T.C.
YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

YAN SAVAK AKIMLARININ ETKİSİNDEKİ KOHEZYONLU TABAN MALZEMESİNİN OYULMA PROBLEMİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ

FEVZİYE AYÇA VAROL

DOKTORA TEZİ
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI
HİDROLİK PROGRAMI

DANIŞMAN
PROF. DR. HAYRULLAH AĞAÇCIOĞLU

İSTANBUL, 2015

T.C.

YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ

FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

YAN SAVAK AKIMLARININ ETKİSİNDEKİ KOHEZYONLU TABAN MALZEMESİNİN OYULMA PROBLEMİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ

Fevziye Ayça VAROL tarafından hazırlanan tez çalışması 01.07.2015 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı Hidrolik Programında **DOKTORA TEZİ** olarak kabul edilmiştir.

Tez Danışmanı

Prof. Dr. Hayrullah AĞAÇCIOĞLU

Yıldız Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri

Prof. Dr. Hayrullah AĞAÇCIOĞLU

Yıldız Teknik Üniversitesi _____

Prof. Dr. Mehmet Emin KARAHAN

Beykent Üniversitesi _____

Prof. Dr. Mehmet M. BERİLGEN

Yıldız Teknik Üniversitesi _____

Doç. Dr. Ahmet DOĞAN

Yıldız Teknik Üniversitesi _____

Doç. Dr. Mehmet ÖZGER

İstanbul Teknik Üniversitesi _____

Bu çalışma, Yıldız Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü' nün 27-05-01-01 numaralı projesi ile desteklenmiştir.

ÖNSÖZ

Tezin hazırlanmasında, değerli görüş ve önerileri ile bana daima yol gösteren danışmanım Prof. Dr. Hayrullah AĞAÇCIOĞLU'na sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Çalışmam süresince ilgi ve desteğini esirgemeyen değerli görüş ve tavsiyelerinden büyük ölçüde yaralandığım Prof.Dr. Mehmet Emin KARAHAN'a, Prof. Dr. Mehmet M. BERİLGEN'e ve Prof.Dr. Yalçın YÜKSEL'e teşekkür ederim.

Deney çalışmalarım esnasında ve sonrasında desteğini esirgemeyen tüm Hidrolik Anabilim dalı Öğretim Üyelerine teşekkür ederim. Özellikle deney çalışmaları sırasında gösterdiği ilgi ve yardımları için Teknisyen Gazi KURT'a teşekkür ederim.

Doktora tez çalışmamın tüm aşamalarında sağladığı destek ve yardımı için Doç.Dr. Berna AYAT AYDOĞAN'a teşekkür ve sevgilerimi sunarım.

Hayatımın her döneminde koşulsuz sevgi ve sonsuz sabırları ile, doktora sürecinde de desteklerini benden esirgemeyen eşim İnş.Yük.Müh. Kebir Emre SARAÇOĞLU'na, annem E.Gülçin VAROL'a, babam Hayati VAROL'a ve kardeşim Z.Ece VAROL'a en derin teşekkür ve sevgilerimi sunarım.

Mayıs, 2015

Fevziye Ayça VAROL

İÇİNDEKİLER

Sayfa

SİMGE LİSTESİ vii

KISALTMA LİSTESİ x

ŞEKİL LİSTESİ xi

ÇİZELGE LİSTESİ xvii

ÖZET xix

ABSTRACT xxii

BÖLÜM 1

GİRİŞ 1

1.1 Literatür Özeti 1
1.2 Tezin Amacı 2
1.3 Hipotez 2

BÖLÜM 2

YAN SAVAK AKIMI 3

2.1 Giriş 3
2.2 Yan Savak Boyunca Su yüzü Profili 4
2.3 Yan Savak Debi Katsayısı ve Değişimi 16
2.4 Yan Savak Kesitinde Sekonder Akım ve Hız Dağılımı 27

BÖLÜM 3

AKARSULARDA OYULMA MEKANİZMASI 32

3.1 Giriş 32
3.2 Taban Hareketinin Başlaması 34
3.3 Katı Madde Taşınımında Denge ve Dengenin Bozulması 46

BÖLÜM 4

KOHEZYONLU ZEMİNDE OYULMA 52

4.1 İnce Taneli (Koheziv) Zeminin Genel Özellikleri 53

4.1.1 Oyulmayı Etkileyen Fiziksel Faktörler 61
4.1.2 Oyulmayı Etkileyen Kimyasal Faktörler 68
4.1.3 Oyulmayı Etkileyen Biyolojik Faktörler 74
4.2 Kohezyonlu Zeminde Oyulma Süreci 75

