olarak projelendirilmiştir.. Bu proje için hazırlanan Geoteknik rapordan edinilen bilgilere dayanarak bölgenin genel jeolojisi kısaca şu şekilde özetlenebilir. Bölgede temel kaya Yedigöller formasyonu olarak isimlendirilen Paleozoik yaşı olan amfibolit, amfibolgnays, metadiyorit ve metagranit litolojileri oluşturmaktadır. Bu birimde hakim olan litolojiler genelde amfibolitler ve metagranitlerdir. Bu birimleri kesen çeşitli kalınlıklarda kuvars, andezit ve diyabaz daykları mevcuttur. Bu birimler



Şekil 6.1. Anadolu Otoyolunun Gümüşova–Gerede kesimi V4 viyadüğü inşaatı

genelde Paleotektonik ve neotektonik hareketler sonucu ileri derecede metamorfizmaya uğramış ve milonitik kayalara dönüşmüştür. Yedigöller formasyonunun üst yüzeyi İkizoluk formasyonu olarak bilinen şeyl, fillit, sleyt ve kristalize kireçtaşları ile tektonik dokanaklıdır. Ayrıca, Yedigöller formasyonu yer

yer Pliyo-Kuvarterner yaşı göl çökelleri ve dere alüvyonları tarafından örtülmüştür. Bu taban birimlerinin üstünde Eosen yaşı konglomera, kumtaşı, silttaşı, kıltaşı istifleri yer almaktadır. Kuvarterner yaşı yamaç molozu, alüvyon tabakaları istifin en üstünde yer almaktadır. Kalınlıkları yer yer 10m-15m dolayında değerler almaktadır. Bölgede aktif faylar yaygındır, ancak V4 viyadüğü kesimi içinde aktif bir fay bulunmamaktadır. (Enar Mühendislik, 2001)

V4 viyadüğü boyunca yapılan sondajlarda nokta yük deneyleri yapılmış ve kaya tabakalarından karotlar alınmıştır. Sondajlar rotary sondaj marinalarıyla delinmiştir. Zemin tabakaları içinde Standart Penetrasyon Deneyleri yapılmış, sondajın kaya içinde ilerlediği durumlarda ise sürekli karot alınmıştır. Sondajlar genel olarak değerlendirildiğinde, vadi içinde yapılan sondajların çoğunda üstte eski otoyol dolgusu veya onun altında nehir alüvyonundan oluşan ve zemin özelliği taşıyan

Tablo 6.1. V4 viyadüğü bölgesinde yapılan nokta yük deneyleri sonuçları (Enar Mühendislik, 2001)

Sondaj No Borehole No	Sondaj Kotu Borehole El.	Derinlik Depth (m)	Numunenin Kotu Test El.	I _s (50) (MPa)	Kaya Tipi Rock Type
P61R	709.39	28.5	680.89	0.08	Amphibolite
P61R	709.39	28.5	680.89	0.18	Amphibolite
P61R	709.39	28.5	680.89	0.08	Amphibolite
P61R	709.39	30	679.39	0.13	Metadiorite
P61R	709.39	30	679.39	0.11	Metadiorite
P61R	709.39	30	679.39	0.19	Metadiorite
P63R	722.96	31.45	691.51	0.06	Amphibolite
P64R	725.14	23.1	702.04	0.05	Amphibolite
P67R	722.84	18.2	704.64	0.20	Metadiorite
P67R	722.84	20.8	702.04	0.28	Metadiorite
P69R	729.48	21.26	708.22	0.08	Amphibolite
P69R	729.48	28.9	700.58	0.93	Amphibolite
P69R	729.48	28.9	700.58	1.20	Amphibolite
P71R	732.15	8.65	723.5	0.33	Metadiorite
P73R	736.75	22.2	714.55	0.04	Amphibolite
P73R	736.75	26.5	710.25	1.11	Amphibolite
P74R	733.49	24.35	709.14	0.03	Amphibolite
P74R	733.49	20.7	712.79	0.15	Amphibolite
P75R	740.52	21.35	719.17	0.15	Amphibolite
P75R	740.52	24.85	715.67	0.25	Metadiorite
P76R	742.25	11.8	730.45	0.30	Metadiorite

Tablo 6.1. devamı (Enar Mühendislik, 2001)

Sondaj No Borehole No	Sondaj Kotu Borehole El.	Derinlik Depth (m)	Numunenin Kotu Test El.	I _s (50) (MPa)	Kaya Tipi Rock Type
P76R	742.25	13.4	728.85	0.46	Metadiorite
P77R	752.17	21.9	730.27	0.84	Metagranite
P78R	761.37	25.4	735.97	0.07	Metagranite
P78R	761.37	33.4	727.97	2.43	Metadiorite
P78R	761.37	33.7	727.67	2.02	Metadiorite
P78R	761.37	38.9	722.47	0.70	Metadiorite
V3L-P1	*	10.0		1.51	Metadiorite
V3L-P3	715.38	16.8	698.58	0.05	Metadiorite
V3L-P3	715.38	12.5	702.88	0.04	Metadiorite
V3L-P3	715.38	19.5	695.88	0.06	Metadiorite
V3L-P4	719.2	7.5	711.70	1.92	Amphibolite
V3L-P4	719.2	25.0	694.20	0.05	Metadiorite
V3L-P4	719.2	32.2	687.00	0.03	Amphibolitic Gneiss
-P4	719.2	32.5	686.70	0.05	Metadiorite
V3L-P5	720.16	18.6	701.56	0.27	Amphibolite
V3L-P5	720.16	19.0	701.16	1.77	Amphibolite
V3L-P5	720.16	24.5	695.66	0.20	Metadiorite
V3L-P5	720.16	24.5	695.66	0.30	Metadiorite
V3L-P5	720.16	24.5	695.66	0.65	Metadiorite
V3L-P5	720.16	24.7	695.46	0.71	Metadiorite
V3L-P9	727.8	22.3	705.50	1.70	Metadiorite
V3L-P9	727.8	19.5	708.30	2.78	Metadiorite
V3L-P9	727.8	21.3	706.50	0.89	Metadiorite
V3L-P9	727.8	27.4	700.40	2.63	Metadiorite
V3-P10	729.85	24.1	705.75	0.29	Metadiorite
V3-P10	729.85	26.3	703.55	0.29	Metadiorite
V3-P10	729.85	26.3	703.55	0.14	Amphibolite
V3-P11	732.67	5.95	726.72	1.65	Amphibolite
V3-P11	732.67	16.5	716.17	0.40	Amphibolite
V3-P11	732.67	22.6	710.07	0.99	Amphibolite
V3-P11	732.67	26.3	706.37	0.76	Amphibolite
V3-P11	732.67	26.5	706.17	0.99	Amphibolite
V3-P11	732.67	34.1	698.57	0.76	Amphibolite
V3-P11	732.67	34.25	698.42	0.61	Amphibolite
V3-P11	732.67	42.4	690.27	0.39	Amphibolite
V3-P12	738.5	22.35	716.15	0.68	Metadiorite
V3-P12	738.5	23.4	715.10	0.95	Metadiorite
V3-P12	738.5	21.3	717.20	0.55	Metadiorite
V3-P12	738.5	17.45	721.05	0.26	Metadiorite
V3-P13	738.5	32.4	706.10	0.04	Metadiorite
V3-P13	738.5	34.85	703.65	0.51	Metadiorite
V3-P14	741.01	21.85	719.16	0.89	Metagranite
V3-P14	741.01	25.0	716.01	0.58	Amphibolite
V3-P15	744.70	19.2	725.50	0.54	Amphibolite
V3-P16	757.85	29.35	728.50	0.12	Amphibolite

birimler geçilmekte ve bunun altında az veya çok ayrılmış kaya birimlerine girilmektedir. Anakaya olarak bölgede görülen Anfibolit ve Metadiorit tabakalarında yüzeye yakın bölgelerde ayrışma ileri seviyelerdedir. Kaya genellikle zayıf kaya özelliği göstermektedir. (Enar Mühendislik, 2001).

V4 viyadüğü boyunca yapılan sondajlarda karşılaşılan kaya birimlerin mühendislik özelliklerini belirleyebilmek amacıyla nokta yük deneyleri ve tek eksenli basınç deneyleri yapılması öngörülmüştür. Ancak kaya formasyonlarının çok kırıklı olması (RQD genellikle 0%, yer yer 0%-25% arasında) nedeniyle tek eksenli basınç deneyi yapılacak numuneler elde edilememiştir. Sondajlardan alınan kaya numuneleri üzerinde yapılan nokta yük deneylerinin sonuçları Tablo 6.1’de sunulmuştur. Nokta yük indisi ($I_s(50)$) değerleri genellikle 0,1 ile 0,4 arasında değişmektedir. İstatistiksel çalışmada bu veriler arasındaki çok yüksek değerler ve çok düşük değerler analiz dışında tutulmuştur. Ortalama bir değer olarak $I_s(50)=0,30$ seçilmiştir. Yapılan sondajlar sonucunda bölgede yeraltı su seviyesinin 0,5 m ile 16 m arasında değiştiği belirlenmiştir.

Nokta yük indisi ile serbest basınç mukavemeti arasındaki :

$$q_u = 24.I_{s(ort)} \quad (6.1)$$

korelasyonu yardımı ile ortalama serbest basınç mukavemeti değeri ;

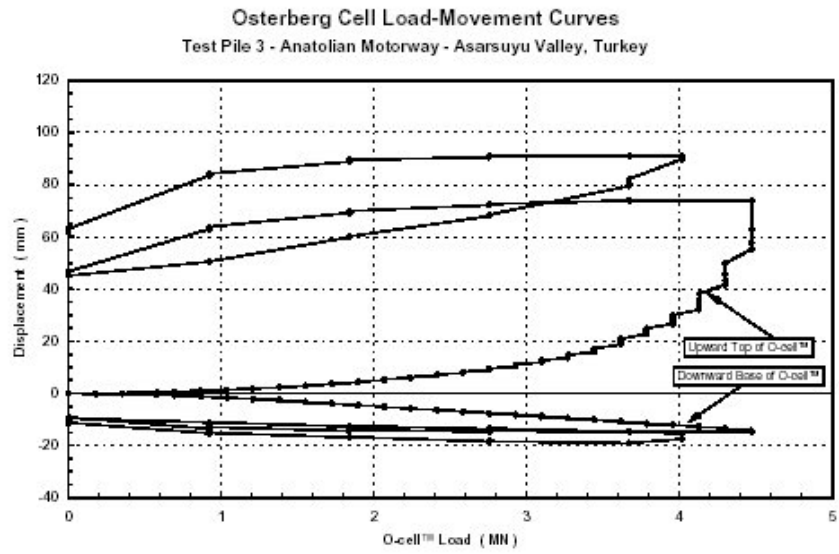
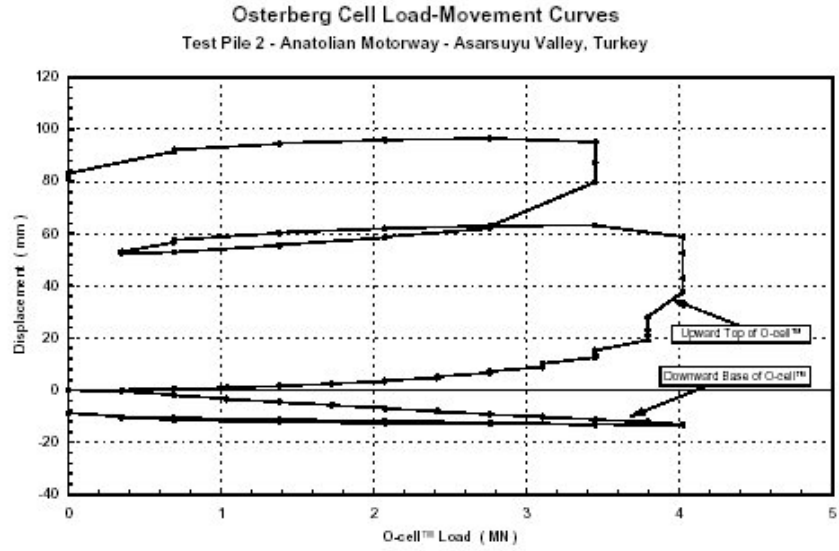
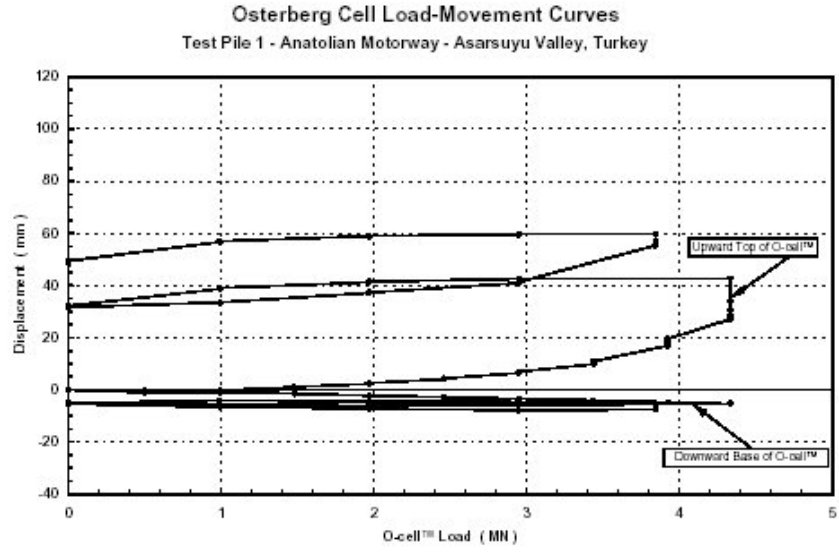
$$q_u = 24 \times 0,30 = 7,2 \text{ MPa}$$

olarak hesaplanmıştır. Kaya tabakasının deformasyon modülü ise Rowe ve Armitage 1987b tarafından verilen korelasyona göre ;

$$E_r = 215\sqrt{q_u} = 215\sqrt{7,2} = 577 \text{ MPa}$$

olarak hesaplanabilir. Tasarım deformasyon modülü ise ;

$$E_d = 0,5 \times 577 \approx 300 \text{ MPa}$$



Şekil 6.2. Osterberg hücresi deneyi sonuçları (Loadetst International Inc.,2001)

olarak seçilmiştir.

V4 viyadüğü boyunca imal edilen kayaya soketli kazıkların çekme ve basınç kapasitelerini belirlemek amacıyla 3 adet Osterberg hücresi deneyi ve bir tane statik eksenel basınç deneyi gerçekleştirilmiştir.

Loadtest International Inc. Tarafından yapılan Osterberg deneylerinde 120 cm çaplı kazıklar imal edilmiştir. Sırasıyla kayaya 4,0 m, 3,0 m ve 2,0 m soketlenen kazıklarda Osterberg hücresi soket bölgesinin orta kısmına yerleştirilmiştir. Böylece üst soket bölümünden elde edilecek verilerle çevre sürtünmesi değeri elde edilecek, alttaki kısımdan ise uç mukavemeti değeri belirlenecektir. Deneylere ait Osterberg hücresi yerleşimi ve zemin profilleri Eklerde verilmiştir. Bu deneylerin yapıldığı bölge anakaya tabakasının en zayıf olduğu bölgedir. Bunun sebebi anakaya tabakasının zemin yüzeyine yakın olması sebebiyle atmosfer ve suyun etkisiyle ayrışmanın ileri seviyede olmasıdır. Loadtest International Inc. tarafından hazırlanan deney raporlarında, yapılan üç deneye ait kazıkların yük – deplasman grafikleri verilmiştir (Şekil 6.2).