BÖLÜM 5

KONU İLE İLGİLİ ÇALIŞMALAR 81

5.1 Giriş 81
5.2 Kohezyonlu Malzeme ile İlgili Çalışmalar 82
5.3 Yan Savak ile İlgili Çalışmalar 113

BÖLÜM 6

DENEYSEL ÇALIŞMA 128

6.1 Giriş 128
6.2 Yapılan Kohezyonlu Zemin Deneyleri ve Sonuçları 128
6.2.1 Kıvam Limitleri 128
6.2.2 Düşen Koni Deneyi 129
6.2.3 Kompaksiyon Deneyleri 132
6.2.4 Kaliforniya Taşıma Oranı (CBR) 133
6.2.4.1 Serbest Basınç Deneyi 136
6.2.4.2 Üç Eksenli Basınç Deneyi 137
6.2.4.3 Penetrometre Deneyi 138
6.3 Yapılan Zemin Deneyleri ve Sonuçlarının İrdelenmesi 140
6.3.1 CBR oranları ve serbest basınç değerlerinin korelasyonu 140
6.3.2 CBR oranları ve üç eksenli basınç değerlerinin korelasyonu 140
6.3.3 Serbest basınç ve üç eksenli basınç değerlerinin korelasyonu 141
6.4 Deney Kanalı 142
6.5 Giriş Üçgen Savak Anahtar Eğrisi 146
6.6 Deneyde Kullanılan Karışım Taban Malzemesinin Özellikleri 147
6.7 ADV Ölçümleri 148
6.8 Yan Savak Civarında Meydana Gelen Oyulma Etkili Parametrelerin Belirlenmesi 152
6.9 Boyut Analizi 152
6.10 Deneysel Çalışma 154

BÖLÜM 7

DENEY SONUÇLARI ve DEĞERLENDİRİLMESİ 160

7.1 Giriş 160
7.2 ADV ile Hız ve Kayma Gerilmesi Ölçümleri 161
7.2.1 ADV ölçüm noktaları 161
7.2.2 Kesitlere göre hız ölçümleri 162
7.2.3 Froude sayısına göre hız ölçümleri 187
7.3 Konsolidasyon süresinin etkisi 196
7.4 Oyulma Süreci 197
7.5 Boyutsuz Oyulma Derinliğinin (H_d/h_1) Zamanla (t) Değişimi 199
7.6 Rölatif Denge Oyulma Derinliğinin Fr Sayısı ile Değişimi 207
7.7 Yan Savak Boyutlarının Denge Oyulma Derinliğine Etkisi 210

7.8 Maksimum Denge Oyulma Derinliğinin Belirlenmesi 211
BÖLÜM 8
SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....213
8.1 Sonuçlar 213
8.2 Öneriler 215
KAYNAKLAR 217
ÖZGEÇMİŞ 232

SİMGE LİSTESİ

A	Enkesit alanı
b	Ana kanal genişliği
b_p	Ayak genişliği
c_u	Drenajsız kayma mukavemeti
C	Kil Muhtevası (%)
C_D	Yan savak debi katsayısı
$\overline{C}_D$	Ortalama Savak Debi Katsayısı
C_M	De Marchi'nin yan savak debi katsayısı
C_u	Kohezyon
Comp.	Kompaksiyon derecesi
d	Tane çapı
d_*	Boyutsuz tane çapı
dB	Başlangıçtaki enine kıyı erozyon oranı (m/dak)
dW	Gerçek oyulma oranı (m/dak)
D_{50}	Malzemenin %50'sinin geçtiği elek çapı
D	Dairesel en kesitli kanal çapı
D	Köprü ayağı çapı
D_r	Dispersiyon oranı
E	Özgül enerji
E_e	Erozyon oranı
Fr	Froude Sayısı
Fr_1	Savak membasındaki akımın Froude Sayısı
Fr_2	Savak mansabındaki akımın Froude Sayısı
Fr_c	Kritik Froude Sayısı
Fr_i	Oyulmanın başladığı Froude sayısı
Fr_p	Ayak Froude Sayısı
Fr_*	Tane Froude sayısı
g	Yer çekimi ivmesi
h	Ana kanaldaki su derinliği
h^I	Kanal tabanından itibaren savak yükü
h_1	Yan savak membasında ana kanal eksenindeki su derinliği
h_2	Yan savak mansabında ana kanal eksenindeki su derinliği

h_D	Yan savak kreti üzerindeki savak yükü
H_d	Oyulma Derinliği
H_{de}	Maksimum Denge Oyulma derinliği
H_{dnc}	Koheziv olmayan malzemedeki oyulma derinliği
H_{max}	Maksimum Oyulma derinliği
H_s	Boyutsuz maksimum denge oyulma derinliği
H_t	t zamanındaki oyulma derinliği
I_p	Plastisite indisi
I_L	Likitlik İndisi
i	Batma miktarı
L	Yan savak uzunluğu
m	Koni ağırlığı
n	Manning sürtünme katsayısı
$P_{c,kr}$	Kritik Kil Muhtevası (%)
P_s	Kum Muhtevası (%)
p	Yan savak kret yüksekliği
R	Hidrolik yarıçap
Re	Reynolds sayısı
Re_*	Tane Reynolds sayısı
SC	Silt ve kil miktarı (%)
S_f	Enerji çizgisi eğimi
S_o	Kanal taban eğimi
q	Birim debi
q_c	Kritik birim debi
$q_{T(B)}$	Tabanın geometrisine bağlı olarak taşıma kapasitesi (kesitten çıkan malzeme)
$q_{T(S)}$	Kesitte membadan gelen katı madde miktarı
q_u	Serbest basınç mukavemeti
Q	Sistem debisi
Q_1	Ana kanaldaki debi
Q_2	Yan savaktan sonra ana kanal debisi
Q_w	Yan savaktan savaklanan debi
t	Zaman
t_e	Denge oyulma derinliğine ulaşma zamanı
T	Konsolidasyon süresi
T_d	Maksimum konsolidasyon süresi
u_*	Kayma hızı
u_{*kr}	Kritik kayma hızı
x	Mesafe
$\hat{X}_m$	Boyutsuz denge oyulma çukuru çapı
V_1	Yan savak membasında ortalama akım hızı
V_2	Yan savak mansabında ortalama akım hızı
V_{sw}	Yan savaktan savaklanan akım hızı

$V_{y,b}$	Tabana yakın ölçülen enine hız
$V_{y,s}$	Yüzeye yakın ölçülen enine hız
V_s	Oyulma hacmi
V_{kr}	Kritik hız
w	Su muhtevası
w_L	Likit limit
w_p	Plastik limit
w_s	Büzülme limiti
W	Weber sayısı
W_c	Başlangıç su muhtevası
y	Herhangi bir kesitteki su derinliği
y_1	Yaklaşan akımın derinliği
z	Kanal tabanının kıyas düzlemine olan mesafesi
$\dot{z}$	Oyulma oranı
α	Enerji düzeltme katsayısı
β	Erozyon parametresi
ϕ_c	İçsel sürtünme açısı
ϕ_s	Kohezyonsuz katı maddenin içsel sürtünme açısı
γ_d	Kohezyonlu katı maddenin kuru özgül ağırlığı
γ_{dc}	Konsolidasyon sonrası özgül ağırlık
γ_0	Başlangıçtaki kuru özgül ağırlık
η_0	Savak hız parametresi
μ	Dinamik viskozite
ν	Kinematik viskozite
θ	Akımın yan savağa sapma açısı
Θ_{CA}	Boyutsuz adezyon katsayısı
ρ	Akışkanın özgül kütlesi
ρ_b	Islak özgül kütle
ρ_s	Zemin özgül kütlesi
σ	Yüzey gerilmesi
τ	Kayma gerilmesi
$\tau_{e,cr}$	Koheziv olmayan karışım için kritik kayma gerilmesi
$\tau_{e,c}$	Koheziv karışım için kritik kayma gerilmesi
$\tau_{e,m}$	Saf kil için kritik kayma gerilmesi
$\tau_{e,s}$	Saf kum için kritik kayma gerilmesi
τ_{kr}	Kritik taban kayma gerilmesi
τ_{max}	Maksimum kayma gerilmesi
τ_{sm}	Kum ve balçık karışımı için kritik kayma gerilmesi
τ_s	Taban kayma mukavemeti
$\hat{\tau}_s$	Boyutsuz taban kayma gerilmesi
ψ	Shields Parametresi
Ψ	Enkesitte savağa doğru su seviyesinin eğilimi
$\forall$	Tabanın geometrisi

KISALTMA LİSTESİ

CBR	Kaliforniya Taşıma Oranı (California Bearing Ratio)
CEC	Katyon Değişim Kapasitesi (Cation Exchange capacity)
DOM	Çözülmüş Organik Madde (Dissolved Organic Matter)
EFA	Erozyon Fonksiyon Aparatı (Erosion Function Apparatus)
EPS	Hücredışı Polimerik Maddeler (Extracellular Polymeric Substances)
LOI	Yanmadaki ağırlık kaybı (Loss of Weight on Ignition)
SAR	Sodyum emme oranı (Sodyum absorption Ratio)
SRİCOS	Koheziv zeminlerde oyulma oranı methodu (Scour Rate in Cohesive Soils)

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 2.1 Rhone Nehri (Fransa) üzerindeki beton yan dolu savak resmi (Rosier [4]) .. 4
Şekil 2.2 Kanal enkesitinde savak kretine karşı oluşan tipik su yüzü profili 4
Şekil 2.3 Yan Savakta oluşan Su Yüzü Profilleri a) Nehir Rejimi b) Hidrolik sıçrama c) Sel Rejimi (Naudascher [6], Rosier [4]) 6
Şekil 2.4 Koch Parabolü (De Marchi [8], Önen [1]) 7
Şekil 2.5 Özgül Enerji Diyagramı (Yüksel [9]) 7
Şekil 2.6 Deneysel olarak gözlenen su yüzü profilleri ([7], [10] , [11]) 8
Şekil 2.7 Toplam enerji yükü (H), özgül enerji (E), basınç yükü (h_T) tanımları (Rosier [4]) 11
Şekil 2.8 Yan savak akımının planı ve kesiti (Ağaçcıoğlu [19]) 11
Şekil 2.9 Yan savak boyunca durgunluk bölgesi ve ters akım (Ağaçcıoğlu, [19]) 15
Şekil 2.10 Hareketli tabanda yan savak kesitinde oluşan akım bölgeleri (Rosier [4]) . 16
Şekil 2.11 Nehir rejimli akımlarda C_D ile Fr_1 değişimi (Subramanya ve Awasthy [20], Uyumaz [22]) 19
Şekil 2.12 Sel rejimli akımlarda C_D ile Fr_1 değişimi (Subramanya ve Awasthy [20], Uyumaz [22]) 20
Şekil 2.13 Doğrusal Kanalda farklı L/b oranları için yan savak debi katsayısının Subramanya ve Awasthy [20] ile karşılaştırılması (Ağaçcıoğlu [2]) 22
Şekil 2.14 Yanal akım sebebiyle kanal en kesitindeki akımın hareketi (El-Khashab [25]) 28
Şekil 2.15 Yanal akım sebebiyle kanal en kesitinde oluşan sekonder akım (El-Khashab [25]) 29
Şekil 2.16 Nehir rejimindeki dikdörtgen en kesitli doğrusal kanalda yan savak boyunca sekonder akımın gücünün değişimi (El-Khashab [25]) 30
Şekil 2.17 Sel rejimindeki dikdörtgen en kesitli doğrusal kanalda yan savak boyunca sekonder akımın gücünün değişimi(El-Khashab [25]) 30
Şekil 3.1 Kum ve kil için oyulma fonksiyonları (Briaud [60] ve [66]) 34
Şekil 3.2 Shields Eğrisi (Yüksel [68]) 36
Şekil 3.3 Düzenlenmiş Shields Eğrisi (Govers [71]) 37
Şekil 3.4 Tüm çalışmalarda Kritik Kayma Gerilmesi-Ortalama Tane Çapı ilişkisi (Briaud [60]) 39
Şekil 3.5 Shields diyagramının koheziv malzeme ile genişletilmiş hali: Kritik Kayma Gerilmesi-Ortalama Tane Çapı (Jowett ve Elliott [75]) 39
Şekil 3.6 Koheziv zemin için izin verilen hızlar (Chow [79], [77]) 40
Şekil 3.7 Hjulstrom Diyagramı (Dade vd. [83], Grabowski vd. [61]) 41
Şekil 3.8 Postma Diyagramı (Dade vd. [83], Grabowski vd. [61]) 42