Kayaya soketli kazıkların birim çevre sürtünmesi değeri elde edilirken 3 nolu deneye ait sonuçlar değerlendirme dışı bırakılmıştır. Bunun sebebi 3 nolu deneyin yapıldığı kaya tabakası aşırı altere olmuş ve tümü ile çakıllı sert kil özelliği gösteren bir kil tabakası haline gelmiştir. Ayrıca bu deneyde soket boyu 2,0 m olarak seçilmiştir. Ancak kazık tasarımında minimum 5,0 m'lik bir soket boyu seçilmiştir. 3 nolu deneyde mobilize olacak çevre sürtünmesi değeri L/D oranı sebebiyle düşük olacağı için çevre sürtünmesi için gerçekçi sonuçlar veremeyecektir. Diğer iki deney sonucunda üst kazıktan elde edilen kriş limit yükü değerleri Tablo 6.2 de verilmiştir.

Tablo 6.2. Kayadaki Ortalama Nihai Birim Çevre Sürtünmesi

Test No	Soket Boyu (m)	Kriş Yüğü [Q _{T1}] (MN)	f _s (Q _{T1} / A _s) (kN/m ²)
1	4.00	3.44	230
2	3.00	2.90	227.5

Yapılan değerlendirme sonucunda birim çevre sürtünmesi değeri 220 kPa olarak seçilmiştir.

Uç mukavemeti için birinci deneyin verileri kullanılacaktır. Birinci deneyin soket boyu diğer deneyin soket boyundan daha fazla olduğu için uç mukavemeti tarafından taşınan yük diğer deneye nazaran daha az olacağı için böyle bir seçim yapılmıştır. Birinci deneye ait alttaki reaksiyon kazığının tük oturma eğrisi Mazurkiewicz Yöntemi ile çözümlerse kazık göçme yükü olarak yaklaşık olarak 10 MN gibi bir değer ortaya çıkmaktadır (Şekil 6.3). Aynı kazığın üst kısmından elde edilen çevre sürtünmesi değerinin alttaki kazık içinde geçerli olduğu kabul edilerek birim uç mukavemeti şu şekilde hesaplanabilir:

$$D = 1.20\text{m}, \Rightarrow A_b = 1.13\text{m}^2$$

$$L_{s-alt} = 2.86\text{m} \Rightarrow A_s = \pi DL = 10.78\text{m}^2$$

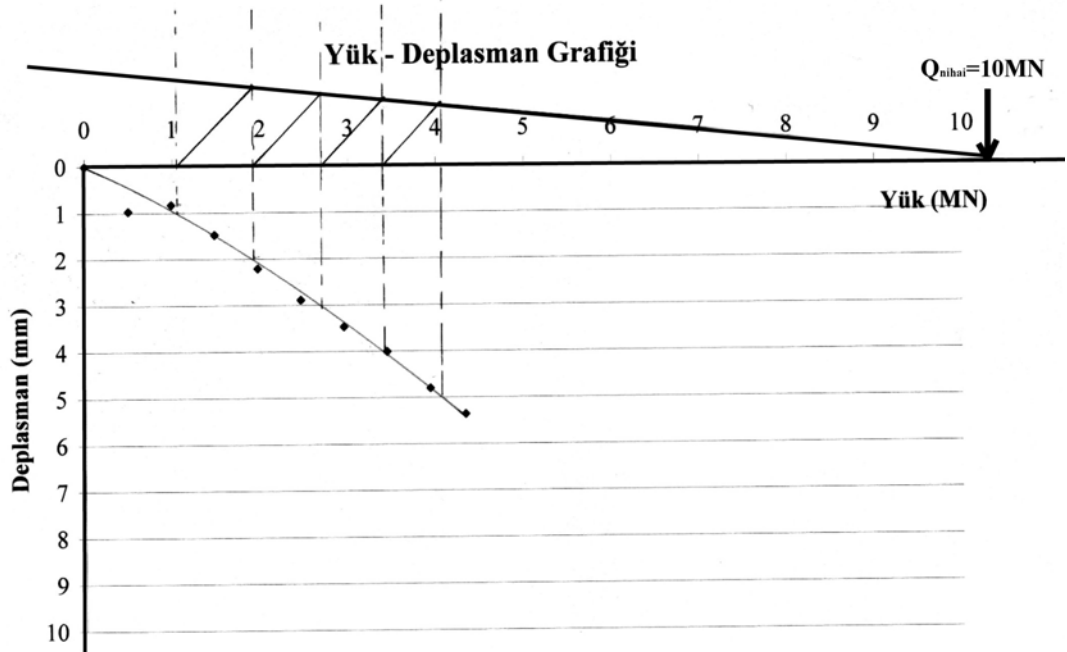
$$f_s (\text{tension}) = f_s (\text{comp}) = 0,22 \text{ MPa}$$

$$Q_s = f_s \times A_s = 0,22 \times 10.78 = 2,37 \text{ MN}$$

$$Q_{ult} = 10 \text{ MN}$$

$$Q_b = Q_{ult} - Q_s = 10 - 2,37 = 7,83 \text{ MN}$$

$$q_b = Q_b / A_b = 7,83 / 1.13 = 6,93 \text{ MPa}$$



Şekil 6.3. Mazurkiewicz yöntemi kullanarak Osterberg deneyindeki alt kazığın göçme yükünün tayini

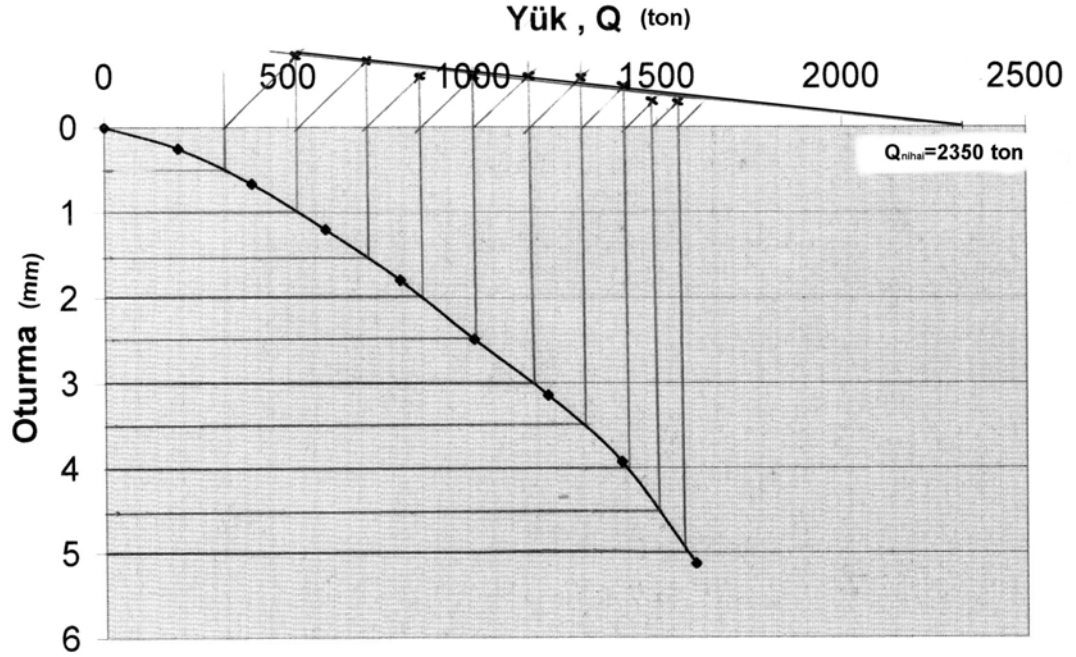
Bu sonuç Rowe ve Armitage 1987b’de tarafından belirtilen $q_b \approx q_u$ bağıntısını doğrulamaktadır.

Daha önce belirtildiği gibi V4 viyadüğünde imal edilen 180 cm çaplı kazıklar üzerinde statik eksenel basınç deneyi de yapılmıştır. Bu deney, V4-P1R temelinin 6 nolu kazığında yapılmıştır. Foraj sırasında anakayaya 701.60m kotunda girilmiş ve 5.40m kaya soket oluşturulduktan sonra foraja 696.20m kotunda son verilmiştir. Donatı kafesinin yerleştirilmesini takiben kazık 709.80m kotuna kadar BS20 (28 günlük silindir basınç mukavemeti $f_c' = 20$ MPa) betonuyla betonlanmıştır.

Eksenel kazık yükleme deneyinde düşey yükler, test kirişinden reaksiyon alan 3 adet BAUER marka hidrolik kriko ile kazığa uygulanmıştır. Test kirişi üzerine oturan yükleme platformunda ölü yük olarak 1m³’lük beton bloklar kullanılmıştır. Beton bloklardan teşkil edilmiş yükleme platformu ve reaksiyon kirişlerinin zati ağırlığı yaklaşık 1800 ton olup bu değer maksimum deney yükünden %12.5 fazladır. Böylece, teknik şartnamede belirtilen ölü yükün, maksimum deney yükünden %10 daha fazla olma kriteri sağlanmıştır. Ölü yükler vasıtasıyla yapılan yükleme deneyi şematik olarak Eklerde gösterilmiştir. Deneyde kazık düşey yerdeğiştirmeleri, 0.001 mm hassasiyetli 3 adet mikrometre ve 0.01 mm hassasiyetli 2 adet deflaktometre ile ölçölmüştür. Mikrometre ve deflaktometrelere ek olarak jeodezik ölçömlerle de eksenel kazık yükleme deneyi takip edilmiştir. Deney boyunca uygulanan yükleme programı ve yapılan ölçömler Eklerde verilmiştir.

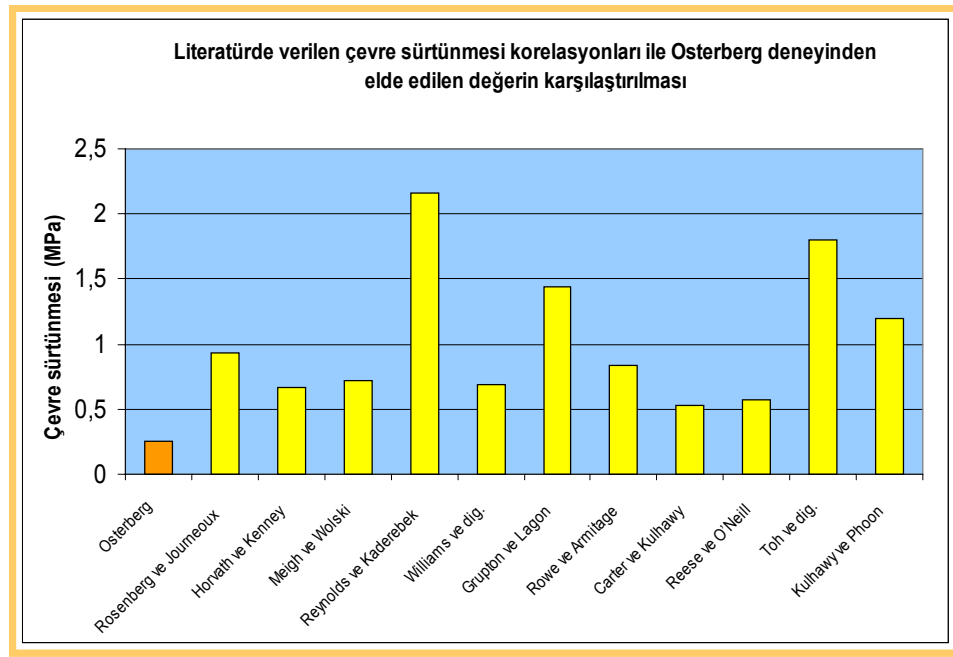
Deney sonucunda elde edilen yük – oturma eğrisi Mazurkiewicz Yöntemi ile değerlendirilmiş ve kazığın taşıma gücü değeri için $Q_{ult} = 23,5$ MN gibi bir sonuç elde edilmiştir. Bu hesap Şekil 6.4’te görölmektedir.

Mazurkiewicz Çözümü



Şekil 6.4. Mazurkiewicz Yöntemi ile kazığın nihai taşıma gücü değerinin bulunması

Osterberg hücreleri deneyi, eksenel yükleme deneyi ve soketli kazık imalatı esnasında çekilmiş fotoğraflar Eklerde verilmiştir. Ayrıca Osterberg deneyleri sonrasında yapılan sondaj logları ve alınan kaya karotlarının fotoğraflarında eklerde bulunmaktadır.



Şekil 6.5. Çevre sürtünmesi değerlerinin karşılaştırması

Tablo 6.3'te literatürde verilen nihai birim çevre sürtünmesi korelasyonlarına göre hesaplanan değerler görülmektedir. Aynı karşılaştırma Şekil 6.5.'te grafik ortamda sunulmuştur. Osterberg deneyinden elde edilen çevre sürtünmesi arazinin tamamını temsil etmediği için literatürde verilen korelasyonlara göre daha düşüktür. Kayanın ayrışması bu duruma sebep olmuştur. Bu duruma göre çeşitli yöntemler çok farklı sonuçlar vermektedir. Osterberg hücresi deneyi sonuçları ile değerlendirildiğinde genelde daha çok tercih edilen korelasyonların daha yakın sonuçlar verdiği görülmektedir. Ayrıca bu durum göstermektedir ki arazi deneyleri yapılmadan projelendirilen ve imal edilen kazıklarda istenmeyen durumlar oluşabilir, çünkü literatürde verilen korelasyonlara göre çok daha yüksek çevre sürtünmesi değerleri verilmektedir.

Tablo 6.3. $q_u=7,2$ MPa değeri için literatürde önerilen nihai birim çevre sürtünmesi değerleri

Kaynak	f_{su} (MPa)
Rosenberg ve Journeoux (1976)	0,930
CIRIA, Hobbs ve Heally (1979)	SPT (N) sayısına bağlı
Horvath ve Kenney (1979)	0,670
Meigh ve Wolski (1979)	0,719
Reynolds ve Kaderebek (1980)	2,160
Williams ve diğ. (1980)	0,690
Grupton ve Lagon (1984)	1,440
Crapps (1986)	SPT (N) sayısına bağlı
Rowe ve Armitage (1987)	0,840
Carter ve Kulhawy (1988)	0,534
Macmahan (1988)	SPT (N) sayısına bağlı
Reese ve O'Neill (1989)	0,568
Toh ve diğerleri (1989)	1,800
Mc Vay (1992)	q_t 'ye bağlı
Kulhawy ve Phoon (1993)	1,2

Kazığın uç mukavemet için literatürde verilen korelasyonlara göre yapılan hesap sonuçları Tablo 6.4'te verilmiştir.

Tablo 6.4. $q_u=7,2$ MPa değeri için literatürde önerilen nihai birim uç mukavemeti değerleri

Yazar	q_{nihai} (MPa)
Teng (1962)	36
Coates (1967)	21,6
Rowe ve Armitage (1987b)	19,4
ARGEMA (1992)	10

Tablo 6.4'te verilen sonuçlara göre uç mukavemeti için genel itibarı ile çok farklılık bulunmatadır. Teng,(1962) tarafından verilen korelasyon bir miktar yüksek sonuç vermektedir. Osterberg deneyinden elde edilen uç mukavemeti değeri göz önüne alınırsa Rowe ve Armitage (1987b) ve Coates (1967) tarafından verilen sonuçların gerçek duruma daha yakın sonuçlar verdiği görülmektedir.