Şekil 3.9 Hjulstrom ve Shields'den hesaplanan kritik hızların karşılaştırılması (Jowett ve Elliott [75]) 43
Şekil 3.10 Taban kayma gerilmesi ile derinlikle ortalama akım hızının değişimi (Krone [85]) 44
Şekil 3.11 Oyulma derinliğinin zamanla değişimi (Tsujimoto ve Mızukami, [100]) ... 48
Şekil 3.12 Oyulma derinliğinin akım hızı ile değişimi (Tsujimoto ve Mızukami [100]) 48
Şekil 3.13 Oyulma derinliğinin akım hızı ile değişimi (Melville ve Chiew [101]) 49
Şekil 3.14 Temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin değişimi (Melville ve Chiew [101]) 50
Şekil 3.15 (3.17) denklemine göre oyulma derinliğinin değişimi (Melville ve Chiew [101]) 50
Şekil 4.1 Topaklanma sürecine bağlı olarak koheziv zeminin taşınım bileşenleri (Mehta [107]) 53
Şekil 4.2 Zeminlerde Su Muhtevası-Hacim Değişimi Davranışı ve Kıvam Limitlerinin Tanımlanması (Özaydın [104]) 55
Şekil 4.3 Casagrande Plastisite Kartı (Özaydın [104]) 56
Şekil 4.4 Oyulmayı etkileyen zemin özellikleri ve süreçler (Grabowski vd. [61]) 59
Şekil 4.5 Koheziv olmayan silisli kum için Kayma Gerilmesi (Roberts vd. [115], Grabowski vd. [61]) 61
Şekil 4.6 Konsolide ve konsolide olmamış deniz sedimenti için Kritik Kayma Gerilmesi Medyan Tane Boyutu ilişkisi (Thomsen ve Gust [116], Grabowski vd. [61]) 62
Şekil 4.7 Yapay zemin karışımı için kil muhtevasının fonksiyonu olarak kritik kayma gerilmesi (Thomsen ve Gust [116] , Grabowski vd. [61]) 63
Şekil 4.8 Yapay zemin karışımı için Erozyon kayma gerilmesi profilleri (Mitchener ve Torfs [137]) 64
Şekil 4.9 Doğal örselenmemiş zeminlerde erozyon için kritik kayma gerilmesi özgül kütle ilişkisi (Mitchener ve Torfs [137]) 67
Şekil 4.10 Siltli kil için yapılan Vane kesme testinin sonuçları (Lambe ve Whitman [162], Mehta [107]) 68
Şekil 4.11 Sodyum emme oranının (SAR) ve katyon değişim kapasitesinin (CEC) fonksiyonu olarak kritik kayma gerilmesi ([58], [61], [121]) 71
Şekil 4.12 Saf illit kili için Sodyum emme oranının (SAR) ve tuzluluğun fonksiyonu olarak kritik kayma gerilmesi ([58], [61], [121]) 72
Şekil 4.13 Boyutsuz adezyon katsayına organik muhtevanın etkisi ([61],[123]) 74
Şekil 4.14 Kil ve kumda oluşan oyulma derinliklerinin karşılaştırılması (Briaud vd. [181]) 76
Şekil 4.15 Koheziv zeminde idealleştirilmiş erozyon oranı-taban kayma gerilmesi ilişkisi (Langendoen [184]) 78
Şekil 5.1 Yan savak etrafında ana kanalda tabanda veya yerel olarak oluşan yığılma ve oyulma (Rosier [4]) 81
Şekil 5.2 Oyulma oranına kil muhtevasının etkisi (Molinas ve Hosny [143]) 85
Şekil 5.3 Farklı Yaklaşım Froude Sayıları için Oyulma Oranına Kil Muhtevasının Etkisi (Molinas ve Hosny [143]) 86
Şekil 5.4 Oyulma sürecine kil muhtevasının etkisi-1 (Molinas ve Hosny [143]) 87
Şekil 5.5 Oyulma sürecine kil muhtevasının etkisi-2 (Molinas ve Hosny [143]) 87
Şekil 5.6 Oyulma oranına kompaksiyonun etkisi (Molinas ve Hosny [143]) 88

Şekil 5.7 Farklı Froude sayıları için kompaksiyonun oyulma oranına etkisi (Molinas ve Hosny [143]) 89
Şekil 5.8 Oyulma sürecine kompaksiyonun etkisi-1 (Molinas ve Hosny [143]) 90
Şekil 5.9 Oyulma sürecine kompaksiyonun etkisi-2 (Molinas ve Hosny [143]) 90
Şekil 5.10 Oyulma oranına doymuş malzemenin başlangıç su muhtevasının etkisi (Molinas ve Hosny [143]) 92
Şekil 5.11 Oyulma sürecine doymuş malzemenin başlangıç su muhtevasının etkisi-1 (Molinas ve Hosny [143]) 93
Şekil 5.12 Oyulma sürecine doymuş malzemenin başlangıç su muhtevasının etkisi-2 (Molinas ve Hosny [143]) 93
Şekil 5.13 Kil Muhtevasının Köprü Kenar Ayağı Oyulmasına Etkisi (Molinas [198]) 95
Şekil 5.14 Kil zeminde oyulma derinliği-zaman grafiği (Briaud vd. [181]) 98
Şekil 5.15 EFA Şematik diyagram ve test sonuçları (Briaud [202]) 99
Şekil 5.16 Farklı Froude sayıları için rölatif akım derinliği ile Rölatif oyulma derinliğinin değişimi (Ting vd. [205]) 102
Şekil 5.17 Kil-kum karışımında kil muhtevasının fonksiyonu olarak boyutsuz maksimum denge oyulma derinliğinin karşılaştırılması (Debnath ve Chaudhuri [210]) 105
Şekil 5.18 Kil-kum karışımında kil muhtevasının fonksiyonu olarak taban kayma mukavemetinin karşılaştırılması (Debnath ve Chaudhuri [210]) 106
Şekil 5.19 Zamanın fonksiyonu olarak oyulma derinliği ve (5.30) denklemi eğrileri (Debnath ve Chaudhuri [212]) 109
Şekil 5.20 Kaolinite için erozyon oranı- sınır kayma gerilmesi grafiği (Hoomehr vd. [148]) 112
Şekil 5.21 Vermikülit için erozyon oranı-sınır kayma gerilmesi grafiği (Hoomehr vd. [148]) 112
Şekil 5.22 Herbir ortalama su sıcaklığı için farklı kil tipleri için oyulma oranı/kayma hızı (Hoomehr vd. [148]) 113
Şekil 5.23 Doğrusal kanalda temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin gelişimi (Önen [1]) 116
Şekil 5.24 (5.25) denklemine göre oyulma derinliğinin değişimi (Önen [1]) 116
Şekil 5.25 Farklı savak uzunlukları için H_d/p ile h_1/p değişimi (Önen [1]) 118
Şekil 5.26 30^0'lik kıvrım bölgesinde temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin değişimi (Önen [1]) 119
Şekil 5.27 (5.26) denklemine göre oyulma derinliğinin değişimi (Önen [1]) 119
Şekil 5.28 L/b=0.625 için, H_d/p ile V_1/V_{kr} değişimi, (Önen [1]) 120
Şekil 5.29 L/b=1 için, H_d/p ile V_1/V_{kr} değişimi, (Önen [1]) 121
Şekil 5.30 L/b=1.25 için, H_d/p ile V_1/V_{kr} değişimi, (Önen [1]) 121
Şekil 5.31 L/b=1 için temiz su oyulmasının zamanla gelişimi, (Önen ve Ağaççıoğlu, [221]) 122
Şekil 5.32 H_d/p ile $(h_1-p)/h_1$ değişimi, (Önen ve Ağaççıoğlu, [221]) 123
Şekil 5.33 Farkı tane boyutları için, H_d/p ile V_1/V_{kr} değişimi, (Önen ve Ağaççıoğlu, [221]) 124
Şekil 5.34 Rosier [4]'te kullanılan haraketli tabanlı yan savak deney sistemi 126
Şekil 5.35 Rosier [4]'te kullanılan bir ve iki yan savaklı deney sistemi 126
Şekil 5.36 Akım yönünde ve yanal yönde enkesitteki hız dağılımı (Rosier [4]) 127
Şekil 6.1 Kaolin kili 128
Şekil 6.2 Kaolin kili granülometri eğrisi 129
Şekil 6.3 Düşen koni deneyine ait batma miktarı-su muhtevası grafiği 130