Ostreberg deneyinin gerçekleştirildikleri şartlar için dördüncü bölümde verilen tasarım metodlarından

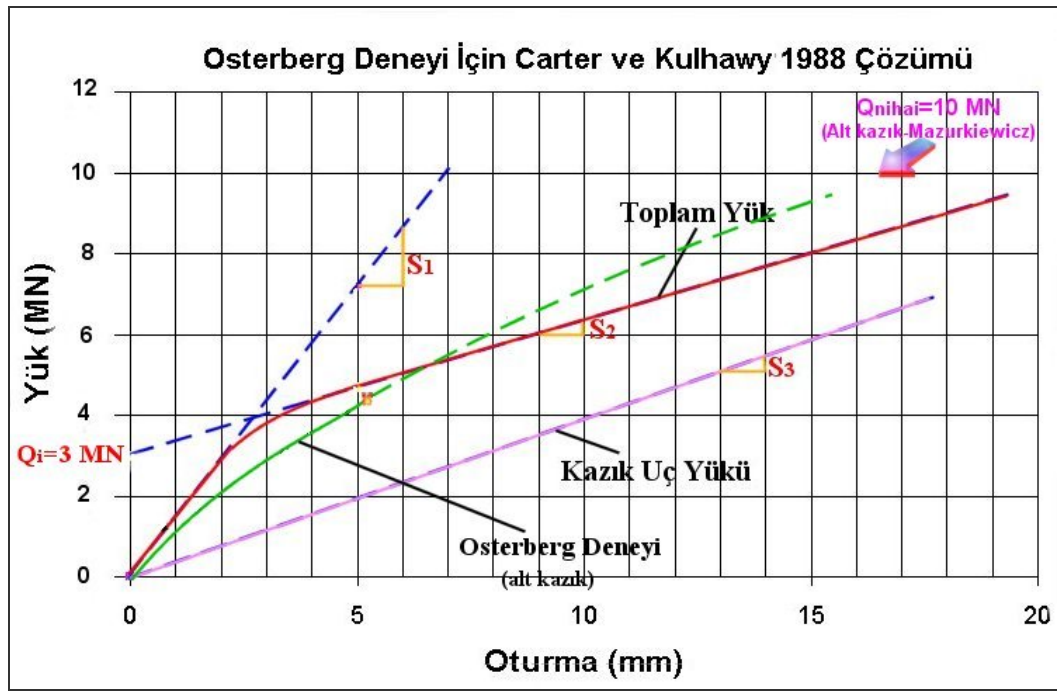
- Rowe ve Armitage (1987b)
- Wiliams ve diğ. (1980)
- Carter ve Kulhawy (1988)

ile yapılan hesaplar sonucunda Tablo 6.5'te verilen durum ortaya çıkmaktadır. Bu hesaplamalarda kayanın elastisite modülü 300 MPa, BS 20 sınıfındaki betonun elastisite modülü olarak 28500 MPa, kayanın serbest basınç mukavemeti değeri olarak 7,2 MPa değerleri kullanılmıştır.

Tablo 6.5. Tasarım metodlarına göre yapılan hesapların Osterberg deneyi sonuçları ile karşılaştırılması

Tasarım Metodu		Soket boyu (m)	Soket çapı (m)	Taşıma gücü, Q_t (MN)	Oturma (mm)	$Q_{uç}/Q_t$ (%)	f_s (kPa)
Osterberg deneyi sonuçları		4	1,2	10	-	-	220
Rowe ve Armitage (1987)		2,4	1,2	10	10	26	839
Williams ve diğerleri (1980)		5	1,2	6,14	10	14	290
Carter ve Kulhawy (1988)	elastik bölgede	4	1,2	10	6,25	24	503
	kayma sonrası	4	1,2	10	16	61	192

Eksenel kazık yükleme deneyi şartları için yapılan hesapların sonuçları ise Tablo 6.6’da verilmiştir. Ayrıca Carter ve Kulhawy (1988)’de verilen tasarım metoduyla Osterberg deneyi durumu ve Eksenel Yükleme deneyi durumu için yapılan hesapların deneyden elde edilen sonuçlarla grafik ortamdaki karşılaştırmaları Şekil

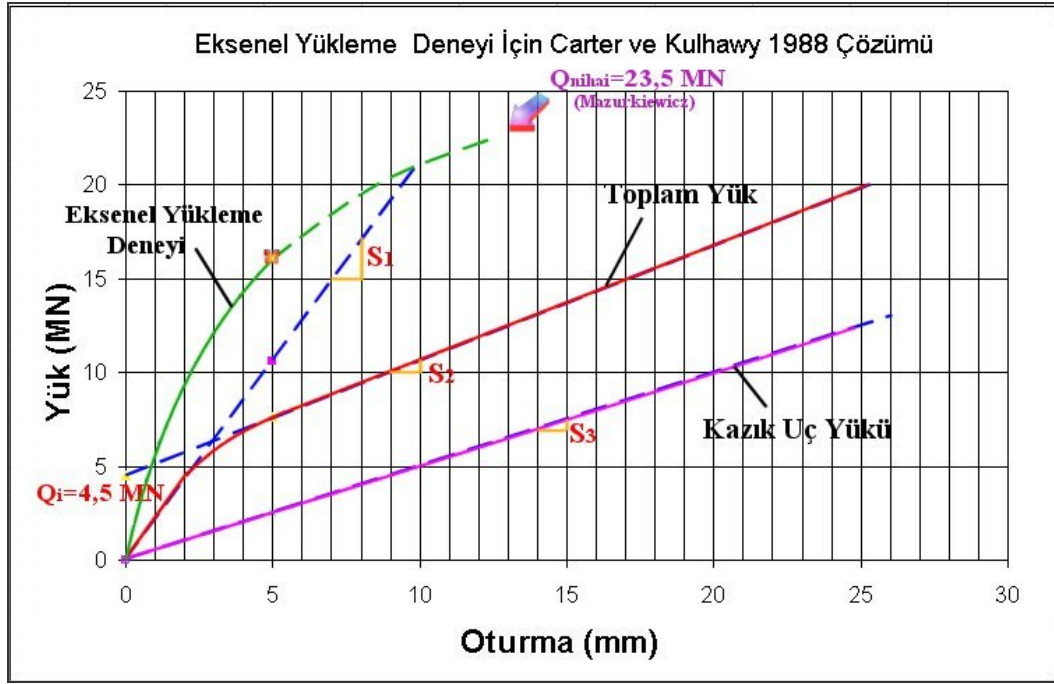


Şekil 6.6. Osterberg deneyi ile Carter ve Kulhawy (1988)’de verilen metodun karşılaştırması

6.6 ve Şekil 6.7’de verilmiştir. Osterberg deneyi için yapılan hesaplarda kullanılan kaya ve beton malzemelerinin özellikleri bu hesaplarda da aynı şekilde kullanılmıştır. Projede kazığın servis yükü 8 MN olarak verilmiştir.

Tablo 6.6. Tasarım metodlarına göre yapılan hesapların eksenel kazık yükleme deneyi sonuçları ile karşılaştırılması

Tasarım Metodu	Soket boyu (m)	Soket çapı (m)	Nihai taşıma gücü, Q_t (MN)	Oturma (mm)	$Q_{uç}/Q_t$ (%)	f_s (kPa)
Eksenel yükleme deneyi sonuçları	5	1,8	23,5	≈ 10	-	220
Rowe ve Armitage (1987)	2,9	1,8	23,5	10	45	840
Williams ve diğerleri (1980)	6	1,8	17,1	25	17	414
Carter ve Kulhawy (1988)	elastik bölgede	5	1,8	23,5	11	706
	kayma sonrası	5	1,8	23,5	27	266



Şekil 6.7. Eksenel yükleme deneyi ile Carter ve Kulhawy (1988)'de verilen metodun karşılaştırması

Bu sonuçlardan görüleceği gibi tasarım metodları tam sonuç vermemekte ancak yaklaşık değerler vermektedir. Bu nedenle kayaya soketli kazıklar projelendirilirken

mutlaka arazi şartlarında kazık yükleme deneyleri yapılmalıdır. Böylece tasarımımızın kontrolu sağlanacaktı

Ü

7. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu yüksek lisans tez çalışmasında zemin tabakaları tarafından taşınan kazıklara göre çok daha fazla yük kapasitesine sahip ve düşük deformasyon değerlerini sağlayan kaya tabakalarına soketli kazıklar incelenmiştir.

Kayaya soketli kazıkların yük transferi iki ayrı bileşen tarafından kontrol edilmektedir. Bu bileşenler uç mukavemeti ve çevre sürtünmesi değerleri olarak adlandırılmaktadırlar. Bu konuda yapılan çalışmaların çoğunda uç mukavemeti bileşenine dikkat edilmesi gerektiği belirtilmektedir. İmalat esnasında soket çukurunun tabanında kalacak herhangi bir kalıntı sebebiyle uç mukavemetinin mobilize olması için gereken deplasman miktarı artacaktır. Bu da olumsuz sonuçlar doğurabilmektedir.

Çevre sürtünmesi değerine ise etkiyen birçok parametre vardır. Bu parametrelerin en önemlileri olarak soket duvarının pürüzlülüğü ve temizliği, kayanın dayanımı ve soket geometrisi sayılabilir. Kayaya soketli kazıkların çevre sürtünmesi değeri için verilen korelasyonlarda soket temizliği ve pürüzlülüğü ön planda tutulmaktadır. Bu durumda imalat tekniği ve imalat kalitesi işin içine girmektedir. Bu sebeplerden dolayı imalat devamlı kontrol altında tutulmalıdır. Soketli kazıklarda çevre sürtünmesinin yeterince mobilize olması için soket geometrisi açısından L/D oranının 3'ten büyük olması gerekmektedir.

Kaya tabakalarına soketli kazıklarda oluşacak çevre sürtünmesi değeri için Horvath ve Kenney (1979), Williams ve Pells (1980), Carter ve Kulhawy (1988) ve Reese ve O'Neill (1989) tarafından verilen korelasyonlar literatürde kabul görmüş olan ve daha gerçekçi sonuçlar veren korelasyonlardır. Öntasarım aşamasında bu korelasyonların kullanılması tavsiye edilmektedir. Tasarım metodu olarak ise Rowe ve Armitage (1987b) ve Carter ve Kulhawy (1988)'de verilen metodların kullanımı daha uygun sonuçlar vermektedir. Soketli kazıklarda çevre sürtünmesinin yeterince mobilize olması için soket geometrisi açısından L/D oranının 3'ten büyük olması gerekmektedir.

Bu çalışmada kayaya soketli kazıkların eksenel yük altındaki davranışları ve bu durum için verilen tasarım metodları incelenmiştir. Yanal yükler altındaki davranış ele alınmamıştır. Bunun sebebi şu ana kadar bu konuda yapılan çalışmaların istenilen seviyeye gelmemiş olmasıdır. Yanal yükler altındaki kayaya soketli kazıklar için verilen tasarım metodları, eksenel yükler için verilen tasarım metodları kadar iyi sonuçlar vermemektedir. Bu konuda kullanılabilecek yöntem Pells (1999) tarafından da önerilmiş olan Carter ve Kulhawy (1988)'de verilen ve sonlu elemanlar yöntemi ile oluşturulmuş tasarım metodudur.

Projelendirme safhasında arazi şartlarında mutlaka kazık yükleme deneyi yapılmalıdır. Bu konuda Glos ve Briggs (1983)'te verilen durum etkileyicidir. Adı geçen çalışmada, yükleme deneyleri sonuçlarına dayanarak proje kapsamında 2 milyon dolarlık bir tasarruf yapıldığı ileri sürülmektedir. Ampirik bağıntıların veya kaya kalitesine göre verilen korelasyonlarının tüm kaya türleri için geçerli olmadığını göstermektedir. Ayrıca kaya tabakasının süreksizlikleri ve ayrışma dereceleri de önem arz etmektedir. Tek bir kazık tipi seçilmişse bu kazığın arazinin tümünde geçerli olup olmadığı iyice araştırılmalıdır.

Anadolu Otoyolu bünyesinde inşaatı devam eden V4 viyadüğü kapsamında yapılan kayaya soketli kazıklar bu çalışmada uygulama çalışması olarak incelenmiştir. Bölgede yapılan üç adet Osterberg hücresi deneyi ve bir adet eksenel yükleme deneyi sonuçları proje safhasında değerlendirilmiştir. Tasarım metodları tarafından 30 mm seviyelerinde oturma değeri öngörülürken yapılan eksenel yükleme deneyinde servis yükünün iki katı olan 16 MN yükü için $D=1,80$ m çaplı ve $L=5,0$ m soket boyuna sahip kazıkta 5 mm'lik bir oturma ile karşı karşıya kalınmıştır.

Bu konuda bundan sonra üzerinde çalışılması önerilen araştırma konuları şöyle sayılabilir :

- Yanal yükleme mekanizması ve tasarım metodları,
- Herkes tarafından kullanılabilecek ve bütün kaya tabakalarına uygulanabilecek ortak bir pürüzlülük sınıflandırılmasının oluşturulması,
- Yeni kazı ve imalat yöntemleri,
- Kaya ile kazık arasında meydana gelen bağın mekanizması
- Kaya tabasındaki süreksizlikler ve ayrışma bölgelerinin etkisi.

KAYNAKLAR

AASHTO (1989), Standards specifications for highway bridges 14th Ed., Am. Assn. of State Hwy and Transp. Officials, Washington, DC, USA:

ARGEMA (1992), Design guides for offshore structures: offshore pile design.
Association de Recherche en Geotechnique Marine, P.L. Tirant ed., Editions Technip, Paris, France.

ASCE (1995), Rock Foundations. Technical Engineering and Design Guides as adapted from the US Army Corps of Engineers , No. 16, American Society of Civil Engineers, Reston, VA.

ASTM D 1143-81(1981), Standard test method for piles under static axial compressive load, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, USA.

ASTM D 3966-90(1990), Standard test method for piles under lateral loads, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, USA.

ASTM D 3967-95a(1995), Standard Test method for splitting tensile strength of intact rock core specimens, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, USA.

ASTM D 4394-84(1984), Test Method for determining in-situ modulus of deformation of rock mass using the rigid plate loading method, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, USA.

ASTM D 4395-84(1984), Test Method for determining in-situ modulus of deformation of rock mass using the flexible plate loading method, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, USA.

- ASTM D 4506-90(1990)**, Test method for determining the in-situ modulus of deformation of rock mass using a radial jacking test, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, USA.
- ASTM D 4971-89(1989)**, Test method for determining the in-situ modulus of deformation of rock using the diametrically loaded 76mm (3 in.) borehole jack, 04-09, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, USA.
- Bell, F.G. (1992)**, Engineering in rock masses, edited by F. G. Bell, Butterworth-Heinmann Ltd., Oxford.
- Bishnoi, B.L. (1968)**, Bearing Capacity of a closely jointed rock, PhD Thesis, Georgia Institute of Technology, Atlanta, Georgia.
- Bloomquist, D. Ve Townsend, F.C. (1991)**, Development of Insitu equipment for capacity determinations of deep foundations in Florida Limestone, Rpt. To Florida Dept. Of Trans., U. Florida, Gainesville.
- Carter, J.P. and Kulhawy, F.H. (1988)**, ‘Analysis and design of drilled shaft foundations socketed into rock’, Report EL-5918, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California.
- CFEM (1992)**, Canadian Foundation Engineering Manual, 3rd Edition, Canadian Geotechnical Society, BiTech Publishers, Richmond, British Columbia.
- CIRIA, Hobbs, N.B. ve Heally, P.R. (1979)**, Piling in Chalk, Construction Industry Research and Information Association, London, UK.
- Coates, D.F., (1967)**, Rock mechanics principles, Monograph 874, Dept. Of Energy, Mines and Resources, Mines Branch, Queen’s printer, Ottawa, Canada.
- Collingwood, B. Ve diğ. (1999)**, Laser based roughness measurement for design and verification of rock socketed piles, Proc. 8th Australia New Zealand Conference on Geomechanics, Hobart, Australia.
- Couetdic, J.M ve Barron, K. (1975)**, Plate load testing as a method of assessing the in-situ strength properties of Western Canadian Coal. Int. Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 12(10), 303-310.
- Cropps (1986)**, Design, construction and inspection of drilled shafts in limerock and limestone, Proc. Annual Meeting of Florida Section. ASCE.

- Das, B.M. (1999)**, Principles of Foundation Engineering, 4th Edition, PWS Publishing, 605.
- Davis, E.H. (1968)**, Theories of plasticity and the failure of soil masses, Chapter 6, I.K.Lee (ed.), Butterworths, London, 341-380.
- Deere, D.U. (1964)**, Technical description of cores for engineering purposes, Rock Mechanics & Engineering Geology, 1
- Donald, I.B. ve diğ. (1980)**, Theoretical analysis of rock socketed piles. Int. Conf. Structural Foundations on Rock, Sydney, Balkema.
- Düzceer, İ.R. (2002)**, Kazık yükleme deneyleri ile nihai kazık taşıma kapasitesinin belirlenmesi üzerine bir çalışma, Doktora Tezi, İstanbul Teknik Üniveristesi, İstanbul.
- ENAR Mühendislik (2001)**, Anadolu Otoyolu Gümüşova– Gerede Kesimi Kısım 2D ,V4 Viyadüğü Geoteknik Raporu, İstanbul
- FHWA (1998)**, Design and Construction of driven Pile foundations, Workshop Manual Volume II, National Highway Institute, USA
- Glos, G.H. ve Briggs, O.H (1983)**, Rock sockets in soft rock, ASCE Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 109, No.4, 525-535.
- Goodman, R.E. (1980)**, Introduction to Rock Mechanics, Wiley, New York
- Gupton, C. ve Logan, T. (1984)**, Design guidelines for drilled shafts in weak rock in South Florida. Annual meeting of south Florida branch of ASCE, Miami, USA.
- Hoek, E. (1998)**, Rock Engineering Course Notes. PDF dosyası
- Holden, J.C. (1984a)**, Construction of bored piles in weathered rocks, Road Construction Authority of Victoria, Melbourne, Australia.
- Holden, J.C. (1984b)**, The construction of bored piles in weathered sedimentary rock. Proc. of 4th Australia New Zealand Conference on Geomechanics, Perth, Australia.
- Horvath, R.G. ve Kenney, T.C. (1979)**, Shaft resistance of rock socketed drilled piers, Proc. Symposium on Deep Foundations, ASCE, Atlanta, Georgia, USA.
- Horvath, R.G. (1980)**, ‘Load transfer for rock socketed drilled pier foundations’, Research Project Report for the National Research of Canada, DSS File No.10X5.31155-9-4420, Contract Serial No.1SX79.000531

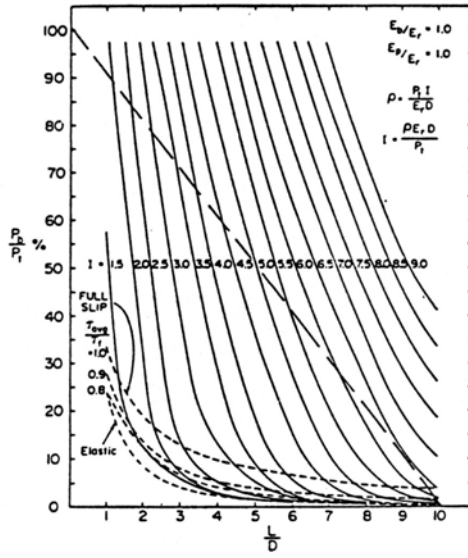
- Horvath, R.G. ve diğ. (1983)**, Methods of improving the performance of drilled piers in weak rock, Canadian Geotechnical Journal, Volume 20, 756-772.
- ISRM (1979a)**, Suggested methods for determining the strength of rock materials in triaxial compression. Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests, International Journal of Rock Mechanics, volume 15.
- ISRM (1979c)**, Suggested methods for determining in-situ deformability of rock, part 3. Suggested method for measuring rock mass deformability using a radial jacking test. Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests, International Journal of Rock Mechanics, volume 16.
- ISRM (1986)**, Suggested method for deformability determination using a large flat jack technique, Commission on Testing Methods, International Journal of Rock Mechanics, volume 23.
- ISRM (1987)**, Suggested method for rock stress determination, Commission on Testing Methods, International Journal of Rock Mechanics, volume 24.
- ISRM (1996)**, Suggested method for deformability determination using stiff dilatometer. Commission on Testing Methods, International Journal of Rock Mechanics, volume 33.
- Johnston, I.W. ve diğ. (1980)**, Properties of soft rock relevant to socketed pile design, Int. Conf. Structural Foundations on Rock, Sydney, Balkema.
- Johnston, I.W. ve diğ. (1987)**, Constant normal stiffness direct shear testing for socketed pile design in weak rock, Geotechnique, 37: 83-89.
- Johnston, I.W. ve diğ. (1993)**, Predicting the side resistance of piles in soft rock, Proc. of Geotechnical Engineering of Hard Soils-Soft Rocks, Rotterdam, Balkema, 969-976.
- Jurgenson, L. (1934)**, The application of theories of elasticity and plasticity to foundation problems, Boston Society of Civil Engineers, Contributions to Soil Mechanics
- Kullhawy, F.H. ve Goodman, R.E. (1980)**, Design of foundations on discontinuous rock, Proc. Int. Conf. Structural Foundations on Rock, Rotterdam, Balkema.

- Kulhawy, F.H. and Goodman, R.E. (1987),** 'Foundations in Rock' ,Chapter 55 in Ground Engineers Reference Book, F.G. Bell(ed.) , Butterworths, London
- Kulhawy, F.H. ve diğ. (1991),** The soil-rock boundary: what is it and where is it?, ASCE, New York, 1-15.
- Kulhawy, F.H. ve Phoon, K.K. (1993),** Drilled shaft side resistance in clay soil to rock. Proc. Design and Performance of the foundations, ASCE Geotechnical Special Foundation, No.38, Dallas, TX, USA.
- MacMahan, B. (1988),** Drilled shaft design and construction in Florida, Dept. Of Civ. Eng., Univ. Of Florida, Gainesville, Fla, USA.
- McMay, M.C. ve diğ. (1992),** Design of socketed drilled shafts in limestone, ASCE Journal of Geotechnical Engineering, Volume 118, No.10, 1626-1637.
- Meigh, A.C.ve Wolski, W. (1979),** Design paraneters for weak rocks. Proc. 7th Euro Conf. On Soil Mech. And Foun Eng. Brighton, British Geotechnical Society, Vol. 5, pp59-77.
- Osterberg, J.O. (2001),** Load testing high capacity piles what have we learned, Proc. Fiffth International Conference on Deep Foundation Practice, Singapore.
- Peck, R.B. ve diğ. (1974) ,** Foundation Engineering, 2nd Edition , Wiley, New York.
- Pells, P.J.N. ve Turner, R.M. (1979),** 'Elastic solutions for the design and analysis of rock-socketed piles', Canadian Geotechnical Journal, 16.
- Pells, P.J.N. ve diğ. (1980),** An experimental Investigationj into Side Shear for Socketed Piles in Sandstone, Int. Conf. Structural Foundations on Rock, Sydney , Balkema.
- Pells, P.J.N ve Turner, R.M. (1980),** End-bearing on rock with particular reference to sandstone. Proc. Int. Conf. Structural Foundations on Rock, Rotterdam, Balkema.
- Pells, P.J.N. (1999),** State of practice for the design of socketed piles in rock, Proc. of 8th Australia New Zealand Conference on Geomechanics, Hobart, Australia
- Poulos, H.G. and Davis, E.H. (1974),** Elastic Solutions for Soil and Rock Mechanics, Wiley, New York.

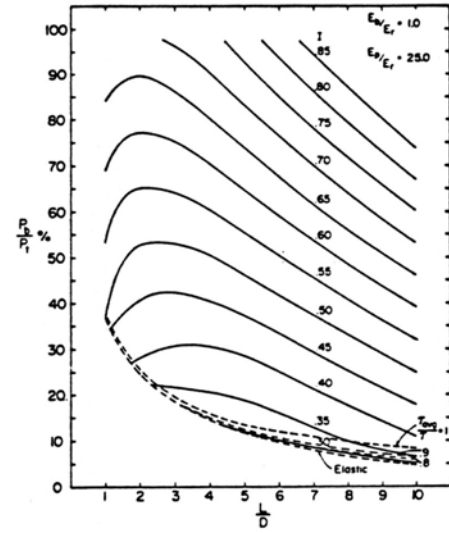
- Randolph, M.F. and Wroth, C.P. (1978)**, Analysis of deformation of vertically loaded piles', ASCE Journal of Geotechnical Engineering Division, 104.
- Reese, L.C. ve O'Neill M.W. (1988)**, Drilled Shafts:construction procedures and design methods. Publication FHWA-HI-88-042, Federal Highway Administration, Washington, DC, USA.
- Reynolds, R.T. ve Kaderbeck, T.J. (1980)**, Miami limestone foundation design and construction, Annual meeting of south Florida branch of ASCE, Miami, USA.
- Rocket V3, (2001)**, ROCKET 3.0 MANUAL© 2000 Dr. Julian Seidel and Monash University. Melbourne, Australia.
- Rosenberg, P. ve Journeoux, N (1976)**, Friction and end-bearing tests on bedrock for high capacity socket design. Canadian Geotechnical Journal, Volume 13, 3, 324-333.
- Rowe, R.K. ve Armitage,H.H. (1984)**, The design of piles socketed into weak rock. Research Report, Faculty of Engineering Science, The University of Western Ontario, London, UK.
- Rowe, R.K. ve Armitage. H.H. (1987a)**, 'Theoretical solutions for axial deformation of drilled shafts in rock', Canadian Geotechnical Journal , 24.
- Rowe, R.K. ve Armitage, H.H. (1987b)**, 'A design method for drilled piers in soft rock', Canadian Geotechnical Journal , 24.
- Rowe, R.K. (2001)**, Geotechnical and Geoenvironmental Engineering Handbook , Edited by R. Kerry Rowe , Kluwer Academic Publishers, Massachusetts.
- Schmertmann, J.H. ve Hayes J.A. (1997)**, The Osterberg cell and bored pile testing- a symbiosis, The third International Geotechnical Engineering Conference, Cairo University, Egypt.
- Seidel, J.P (1993)**, The analysis and design of pile shafts in weak rock, Ph.D. Thesis, Monash University, Melbourne, Australia
- Seidel, J.P. ve Collingwood B. (2001)**, A new socket roughness factor for prediction of rock socket shaft resistance, Canadian Geotechnical Journal, Volume 38, 138-153.

- Sowers, G.F. (1979)**, Introductory Soil Mechanics and Foundations, 4th Edition, MacMillan, New York
- Teng, W.C. (1962)**, Foundation design. Prentice Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ, USA.
- Thorne, C.P. (1980)**, The capacity of piers drilled into rock, Int. Conf. Structural Foundations on Rock, Sydney, Balkema.
- Toh, mC.T. ve diğ. (1989)**, Design parameters for bored piles in weathered sedimentary formations. Proc. of the Int. Conf. on Soil Mech. and Foun. Eng. ,Rio de Janeiro, pp 1073-1078.
- Tomlinson, M.J. (1994)**, Pile design and construction practice, 4th Edition, E. and FN Spon, 397-399.
- Williams, A.F. (1980)**, the Design and Performance of Piles Socketed into Weak Rock, Ph.D. Thesis, Monash University, Melbourne, Australia.
- Williams, A.F. ve diğ. (1980)**, The Design of Socketed piles in Weak Rock, Int. Conf. Structural Foundations on Rock, Sydney , Balkema.
- Yıldırım, S. (2002)**, Zemin İncelemesi ve Temel Tasarımı, Birsen Yayınevi, İstanbul, 265-268.
- Zhang, L. ve Einstein, H.H. (1998)**, End-bearing capacity of drilled shafts in rock, ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol.124, 7, 574-584.

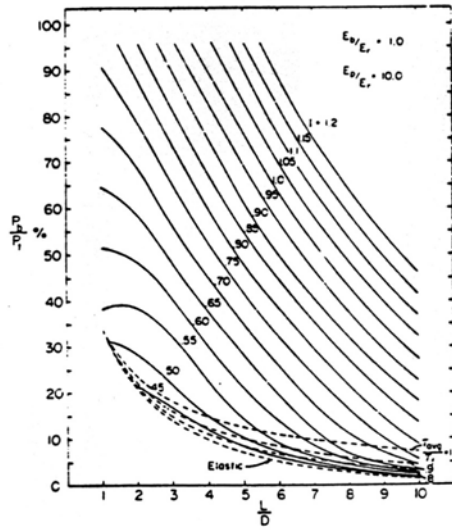
EKLER



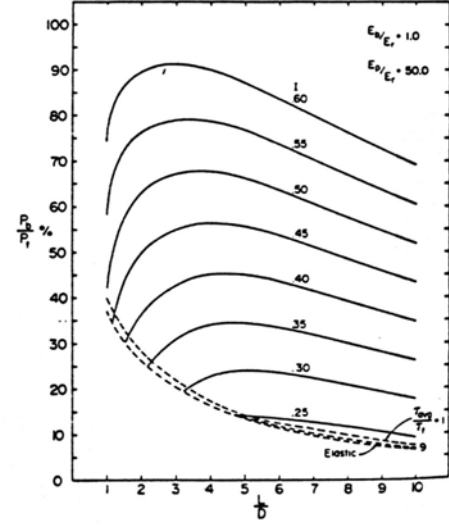
Şekil A1 ($E_v/E_r = 1$)



Şekil A3 ($E_v/E_r = 1$)

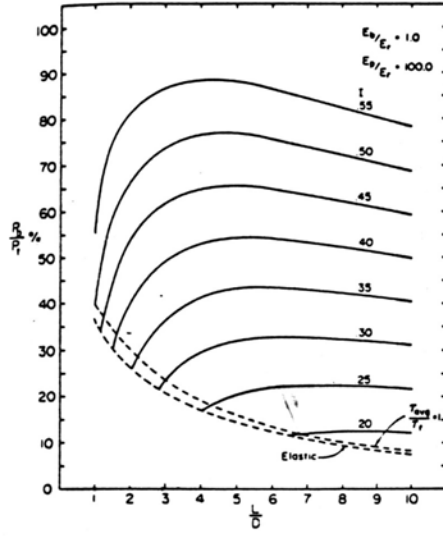


Şekil A2 ($E_v/E_r = 1$)

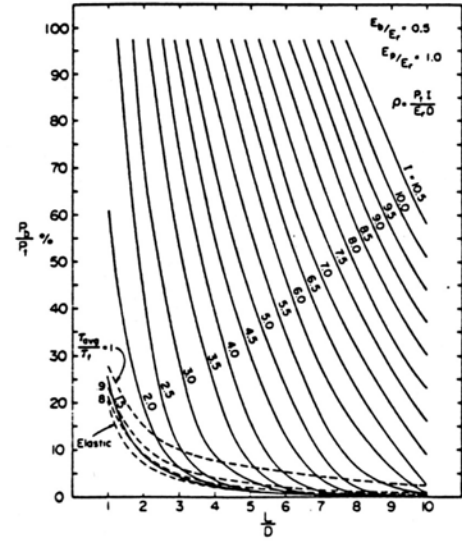


Şekil A4 ($E_v/E_r = 1$)