Şekil 6.4 Standart Proktor deneyi ile optimum su muhtevası 133
Şekil 6.5 %20-2 ıslak deneyinin sonuç grafiği 135
Şekil 6.6 %20-2 kuru deneyinin sonuç grafiği 135
Şekil 6.7 Drenajsız kayma mukavemeti-su muhtevası grafiği (Serbest Basınç Deneyi) 136
Şekil 6.8 %17 su muhtevası için düşey gerilme-şekil değiştirme grafiği (Serbest Basınç Deneyi) 137
Şekil 6.9 %17 Su muhtevası için Mohr diyagramı (Serbest Basınç Deneyi) 137
Şekil 6.10 Düşey gerilme-su muhtevası grafiği (Üç Eksenli Basınç Deneyi) 138
Şekil 6.11 %17 Su muhtevası için düşey gerilme-şekil değiştirme grafiği (Üç Eksenli Basınç Deneyi) 139
Şekil 6.12 %17 Su muhtevası için Mohr diyagramı (Üç Eksenli Basınç Deneyi) 139
Şekil 6.13 a) Islak ve (b) Kuru CBR oranları-serbest basınç deneyi korelasyon grafikleri 140
Şekil 6.14 (a) Islak ve (b) kuru CBR oranları-üç eksenli basınç deneyi korelasyon grafikleri 141
Şekil 6.15 Serbest Basınç ve Üç eksenli Basınç Deney sonuçlarının Karşılaştırılması 142
Şekil 6.16 Deney kanalının genel görünüşü 143
Şekil 6.17 Deney kanalının planı 144
Şekil 6.18 Vane Kesme Mukavemeti Cihazı 146
Şekil 6.19 Deney sistemi üçgen savak anahtar eğrisi 147
Şekil 6.20 Karışım Malzemesi Granülometri Eğrisi 148
Şekil 6.21 ADV (a) Aşağı yönlü ve (b) Yanal prob. 149
Şekil 6.22 ADV Örnekleme Hacmi 149
Şekil 6.23 Vectrino Plus ADV Çalışma Sayfası 151
Şekil 6.24 ExploreV Çalışma Sayfası 151
Şekil 6.25 Deney Sistemi Kesiti 155
Şekil 6.26 Konsolidasyon sonrası-deney öncesi deney sisteminden bir görüntü 156
Şekil 7.1 ADV ölçüm noktaları 161
Şekil 7.2 Yan savağın 40 cm membasındaki (A Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538) 162
Şekil 7.3 Yan savağın membasındaki (B Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538) 163
Şekil 7.4 Yan savak ekseninde (C Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538) 165
Şekil 7.5 Yan savağın mansabında (D Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538) 167
Şekil 7.6 Yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538) 169
Şekil 7.7 Yan savağın 40 cm membasında(A Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70) 172
Şekil 7.8 Yan savağın membasındaki (B Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70) 173
Şekil 7.9 Yan savağın ekseninde (C Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70) 174
Şekil 7.10 Yan savağın mansabında (D Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70) 175
Şekil 7.11 Yan savağın 40 cm mansabında(E Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70) 177
Şekil 7.12 Yan savağın 40 cm membasında (A Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397) 182
Şekil 7.13 Yan savağın membasındaki (B Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397) 183
Şekil 7.14 Yan savak ekseninde (C Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397) 184
Şekil 7.15 Yan savağın mansabında (D Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397) 185
Şekil 7.16 Yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397) 186
Şekil 7.17 Yan savağın 40 cm membasında (A Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri 189
Şekil 7.18 Yan savağın membasında (B Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri 190
Şekil 7.19 Yan savak ekseninde (C Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri 191
Şekil 7.20 Yan savağın mansabında (D Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri 192

Şekil 7.21 Yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri 194
Şekil 7.22 (a) Fr=0.398 için (b) Fr=0.70 için yan savak etrafında hız ölçümleri 195
Şekil 7.23 Kil-Kum karışımının konsolidasyon deneyi sonucu. 196
Şekil 7.24 Konsolidasyon süresinin boyutsuz taban kayma mukavemetine göre değişimi 197
Şekil 7.25 Konsolidasyon süresinin oyulma derinliğine etkisi 197
Şekil 7.26 L=25 cm ,p=7 cm ve Fr=0.35 için (a) oyulma profili (b) oyulma profilinin üstten görünüşü 198
Şekil 7.27 L/b=1.25 ve p=7 cm'lik yan savakta oyulmanın zamanla değişimi 199
Şekil 7.28 L/b=1.25 ve p=10 cm'lik yan savakta oyulmanın zamanla değişimi 199
Şekil 7.29 L/b=1 ve p=7 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi 200
Şekil 7.30 L/b=1 ve p=10 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi .. 201
Şekil 7.31 L/b=1 ve p=12 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi .. 201
Şekil 7.32 L/b=0.625 ve p=7 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi 201
Şekil 7.33 L/b=0.625 ve p=10 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi 202
Şekil 7.34 L/b=0.625 ve p=12 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi 202
Şekil 7.35 L/b=1 ve p=12 cm'lik yan savakta kohezyonlu ve kohezyonsuz malzemede oluşan oyulmanın zamanla değişimi 203
Şekil 7.36 L/b=1 ve p=7 cm'lik yan savakta kohezyonlu ve kohezyonsuz malzemede oluşan oyulmanın zamanla değişimi 203
Şekil 7.37 Farklı savak uzunlukları için p=7 cm'lik yan savakta oyulmanın zamanla değişimi 204
Şekil 7.38 L/b=1 ve p=10 cm için boyutsuz oyulma derinliğinin gelişimi 205
Şekil 7.39 L/b=1.25 ve p=10 cm için boyutsuz oyulma derinliğinin gelişimi 205
Şekil 7.40 Temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin gelişimi (Önen [1]) 206
Şekil 7.41 Kohezyonlu tabanda oyulma derinliğinin gelişimi 206
Şekil 7.42 L/b'ye göre boyutsuz denge oyulma derinliğinin Froude sayısı ile değişimi 208
Şekil 7.43 p'ye göre boyutsuz denge oyulma derinliğinin Froude sayısı ile değişimi 209
Şekil 7.44 Önen (2004)'te p'ye göre boyutsuz denge oyulma derinliğinin Fr sayısı ile değişimi 209
Şekil 7.45 Boyutsuz Denge Oyulma Derinliğinin Savak Kret yüksekliği ile değişimi 210
Şekil 7.46 Ölçülen ile Denklem (7.1)'den hesaplanan boyutsuz denge oyulma derinliğinin karşılaştırılması 212
Şekil 7.47 Ölçülen ile Denklem (7.2)'den hesaplanan boyutsuz denge oyulma derinliğinin karşılaştırılması 212