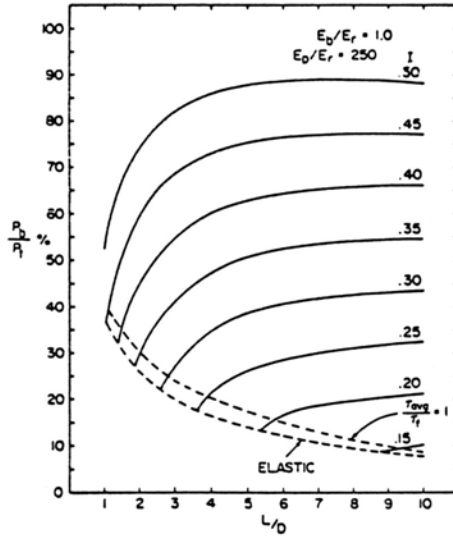
Ek A. Rowe ve Armitage (1987a) tasarım eğrileri



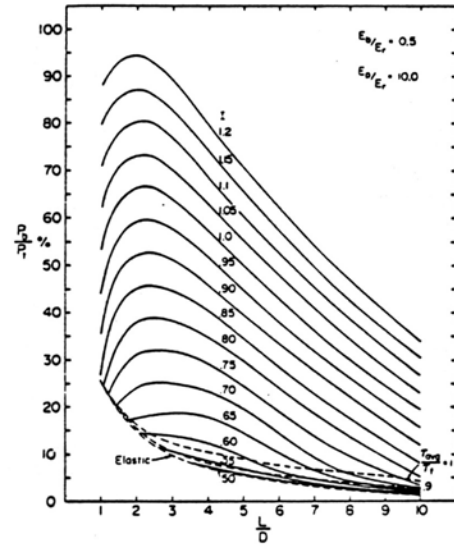
Şekil A5 ($E_o/E_r = 1$)



Şekil A7 ($E_o/E_r = 0.5$)

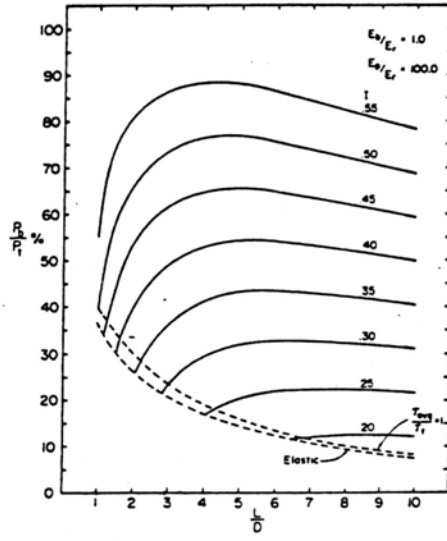


Şekil A6 ($E_o/E_r = 1$)

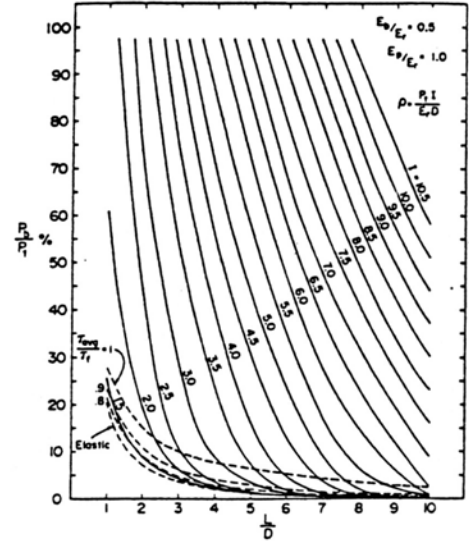


Şekil A8 ($E_o/E_r = 0.5$)

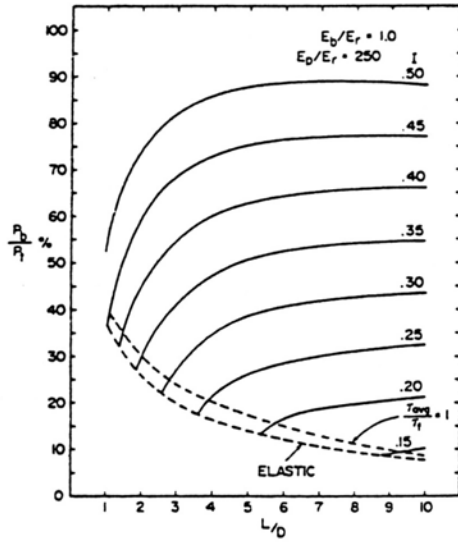
Ek A . Rowe ve Armitage (1987a) tasarım eğrileri



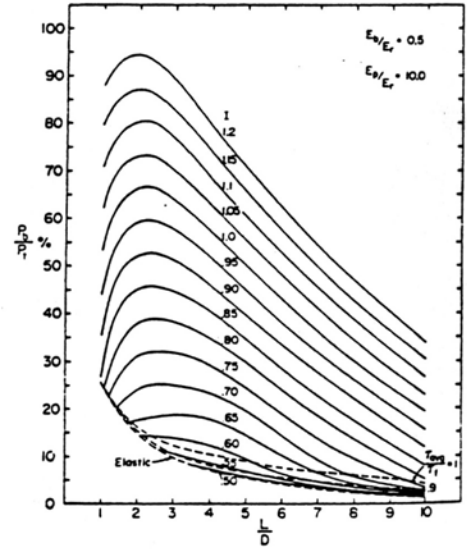
Şekil A5 ($E_y/E_r = 1$)



Şekil A7 ($E_y/E_r = 0.5$)

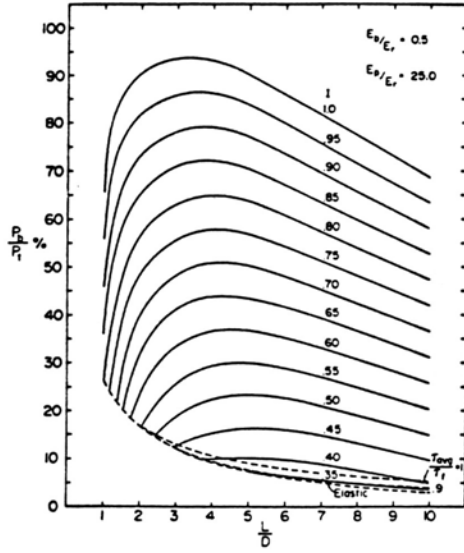


Şekil A6 ($E_y/E_r = 1$)

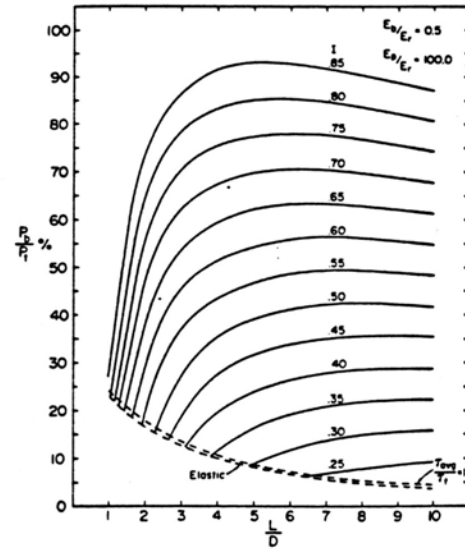


Şekil A8 ($E_y/E_r = 0.5$)

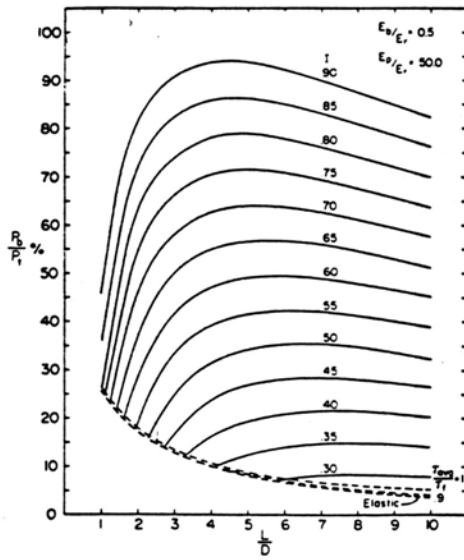
Ek A . Rowe ve Armitage (1987a) tasarım eğrileri



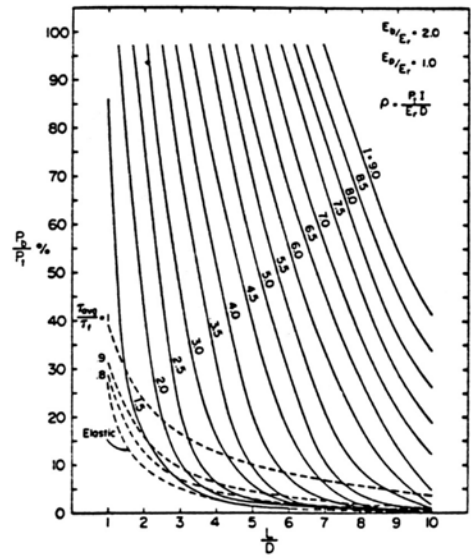
Şekil A9 ($E_v/E_r = 0.5$)



Şekil A11 ($E_v/E_r = 0.5$)

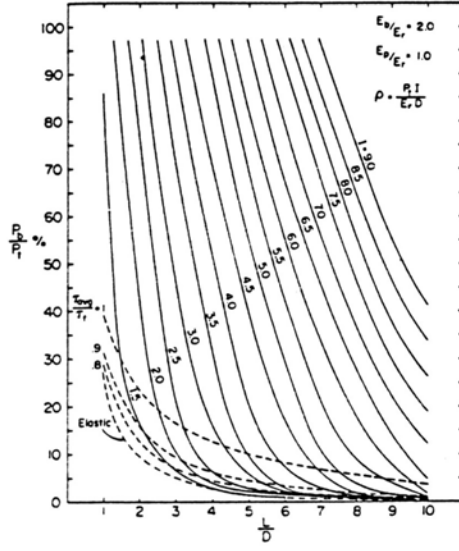


Şekil A10 ($E_v/E_r = 0.5$)

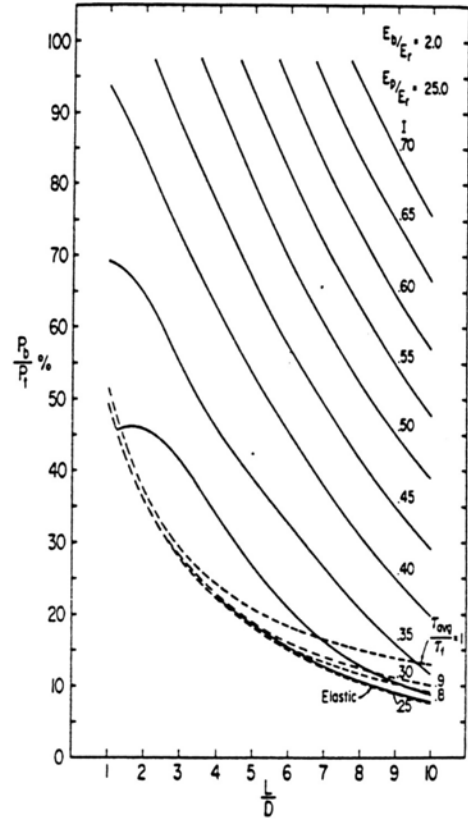


Şekil A12 ($E_v/E_r = 2$)

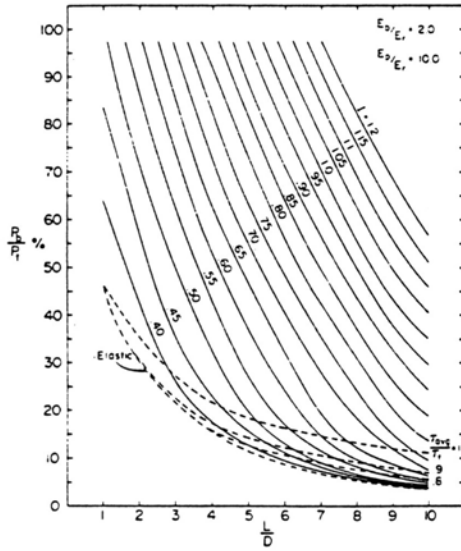
Ek A . Rowe ve Armitage (1987a) tasarım eğrileri



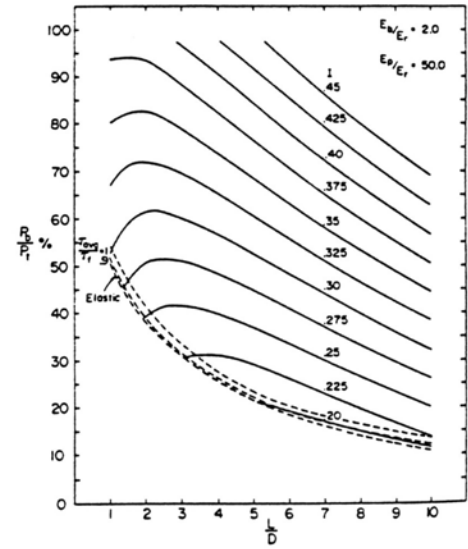
Şekil A13 ($E_b/E_r = 2$)



Şekil A15 ($E_b/E_r = 2$)

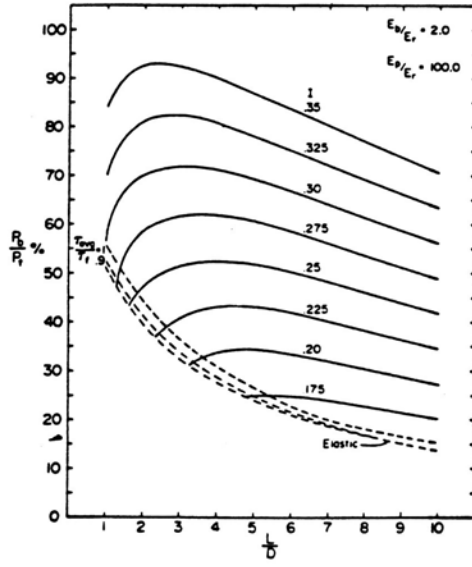


Şekil A14 ($E_b/E_r = 2$)

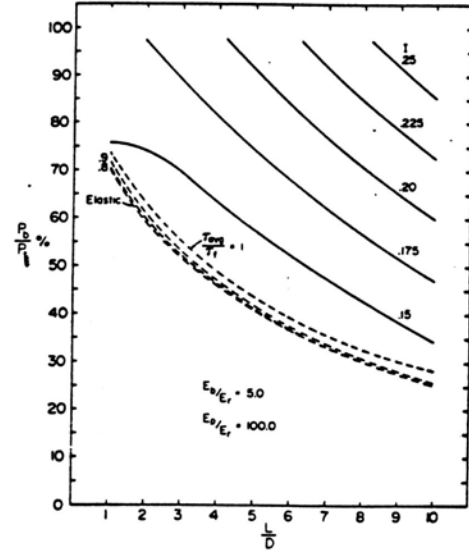


Şekil A16 ($E_b/E_r = 2$)