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1 Savak Katsayıları (Collinge [21]) 18
Çizelge 2.2 Doğrusal kanallara yerleştirilen yan savakların debi katsayısı (Emiroğlu [3] ve [47]) 27
Çizelge 3.1 Açık kanallar için kritik hız ve kayma gerilmeleri (Lane [78], Partheniades, [80]) 40
Çizelge 3.2 Kritik kayma gerilmesi için amprik yaklaşımlar (Utley ve Wynn [86]) 45
Çizelge 3.3 Koheziv zeminde ölçülmüş kritik kayma gerilmeleri (California Üniversitesi [91], Jowett ve Elliott [75]) 46
Çizelge 4.1 Tane boyutunun kohezyonla ilişkisi (Mehta ve Lee [103]) 52
Çizelge 4.2 Kil minerali özellikleri (Partheniades [80]) 57
Çizelge 4.3 En çok bilinen killlerin özellikleri (Dade ve Nowell [109]) 57
Çizelge 4.4 Kohezyonlu Zeminlerin Oyulabilirliğini Etkileyen Faktörler (Briaud vd. [60]) 59
Çizelge 4.5 Kohezyonlu zeminlerin oyulabilirliğinde temel zemin özelliklerinin rölatif etkisi (Grabowski vd. [61]) 60
Çizelge 4.6 Başlıca kil minerallerinin özellikleri ve oyulmaya karşı dirençleri (Grabowski [61]) 70
Çizelge 4.7 Kaolin için tane boyutuyla katyon değişim kapasitesinin değişimi (Grim [164], Mehta [107]) 70
Çizelge 4.8 Koheziv zeminde erozyon oranını belirlemek için kullanılan bazı denklemler (Jowett ve Elliott [75]) 80
Çizelge 4.9 Koheziv zeminde her N/m^2 için ölçülen erozyon oranları (Jowett ve Elliott [75]) 80
Çizelge 5.1 Kil-kum karışımında farklı aralıklardaki kil muhtevası ve su muhtevası için elde edilen oyulma derinliği denklemleri (Debnath ve Chaudhuri [210]) 107
Çizelge 6.1 (6.1) ve (6.2) denklemleri ile hesaplanan likit limit değerleri 131
Çizelge 6.2 (6.3) denklemi ile hesaplanan kayma mukavemeti değerleri 131
Çizelge 6.3 (6.4) denklemi ile hesaplanan kayma mukavemeti değerleri 132
Çizelge 6.4 Kırma taşla yapılan deneyde penetrasyon (batma) miktarlarına göre standart gerilmeler, (Bowles [227]) 134
Çizelge 6.5 CBR deneyleri sonuçları 134
Çizelge 6.6 Su muhtevalarına göre serbest basınç mukavemetleri ve drenajsız kayma mukavemetleri (Serbest Basınç Deneyi) 136
Çizelge 6.7 Su muhtevalarına göre serbest basınç mukavemetleri ve drenajsız kayma mukavemetleri (Üç Eksenli Basınç Deneyi) 138
Çizelge 6.8 Penetrometre okumaları 139

Çizelge 6.9 ADV'nin Teknik Özellikleri (Nortek [231]) 150
Çizelge 6.10 Deney sistemine etki eden parametreler 152
Çizelge 6.11 Sisteme etki eden parametreler 153
Çizelge 6.12 Sisteme etki eden boyutsuz parametreler için boyut analizi 153
Çizelge 6.13 Deney Şartları-1 157
Çizelge 6.14 Deney Şartları-2 158
Çizelge 6.15 Deney Şartları-3 159
Çizelge 7.1 Korelasyon Matrisi 211

ÖZET

YAN SAVAK AKIMLARININ ETKİSİNDEKİ KOHEZYONLU TABAN MALZEMESİNİN OYULMA PROBLEMİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ

Fevziye Ayça VAROL

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Doktora Tezi

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Hayrullah AĞAÇCIOĞLU

Yan savaklar, sulama, hidroelektrik ve diğer hidrolik yapıların su temini amaçlı tesislerinin iletim kanalları gibi kanallarda fazla debinin azaltılması veya herhangi bir kanaldan ihtiyaç olan debinin alınması için kullanılan ana kanalın yan kısmına yerleştirilen yapılardır. Hidrolik yapılar etrafındaki taban oyulmalarının araştırıldığı birçok çalışmada koheziv olmayan taban malzemesi ile çalışılmıştır. Ancak hidrolik yapılar doğada tamamen koheziv veya kum-kil karışımı zeminlerde de yer alabilmektedir. Kohezyonlu taban malzemesinde oluşan oyulmanın, kohezyonsuz taban malzemesinde meydana gelen oyulmadan farklı olduğu bilinmektedir. Koheziv malzemenin oyulma direncinin yüksek olması ve oyulma mekanizmasının oldukça karmaşık olmasından dolayı, koheziv malzemede oyulma süreci çok çalışılamamıştır.