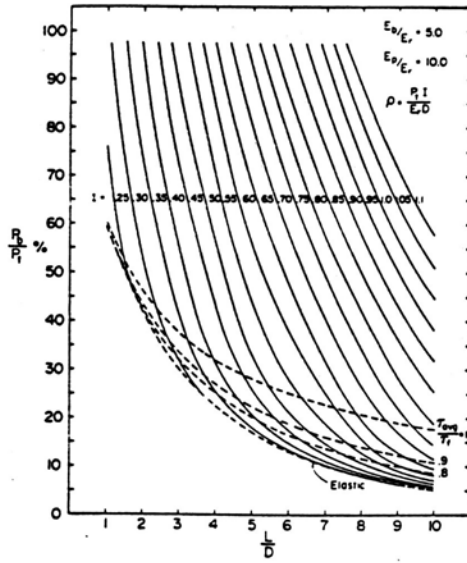
Ek A . Rowe ve Armitage (1987a) tasarım eğrileri



Şekil A17 ($E_v/E_r = 2$)

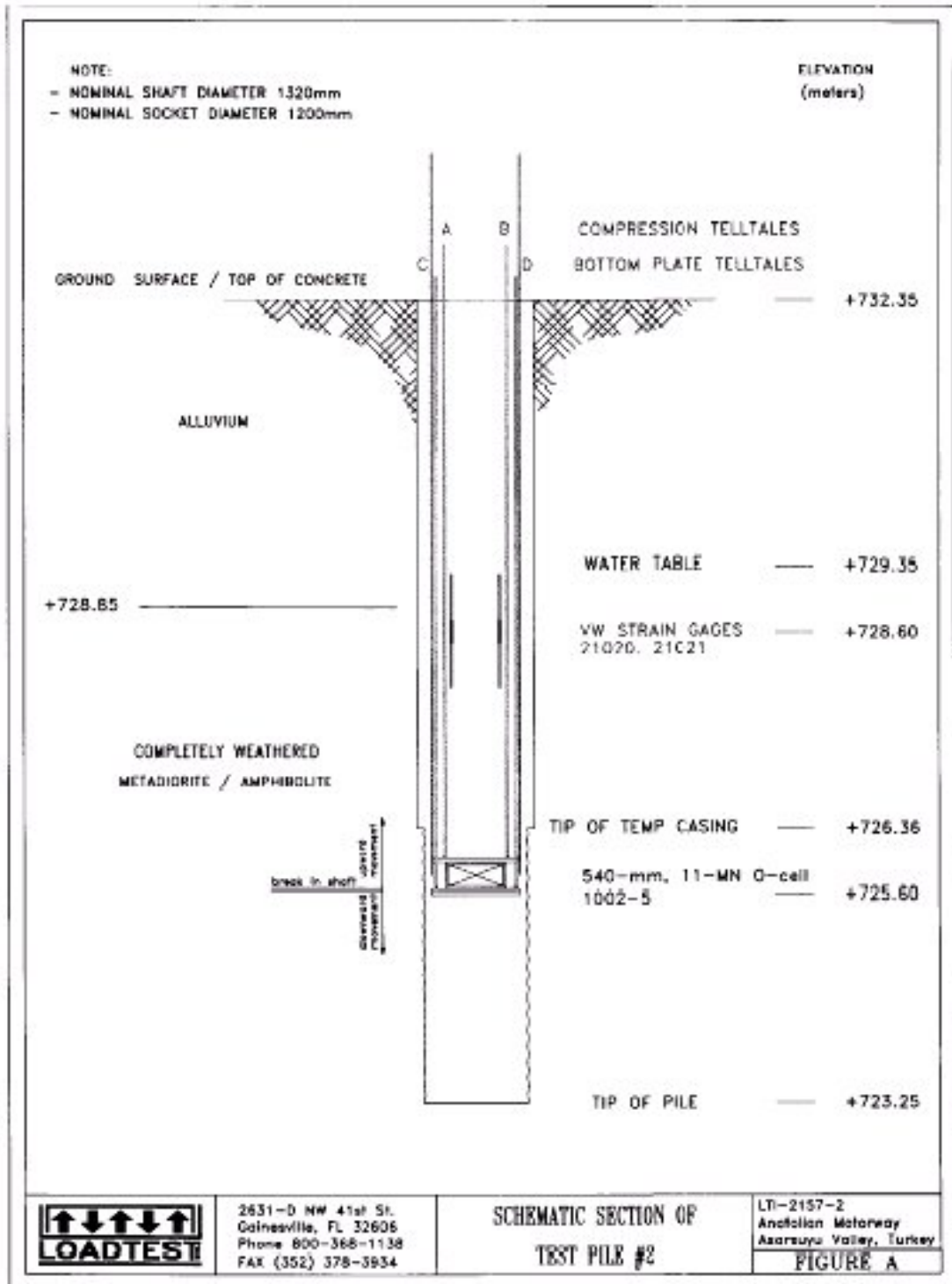


Şekil A19 ($E_v/E_r = 5$)

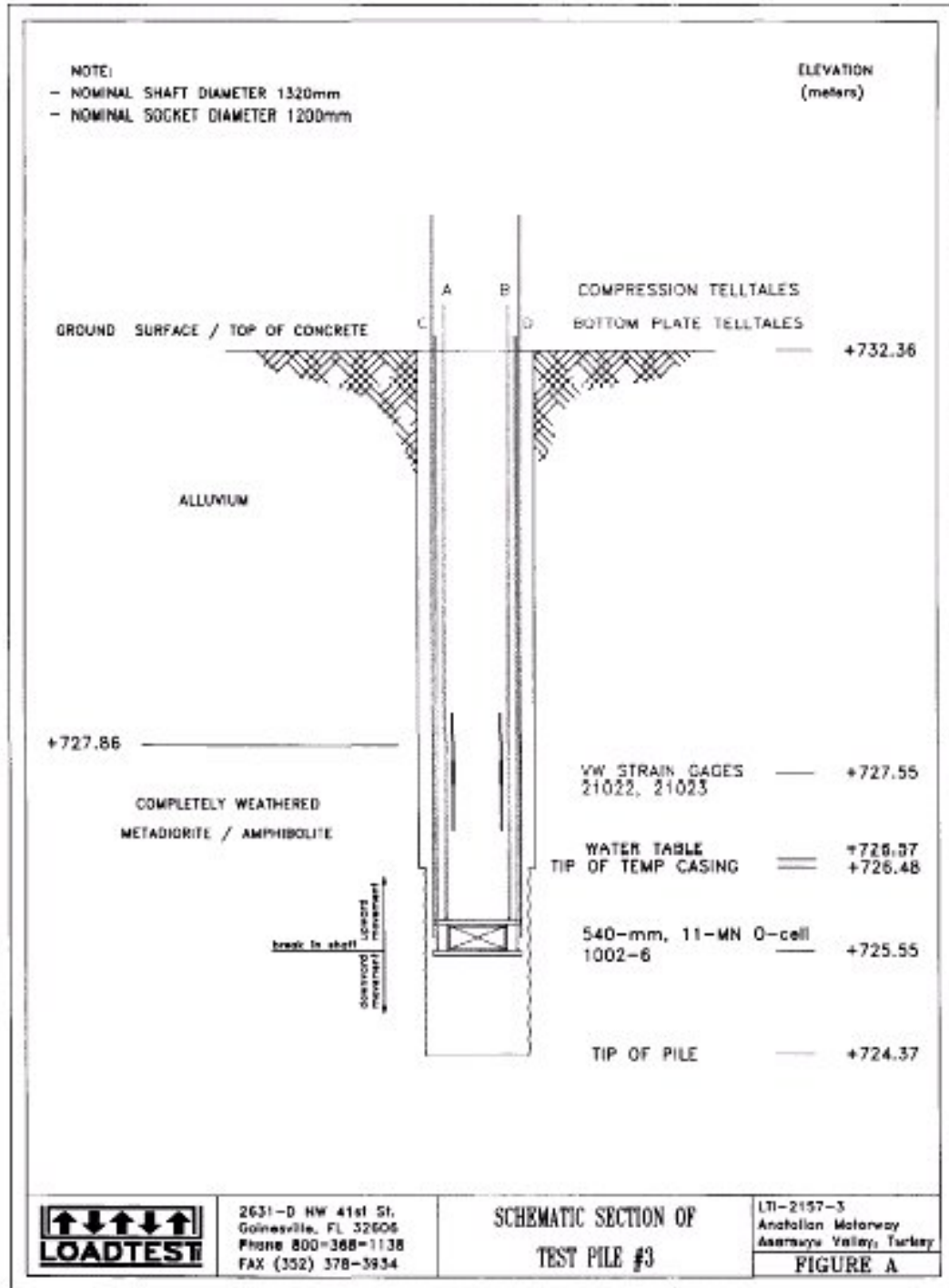


Şekil A18 ($E_v/E_r = 5$)

Ek A . Rowe ve Armitage (1987a) tasarım eğrileri



Ek B. Osterberg deneylerinin şematik olarak kesitleri



Ek B. Osterberg deneylerinin şematik olarak kesitleri

Ek D. Eksenel yükleme deneyi sonuçları

ASTALDI S.p.A. BAYINDIRI İNŞ.			YÜKLEME BOŞALTMA VE ÇÖKME TABLOSU LOADING UNLOADING AND SETTLEMENT SCHEDULE															
	TARİH DATE	SAAT HOUR SÜREÇ PERIOD	BASINÇ PRESSURE (BAR)	YÜK LOAD (TON)	MEKROMETRE OKUMALARI (L.V.D.T)		ORTALAMA OKUMA A (mm)	REF. ÇERÇ. OKUMA B (mm)	ÇÖKME STTL. A-B (mm)	TOPOGR. OKUMA E	MEKANİK DEPLEKTOMETRE OKUMALARI			ORTALAMA OKUMA A	REF. ÇERÇ. OKUMA B	ÇÖKME STTL. A-B (mm)	TOPOGR. OKUMA E	NOTLAR NOTES
					NO 1 (mm)	NO 2 (mm)					NO 1 (mm)	NO 2 (mm)	NO 3 (mm)					
↑ 0 min. 5 min. 10 min. 20 min. 30 min. 45 min. 60 min.	01.03.2002	09-10			0,000	0,000	0,000	0,00	0,000	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,000	0,00	6	
	01.03.2002	09-10	53,10	200	0,078	0,153	0,116	-0,02	0,136	0,27	0,16	0,02	0,15	0,11	-0,02	0,130	0,27	6
	01.03.2002	09-15	53,10	200	0,078	0,153	0,116	-0,03	0,146		0,17	0,02	0,17	0,12	-0,03	0,150		8
	01.03.2002	09-20	53,10	200	0,097	0,166	0,132	0,01	0,122		0,18	0,04	0,18	0,13	0,01	0,123		10
	01.03.2002	09-30	53,10	200	0,097	0,172	0,135	-0,07	0,205		0,18	0,04	0,18	0,13	-0,07	0,203		10
	01.03.2002	09-40	53,10	200	0,097	0,178	0,138	-0,04	0,178		0,18	0,05	0,19	0,14	-0,04	0,180		10
	01.03.2002	09-55	53,10	200	0,104	0,204	0,154	-0,07	0,224		0,19	0,05	0,20	0,15	-0,07	0,217		10
↑ 0 min. 5 min. 10 min. 20 min. 30 min. 45 min. 60 min.	01.03.2002	10-10	53,10	200	0,117	0,246	0,182	-0,07	0,252	0,35	0,22	0,06	0,25	0,18	-0,07	0,247	0,35	10
	01.03.2002	10-10	106,20	400	0,401	0,535	0,468	-0,11	0,578	0,68	0,54	0,30	0,52	0,45	-0,11	0,563	0,68	10
	01.03.2002	10-15	106,20	400	0,408	0,554	0,481	-0,14	0,621	0,61	0,54	0,30	0,54	0,46	-0,14	0,600	0,61	
	01.03.2002	10-20	106,20	400	0,408	0,554	0,481	-0,14	0,621		0,54	0,30	0,55	0,46	-0,14	0,603		
	01.03.2002	10-30	106,20	400	0,408	0,554	0,481	-0,17	0,651		0,54	0,30	0,55	0,46	-0,17	0,633		
	01.03.2002	10-40	106,20	400	0,408	0,561	0,485	-0,17	0,655		0,54	0,30	0,55	0,46	-0,17	0,633		
	01.03.2002	10-55	106,20	400	0,408	0,580	0,494	-0,17	0,664		0,54	0,30	0,55	0,46	-0,17	0,633		
↑ 0 min. 5 min. 10 min. 20 min. 30 min. 45 min. 60 min.	01.03.2002	11-10	106,20	400	0,408	0,580	0,494	-0,17	0,664	0,81	0,54	0,30	0,56	0,47	-0,17	0,637	0,81	
	01.03.2002	11-10	159,30	600	0,751	0,937	0,844	-0,32	1,164	0,80	0,82	0,59	0,91	0,77	-0,32	1,093	0,80	11
	01.03.2002	11-15	159,30	600	0,751	0,937	0,844	-0,32	1,164	1,19	0,82	0,61	0,91	0,78	-0,32	1,100	1,19	
	01.03.2002	11-20	159,30	600	0,751	0,937	0,844	-0,32	1,164		0,82	0,61	0,91	0,78	-0,32	1,100		
	01.03.2002	11-30	159,30	600	0,751	0,969	0,860	-0,34	1,200		0,82	0,61	0,91	0,78	-0,34	1,120		
	01.03.2002	11-40	159,30	600	0,751	0,969	0,860	-0,34	1,200		0,82	0,61	0,91	0,78	-0,34	1,120		
	01.03.2002	11-55	159,30	600	0,751	0,969	0,860	-0,34	1,200		0,82	0,61	0,91	0,78	-0,34	1,120		
↑ 0 min. 5 min. 10 min. 20 min. 30 min. 45 min. 60 min.	01.03.2002	12-10	159,30	600	0,751	0,969	0,860	-0,34	1,200	1,11	0,82	0,61	0,91	0,78	-0,34	1,120	1,11	
	01.03.2002	12-10	212,39	800	1,184	1,366	1,275	-0,47	1,745	1,87	1,20	1,03	1,33	1,19	-0,47	1,657	1,87	12
	01.03.2002	12-15	212,39	800	1,190	1,370	1,280	-0,47	1,750		1,22	1,04	1,34	1,20	-0,47	1,670		
	01.03.2002	12-20	212,39	800	1,210	1,377	1,294	-0,47	1,764		1,26	1,06	1,34	1,22	-0,47	1,690		
	01.03.2002	12-30	212,39	800	1,210	1,351	1,281	-0,52	1,801		1,26	1,06	1,34	1,22	-0,52	1,740		
	01.03.2002	12-40	212,39	800	1,210	1,351	1,281	-0,52	1,801		1,26	1,06	1,34	1,22	-0,52	1,740		
	01.03.2002	12-55	212,39	800	1,210	1,351	1,281	-0,52	1,801		1,26	1,06	1,34	1,22	-0,52	1,740		
↑ 0 min. 5 min. 10 min. 15 min. 20 min.	01.03.2002	13-10	212,39	800	1,249	1,300	1,275	-0,52	1,795	1,95	1,26	1,10	1,37	1,24	-0,52	1,763	1,95	
	01.03.2002	13-10	159,30	600	1,171	1,192	1,182	-0,46	1,642	1,68	1,13	1,02	1,23	1,13	-0,46	1,587	1,68	12
	01.03.2002	13-15	159,30	600	1,171	1,192	1,182	-0,46	1,642		1,13	1,02	1,23	1,13	-0,46	1,587		
	01.03.2002	13-20	159,30	600	1,171	1,192	1,182	-0,46	1,642		1,13	1,02	1,23	1,13	-0,46	1,587		
	01.03.2002	13-25	159,30	600	1,171	1,192	1,182	-0,49	1,672		1,13	1,02	1,23	1,13	-0,49	1,617		
	01.03.2002	13-30	159,30	600	1,171	1,192	1,182	-0,49	1,672	1,68	1,13	1,02	1,22	1,12	-0,49	1,613	1,68	
	01.03.2002	13-30	106,20	400	0,906	0,943	0,925	-0,46	1,385	1,43	0,86	0,76	0,97	0,86	-0,46	1,323	1,43	12
↑ 0 min. 5 min. 10 min. 15 min. 20 min.	01.03.2002	13-35	106,20	400	0,906	0,937	0,922	-0,46	1,382		0,85	0,75	0,97	0,86	-0,46	1,317		
	01.03.2002	13-40	106,20	400	0,906	0,937	0,922	-0,40	1,322		0,85	0,75	0,97	0,86	-0,40	1,257		
	01.03.2002	13-45	106,20	400	0,906	0,937	0,922	-0,40	1,322		0,85	0,75	0,97	0,86	-0,40	1,257		
	01.03.2002	13-50	106,20	400	0,906	0,937	0,922	-0,40	1,322	1,44	0,85	0,75	0,97	0,86	-0,40	1,257	1,44	
	01.03.2002	13-50	53,10	200	0,602	0,669	0,636	-0,38	1,016	0,99	0,56	0,49	0,70	0,58	-0,38	0,963	0,99	12
	01.03.2002	13-55	53,10	200	0,602	0,669	0,636	-0,38	1,016		0,56	0,49	0,70	0,58	-0,38	0,963		
	01.03.2002	14-00	53,10	200	0,602	0,669	0,636	-0,38	1,016		0,56	0,49	0,70	0,58	-0,38	0,963		
↑ 0 min. 5 min. 10 min. 15 min. 20 min.	01.03.2002	14-05	53,10	200	0,602	0,669	0,636	-0,39	1,026		0,56	0,49	0,70	0,58	-0,39	0,973		
	01.03.2002	14-10	53,10	200	0,602	0,669	0,636	-0,39	1,026	1,11	0,56	0,49	0,70	0,58	-0,39	0,973	1,11	
	01.03.2002	14-10	0,00	0	0,356	0,408	0,382	-0,27	0,652	0,71	0,26	0,34	0,46	0,35	-0,27	0,623	0,71	12
	01.03.2002	14-15	0,00	0	0,343	0,401	0,372	-0,27	0,642		0,26	0,34	0,46	0,35	-0,27	0,623		
	01.03.2002	14-20	0,00	0	0,343	0,401	0,372	-0,27	0,642		0,26	0,34	0,46	0,35	-0,27	0,623		
	01.03.2002	14-25	0,00	0	0,330	0,389	0,360	-0,27	0,630		0,24	0,34	0,46	0,35	-0,27	0,617		
	01.03.2002	14-30	0,00	0	0,330	0,389	0,360	-0,27	0,630	0,61	0,24	0,34	0,46	0,35	-0,27	0,617	0,61	
↑ 0 min. 5 min. 10 min. 15 min.	01.03.2002	14-30	106,20	400	0,621	0,675	0,648	-0,41	1,058	1,17	0,64	0,52	0,69	0,62	-0,41	1,027	1,17	12
	01.03.2002	14-35	106,20	400	0,621	0,675	0,648	-0,41	1,058		0,64	0,52	0,69	0,62	-0,41	1,027		
	01.03.2002	14-40	106,20	400	0,621	0,682	0,652	-0,44	1,092		0,64	0,51	0,69	0,61	-0,44	1,053		
	01.03.2002	14-45	106,20	400	0,621	0,682	0,652	-0,44	1,092		0,64	0,51	0,69	0,61	-0,44	1,053		

1 h	0 min	01.03.2002	16:10	318,59	1200	2,439	2,071	2,255	-0,70	2,955	3,36	2,33	2,32	2,34	2,33	-0,70	3,030	3,36	
	5 min	01.03.2002	16:15	318,59	1200	2,491	2,116	2,304	-0,70	3,004		2,39	2,35	2,39	2,38	-0,70	3,077		
	10 min	01.03.2002	16:20	318,59	1200	2,503	2,129	2,316	-0,81	3,126		2,40	2,36	2,41	2,39	-0,81	3,200		
	20 min	01.03.2002	16:30	318,59	1200	2,510	2,135	2,323	-0,81	3,133		2,41	2,38	2,42	2,40	-0,81	3,213		
	30 min	01.03.2002	16:40	318,59	1200	2,529	2,135	2,332	-0,81	3,142		2,43	2,40	2,42	2,42	-0,81	3,227		
	45 min	01.03.2002	16:55	318,59	1200	2,536	2,135	2,336	-0,81	3,146		2,43	2,41	2,43	2,42	-0,81	3,233		
1 h	60 min	01.03.2002	17:10	318,59	1200	2,536	2,135	2,336	-0,81	3,146	3,41	2,43	2,41	2,43	2,42	-0,81	3,233	3,41	
	0 min	01.03.2002	17:10	371,68	1400	3,131	2,632	2,882	-0,85	3,732	3,97	3,02	3,02	3,03	3,02	-0,85	3,873	3,97	11
	5 min	01.03.2002	17:15	371,68	1400	3,170	2,683	2,927	-0,85	3,777		3,04	3,05	3,07	3,05	-0,85	3,903		
	10 min	01.03.2002	17:20	371,68	1400	3,188	2,729	2,959	-0,85	3,809		3,06	3,09	3,13	3,09	-0,85	3,943		
	20 min	01.03.2002	17:30	371,68	1400	3,249	2,588	2,919	-0,85	3,769		3,08	3,11	3,20	3,13	-0,85	3,980		
	30 min	01.03.2002	17:40	371,68	1400	3,267	2,728	2,998	-0,85	3,848		3,12	3,16	3,20	3,16	-0,85	4,010		
1 h	45 min	01.03.2002	17:55	371,68	1400	3,323	2,728	3,026	-0,92	3,946		3,13	3,19	3,20	3,17	-0,92	4,093		
	60 min	01.03.2002	18:10	371,68	1400	3,299	2,728	3,014	-0,92	3,934	4,21	3,14	3,20	3,20	3,18	-0,92	4,100	4,21	
12 hrs	0 min	01.03.2002	18:10	424,78	1600	3,823	3,333	3,578	-0,95	4,528	5,01	3,61	3,73	3,85	3,73	-0,95	4,680	5,01	10
	5 min	01.03.2002	18:15	424,78	1600	3,823	3,333	3,578	-0,95	4,528		3,61	3,73	3,85	3,73	-0,95	4,680		
	10 min	01.03.2002	18:20	424,78	1600	3,829	3,327	3,578	-0,95	4,528		3,66	3,73	3,85	3,75	-0,95	4,697		
	20 min	01.03.2002	18:30	424,78	1600	3,875	3,346	3,611	-0,95	4,561		3,71	3,80	3,89	3,80	-0,95	4,730		
	30 min	01.03.2002	18:40	424,78	1600	3,894	3,349	3,622	-0,95	4,572		3,72	3,82	3,90	3,81	-0,95	4,763		
	45 min	01.03.2002	18:55	424,78	1600	3,907	3,352	3,630	-0,95	4,580		3,73	3,85	3,91	3,83	-0,95	4,780		
	60 min	01.03.2002	19:10	424,78	1600	3,972	3,416	3,694	-0,97	4,664	5,08	3,78	3,92	3,98	3,89	-0,97	4,863	5,08	
	75 min	01.03.2002	19:25	424,78	1600	3,998	3,442	3,720	-0,97	4,690		3,81	3,95	4,02	3,93	-0,97	4,897		
	90 min	01.03.2002	19:40	424,78	1600	4,030	3,473	3,752	-0,97	4,722		3,83	3,99	4,05	3,96	-0,97	4,927		
	105 min	01.03.2002	19:55	424,78	1600	4,030	3,480	3,755	-0,97	4,725		3,83	3,98	4,05	3,95	-0,97	4,923		
	2 hrs	01.03.2002	20:10	424,78	1600	4,030	3,480	3,755	-0,97	4,725	5,18	3,82	3,99	4,06	3,96	-0,97	4,927	5,18	
	3 hrs	01.03.2002	21:10	424,78	1600	4,069	3,518	3,794	-1,12	4,914	5,29	3,86	4,04	4,13	4,01	-1,12	5,130	5,29	
12 hrs	4 hrs	01.03.2002	22:10	424,78	1600	4,101	3,556	3,829	-1,12	4,949	5,34	3,90	4,07	4,18	4,05	-1,12	5,170	5,34	
	5 hrs	01.03.2002	23:10	424,78	1600	4,127	3,569	3,848	-1,04	4,888	5,43	3,92	4,10	4,21	4,08	-1,04	5,117	5,43	
	6 hrs	01.03.2002	00:10	424,78	1600	4,146	3,582	3,864	-1,01	4,874	5,47	3,94	4,12	4,24	4,10	-1,01	5,110	5,47	9
	7 hrs	01.03.2002	01:10	424,78	1600	4,166	3,595	3,881	-1,00	4,881	5,44	3,95	4,14	4,26	4,12	-1,00	5,117	5,44	
	8 hrs	02.03.2002	02:10	424,78	1600	4,166	3,595	3,881	-0,99	4,871	5,41	3,95	4,15	4,27	4,12	-0,99	5,113	5,41	
	9 hrs	02.03.2002	03:10	424,78	1600	4,179	3,588	3,884	-1,04	4,924	5,41	3,95	4,16	4,28	4,13	-1,04	5,170	5,41	
	10 hrs	02.03.2002	04:10	424,78	1600	4,185	3,595	3,890	-1,08	4,970	5,41	3,95	4,16	4,27	4,13	-1,08	5,207	5,41	
	11 hrs	02.03.2002	05:10	424,78	1600	4,205	3,607	3,906	-1,11	5,016	5,42	3,97	4,18	4,31	4,15	-1,11	5,263	5,42	
	12 hrs	02.03.2002	06:10	424,78	1600	4,218	3,624	3,921	-1,21	5,131	5,44	3,97	4,20	4,33	4,17	-1,21	5,377	5,44	
1 h	0 min	02.03.2002	06:10	371,68	1400	4,185	3,588	3,887	-1,12	5,007	5,38	3,91	4,15	4,25	4,10	-1,12	5,223	5,38	9
	5 min	02.03.2002	06:15	371,68	1400	4,185	3,588	3,887	-1,12	5,007		3,91	4,15	4,25	4,10	-1,12	5,223		
	15 min	02.03.2002	06:25	371,68	1400	4,159	3,563	3,861	-1,12	4,981		3,88	4,13	4,21	4,07	-1,12	5,193		
	30 min	02.03.2002	06:40	371,68	1400	4,133	3,518	3,826	-1,16	4,986		3,85	4,10	4,17	4,04	-1,16	5,200		
	45 min	02.03.2002	06:55	371,68	1400	4,114	3,480	3,797	-1,16	4,957		3,82	4,07	4,13	4,01	-1,16	5,167		
	60 min	02.03.2002	07:10	371,68	1400	4,101	3,461	3,781	-1,16	4,941		3,80	4,05	4,11	3,99	-1,16	5,147		
1 h	0 min	02.03.2002	07:10	318,59	1200	3,927	3,269	3,598	-1,11	4,708	5,06	3,63	3,88	3,92	3,81	-1,11	4,920	5,06	
	5 min	02.03.2002	07:15	318,59	1200	3,927	3,269	3,598	-1,11	4,708		3,63	3,88	3,92	3,81	-1,11	4,920		
	15 min	02.03.2002	07:25	318,59	1200	3,920	3,269	3,595	-1,11	4,705		3,62	3,87	3,90	3,80	-1,11	4,907		
	30 min	02.03.2002	07:40	318,59	1200	3,914	3,212	3,563	-1,20	4,763		3,61	3,86	3,90	3,79	-1,20	4,990		
	45 min	02.03.2002	07:55	318,59	1200	3,914	3,212	3,563	-1,20	4,763		3,61	3,86	3,90	3,79	-1,20	4,990		
	60 min	02.03.2002	08:10	318,59	1200	3,907	3,212	3,560	-1,20	4,760	5,04	3,61	3,85	3,89	3,78	-1,20	4,983	5,04	
1 h	0 min	02.03.2002	08:10	265,49	1000	3,648	2,970	3,309	-1,15	4,459	4,79	3,36	3,59	3,61	3,52	-1,15	4,670	4,79	
	5 min	02.03.2002	08:15	265,49	1000	3,648	2,970	3,309	-1,15	4,459		3,36	3,59	3,61	3,52	-1,15	4,670		
	15 min	02.03.2002	08:25	265,49	1000	3,642	2,964	3,303	-1,15	4,453		3,36	3,59	3,61	3,52	-1,15	4,670		
	30 min	02.03.2002	08:40	265,49	1000	3,642	2,964	3,303	-1,19	4,493		3,36	3,59	3,61	3,52	-1,19	4,710		
	45 min	02.03.2002	08:55	265,49	1000	3,629	2,925	3,277	-1,19	4,467		3,35	3,58	3,60	3,51	-1,19	4,700		
	60 min	02.03.2002	09:10	265,49	1000	3,622	2,925	3,274	-1,19	4,464	4,75	3,35	3,58	3,60	3,51	-1,19	4,700	4,75	
1 h	0 min	02.03.2002	09:10	212,39	800	3,338	2,658	2,998	-1,02	4,018	4,27	3,05	3,28	3,28	3,20	-1,02	4,223	4,27	
	5 min	02.03.2002	09:15	212,39	800	3,338	2,658	2,998	-1,02	4,018		3,05	3,28	3,28	3,20	-1,02	4,223		
	15 min	02.03.2002	09:25	212,39	800	3,338	2,658	2,998	-1,02	4,018		3,05	3,28	3,27	3,20	-1,02	4,220		
	30 min	02.03.2002	09:40	212,39	800	3,338	2,658	2,998	-1,09	4,088		3,04	3,28	3,25	3,19	-1,09	4,280		

↑ 1 hr ↓	0 min.	02.03.2002	11:10	106,20	400	2,452	1,912	2,182	-0,93	3,112	3,55	2,20	2,37	2,39	2,32	-0,93	3,250	3,55	
	5 min.	02.03.2002	11:15	106,20	400	2,452	1,912	2,182	-0,93	3,112		2,20	2,37	2,39	2,32	-0,93	3,250		
	15 min.	02.03.2002	11:25	106,20	400	2,452	1,874	2,163	-0,93	3,093		2,18	2,37	2,37	2,31	-0,93	3,237		
	30 min.	02.03.2002	11:40	106,20	400	2,452	1,867	2,160	-1,02	3,180		2,17	2,37	2,36	2,30	-1,02	3,320		
	45 min.	02.03.2002	11:55	106,20	400	2,445	1,867	2,156	-1,02	3,176		2,17	2,37	2,36	2,30	-1,02	3,320		
	60 min.	02.03.2002	12:10	106,20	400	2,445	1,867	2,156	-1,02	3,176	3,40	2,17	2,37	2,36	2,30	-1,02	3,320	3,40	
↑ 1 hr ↓	0 min.	02.03.2002	12:10	53,10	200	1,870	1,491	1,681	-1,02	2,701	2,86	1,66	1,81	1,89	1,79	-1,02	2,807	2,86	10
	5 min.	02.03.2002	12:15	53,10	200	1,870	1,491	1,681	-1,02	2,701		1,66	1,81	1,89	1,79	-1,02	2,807		
	15 min.	02.03.2002	12:25	53,10	200	1,870	1,485	1,678	-0,97	2,648		1,66	1,81	1,89	1,79	-0,97	2,757		
	30 min.	02.03.2002	12:40	53,10	200	1,870	1,485	1,678	-0,97	2,648		1,66	1,81	1,89	1,79	-0,97	2,757		
	45 min.	02.03.2002	12:55	53,10	200	1,863	1,485	1,674	-0,97	2,644		1,65	1,79	1,88	1,77	-0,97	2,743		
	60 min.	02.03.2002	13:10	53,10	200	1,811	1,453	1,632	-0,97	2,602	2,75	1,63	1,75	1,82	1,73	-0,97	2,703	2,75	
↑ 12 hr ↓	0	02.03.2002	13:10	0,00	0	1,275	1,211	1,243	-0,98	2,223	2,19	1,25	1,16	1,40	1,27	-0,98	2,250	2,19	10
	1h	02.03.2002	14:10	0,00	0	1,048	1,122	1,085	-0,99	2,075	2,04	1,10	0,87	1,32	1,10	-0,99	2,087	2,04	10
	2h	02.03.2002	15:10	0,00	0	1,016	1,103	1,060	-0,97	2,030		1,08	0,84	1,30	1,07	-0,97	2,043		10
	7h	02.03.2002	20:10	0,00	0	0,751	0,918	0,835	-0,97	1,805	1,97	0,95	0,57	1,09	0,87	-0,97	1,840	1,97	9
	12h	03.03.2002	01:10	0,00	0	0,751	0,905	0,828	-0,95	1,778	1,91	0,92	0,57	1,09	0,86	-0,95	1,810	1,91	9

Ek E. Osterberg deneyinden görüntüler





Ek F. Eksenel yükleme deneyinden görüntüler







Ek G. Soketli kazık imlatından görüntüler









Ek H .Sondaj logu



Ministry of Public Works and Settlement
General Directorate of Highways


ASTALDI S.p.A.



14.08.2001

Ministry of Public Works and Settlement
 General Directorate of Highways

GUMUSOVA - GEREVE

BOREHOLE LOG

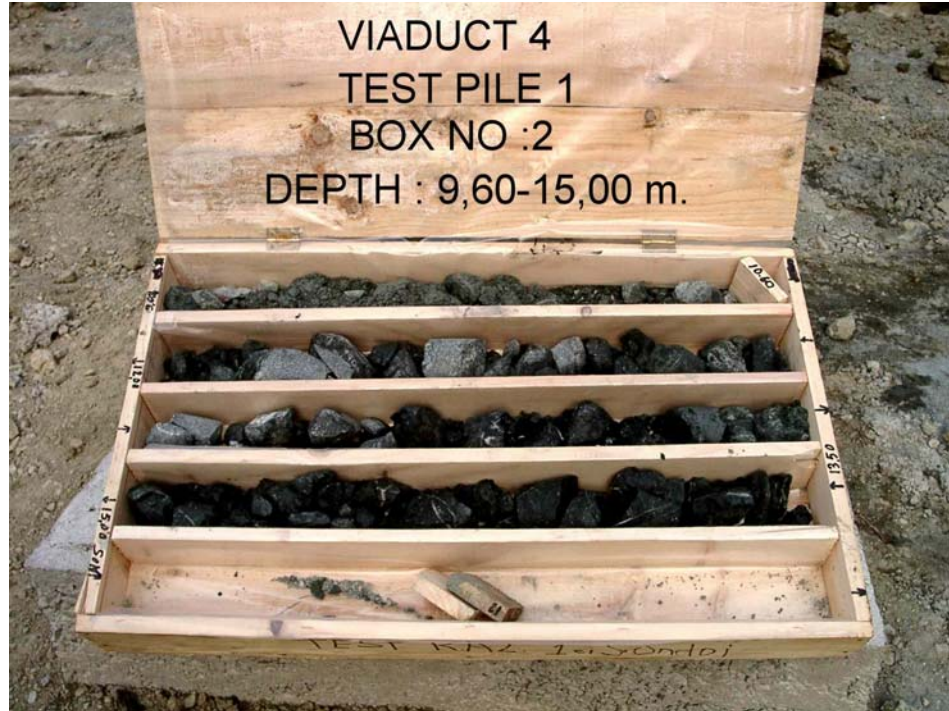
BORE HOLE NO : BH 4

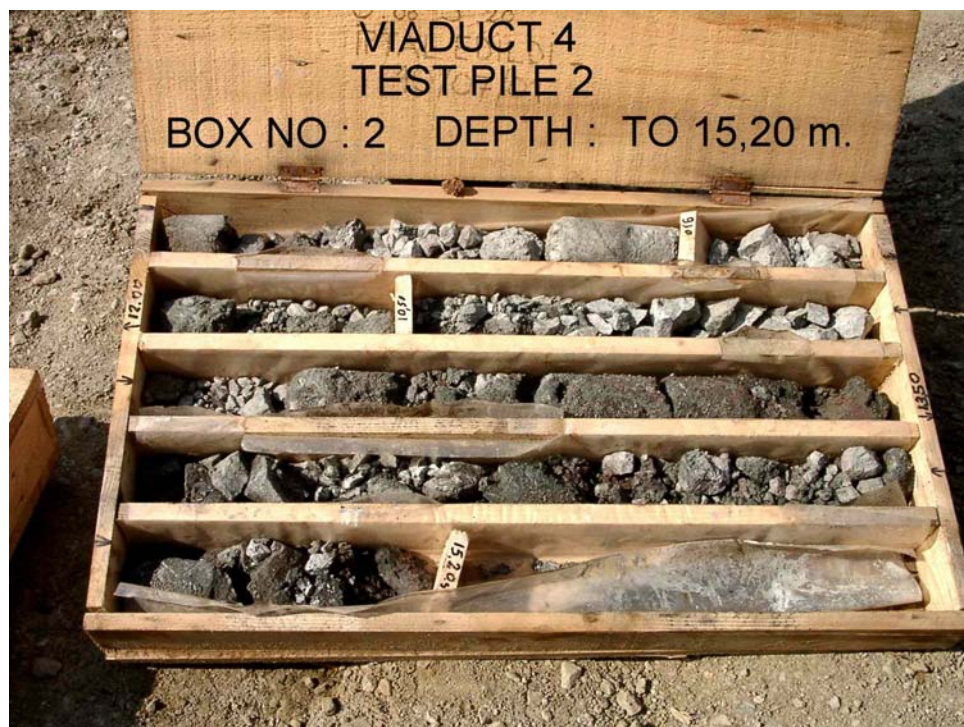
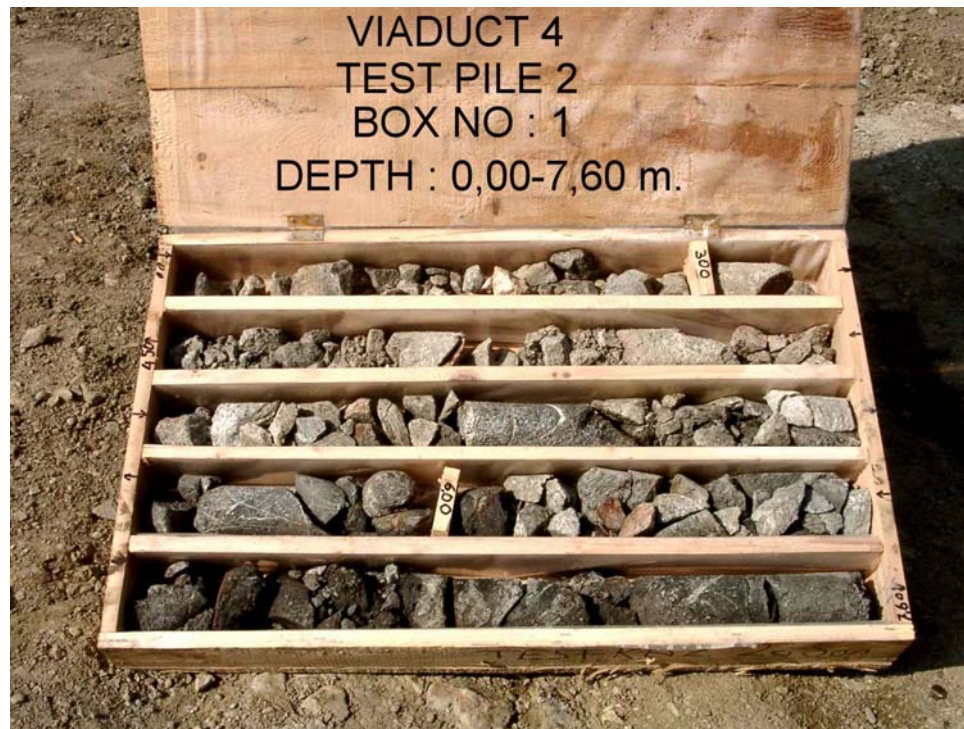
Collar Elevation:	730.92	Bottom Elevation:	719.92	Depth (m):	15.00	Location:	
Coordinates:		E:	Inclination (to vertical):	Orientation:		STRETCH 2C	
N:				VERTICAL		Contractor: ASTALDI-BAYINDIR	
Started:		14.08.2001	Completed:	14.08.2001	Sheet:	1	1
						Foreman: I.TEKİN	
						Logged by: B.TURHANLAR	
						Checked by: B.TURHANLAR	

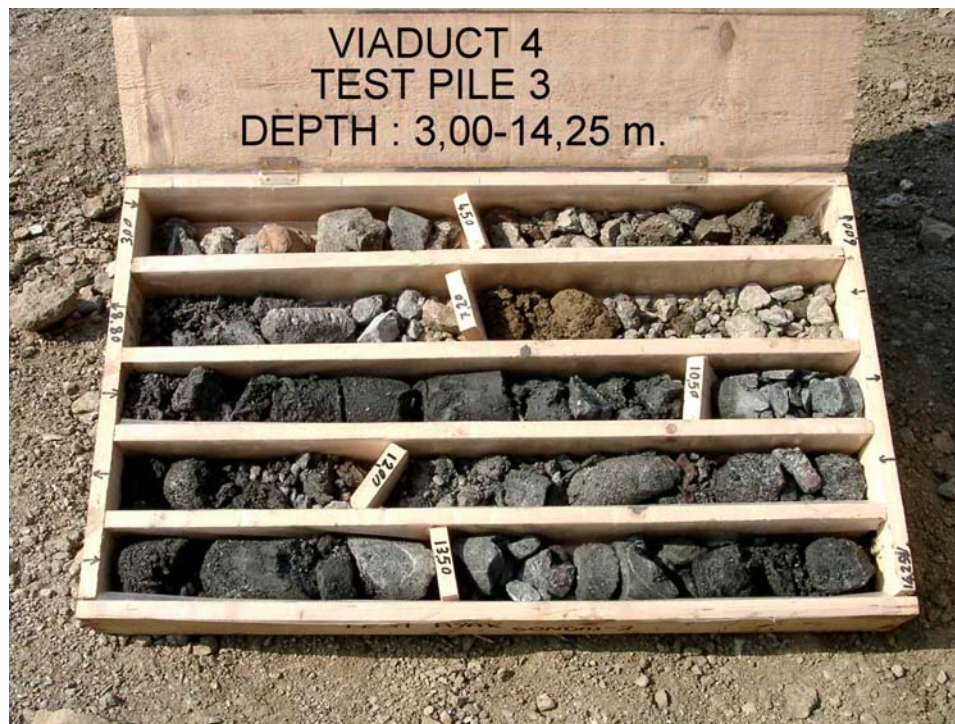
Core Loss (m)	Core Recovery %	R.O.D %	Elevation (m)	Operation and Depth (m)	Geological Profile	Orientation of Discontinuities	GEOLOGICAL DESCRIPTION	Weathering (m)	Strength (G)	Spacing (G)	Roughness and Penetration	Test and Samples	Isolation	G.M.L. (m)
							RIVER DEPOSIT							
			1.00											
			2.00											
			2.30											
			3.00				Green, Highly to completely weathered, very weak, very closely spaced, AMPHIBOLITE							
			4.00											
			5.00											
			6.00											
			7.00				Green, moderately weathered, weak to medium strong, very closely spaced, AMPHIBOLITE							
			8.00											
			8.15											
			9.00				Green, Highly to completely weathered, very weak, very closely spaced, AMPHIBOLITE							
			10.00											
			10.80											
			11.00											
			12.00											
			13.00				Green, moderately weathered, weak to medium strong, very closely spaced, AMPHIBOLITE							
			14.00											
			15.00				END OF BOREHOLE							

SYMBOL FOR ORIENTATION OF DISCONTINUITIES				ROUGHNESS AND PLANARITY				INFILLING MATERIAL				TYPE AND DIAMETER OF THE HOLE			
Sl = Slickensided	Fr = Fracture	J = Joint	C = Foliation or Schistosity	F = Fault	P = Planar	U = Undulating	S = Stepped	Sl = Slickensided	Pol = Polished	Sm = Smooth	Ra = Rough	K = Clay	B = Bentonite	L = Limonite	I = Iron oxides
												C = Carbonate	Q = Quartz/Silica	M = Matrix rock fragment	R = Breccia
												X = Silt	D = Sand	Py = Pyrite	Cm = Carbonaceous mat.
Drilling Ch:				Face Ch:											
WEATHERING GRADE OF ROCK				ROCK STRENGTH GRADE				SPACING (m)							
W1	Fresh: no visible sign of rock material.			Sr 1	Extremely weak: intended by thumb nail UCS (Mpa) < 1			S1	< 6m m Ground						
W2	Slightly weathered: all the rock material may be discolored by weathering and may be somewhat weaker externally than in fresh condition.			Sr 2	Very Weak: can be peeled by a pocket knife UCS (Mpa) : 1-5			S2	6-20 Extremely closely spaced						
				Sr 3	Weak: can be peeled by a pocket knife with difficulty. UCS (Mpa) : 5-25			S3	20-80 Very closely spaced						
W3	Moderately weathered: less than half of the rock material decomposed and/or disintegrated to a soil.			Sr 4	Medium strong: cannot be scraped or peeled with a pocket knife. UCS (Mpa) : 25- 30			S4	80-200 Closely spaced						
W4	Highly weathered: more than half of the rock material is decomposed and/or disintegrated to a soil.			Sr 5	Strong: specimen requires many blows of geological hammer to fracture it. UCS (Mpa) : 30-100			S5	200-800 Moderately widely spaced						
W5	Completely weathered: all rock material is decomposed and/or disintegrated to a soil.			Sr 6	Very strong: specimen requires many blows of geological hammer to fracture it. UCS (Mpa) : 100- 200			S6	800-2000 Widely spaced						
W6	Residual soil: all rock material is converted to a soil.			Sr 7	Extremely Strong: specimen can only be chipped with geological hammer. UCS (Mpa) > 200			S7	> 2000 Very widely spaced						

EK I. Osterberg deneyi sonrasında yapılan sondajlarda elde edilen karo fotoğrafları







ÖZGEÇMİŞ

Mustafa HATİPOĞLU Ağustos 1976'da Konya'da doğdu. Orta ve Lise öğretimini Gazi Anadolu Lisesi-ANKARA da tamamladıktan sonra 1994 yılında İstanbul Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümünde lisans eğitimine başladı ve aynı bölümden 1998 yılında İnşaat Mühendisi olarak mezun oldu. Aynı yıl İstanbul Teknik Üniversitesi'nin açmış olduğu yüksek lisans seçme sınavına girdi ve İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, Geoteknik Mühendisliği Programına kabul edildi.