Bu çalışmada kumlu-killi tabanlı bir dikdörtgen enkesitli kanal boyunca, nehir rejimi akım şartlarında (Fr=0.33-0.81), L=25, 40 ve 50 cm uzunluklu, taban malzemesinden itibaren p=7, 12 ve 17 cm kret yükseklikli dikdörtgen yan savak etrafında ana kanal tabanında meydana gelen oyulma ve rölatif denge oyulma derinlikleri incelenmiştir. Boyut analizi sonucunda rölatif denge oyulma derinliği (H_{de}/h_1)'nin; Fr, p/h_1, L/b, C, Wc, ve $\tau_s/(\rho.g.h_1)$ boyutsuzlarına bağımlı olduğu belirlenmiştir.

Deney sisteminin elverdiği maksimum hızlarda bile tamamen kil tabanda ve % 5, 7 ve 10 gibi düşük kum muhtevalarında oyulma oluşmamıştır. Taban malzemesinin konsolidasyon süresi arttıkça boyutsuz kayma mukavemeti artmakta dolayısıyla oyulma azalmaktadır. Bütün savak boyutlarında kil-kum karışımı malzeme tabanlı kanalda, kohezyonsuz malzemeye benzer olarak oyulma derinliğinin zamanla arttığı ve belli bir zamandan sonra asimptot olarak devam ettiği tesbit edilmiştir. Ancak kohezyonlu tabanda yapılan deneylerin Fr sayısı kum tabana göre oldukça büyük olmasına rağmen, kohezyonsuz tabandaki deneylere göre oyulma derinliklerinin daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bütün savak boyutlarında yaklaşan akımın Froude sayısı arttıkça, boyutsuz denge oyulma derinliği artmaktadır. Savak kret yüksekliği arttıkça boyutsuz denge oyulma derinliği azalmaktadır.

Fr sayısına ve savak boyutlarına bağlı olarak kohezyonlu malzemede denge zamanının %10'unda denge oyulma derinliğinin %10-70'ine ve denge zamanının %50'sinde denge oyulma derinliğinin %50-95'ine ulaşıldığı belirlenmiştir.

Etkili olan parametrelere bağlı olarak boyutsuz oyulma derinliği için regresyon analizi ile denklem elde edilmiştir. Bu denklemde yapılan deney parametreleri aralığı için savak uzunluğunun (L/b) oyulmaya etkisinin oldukça az olduğu, yan savak kret yüksekliğinin oyulmaya daha etkili bir parametre olduğu belirlenmiştir. Bir diğer etkili parametrede başlangıç su muhtevasıdır. Bu parametrenin ± %3 gibi küçük değişiminde bile oyulma derinlikleri önemli ölçüde değişmiştir.

Anahtar Kelimeler: Kohezyonlu malzeme, oyulma, yan savak.

ABSTRACT

EXPERIMENTAL STUDY OF SCOUR OF COHESIVE BED MATERIAL SUBJECT TO SIDE WEIR FLOW

Fevziye Ayça VAROL

Department of Civil Engineering Hydraulic Programme

PhD. Thesis

Adviser: Prof. Dr. Hayrullah AĞAÇCIOĞLU

Side weirs are hydraulic structures widely used in irrigation and drainage systems, urban sewage systems, water treatment plants and also intake structures for flow diversion or intake purposes. Local scour around hydraulic structures in non-cohesive sediment beds has been extensively studied before. But hydraulic structures can be existed in either purely cohesive sediment or sand-clay mixed bed. The scour process in cohesive sediment is different from that in non-cohesive. The scour process in cohesive sediment is not well understood, because of resistance of the material and also the complicated behavior of cohesive material.

In this study, scour process and dimensionless equilibrium scour depths around rectangular side weir located on the rectangular channel is investigated. Three different dimensions of side weir with a length of L=25, 40 and 50 cm and height of p=7, 12 and 17 cm are considered. All experiments are conducted in clay-sand mixed bed for subcritical flow conditions (Fr=0.33-0.81). Dimensional analysis showed that the dimensionless equilibrium scour depth (H_{de}/h_1) depends on the dimensionless parameters of Fr, p/h_1, L/b, C, Wc and $\tau_s/(\rho.g.h_1)$.

For purely kaolin and in low sand ratio (5, 7 and 10%) bed material, scour did not occur. The dimensionless bed shear strength of cohesive sediment increases with consolidation time. Therefore, the scour depths decrease with consolidation time. In sand-clay mixed beds the scour depth increased rapidly with time and then asymptotically approached constant values in all experiments for all side weir dimensions as in non-cohesive sediment. Even though Froude Numbers in cohesive sediment are larger than that in non-cohesive, the scour depths are smaller with respect

to non-cohesive sediment. For all side weir dimensions, dimensionless scour depths increase with increasing upstream Froude number. As the side-weir crest height increases, equilibrium scour depths decrease.

The data indicates that 10-70% of the equilibrium scour depth is attained during a time period 10% of equilibrium time. 50-95% of the equilibrium depth of scour is attained during a time period 50% of equilibrium time, depending on the flow intensity and side weir dimensions.

An equation is obtained for dimensionless equilibrium scour depths depending on dimensionless parameters. Regression analysis showed that the effect of the side weir lenght is quite small for these experiment parameters range. Side weir crest height is more effective parameter than the side weir length. Another important parameter is initial water content of bed material. Even small changes of this parameter ($\pm$%3) cause significiant effect in scour depths.

Keywords: Cohesive sediment, Scour, Side Weir.

BÖLÜM 1

GİRİŞ

1.1 Literatür Özeti

Bugüne kadar yapılan çalışmalar daha çok kohezyonsuz zeminlerde hidrolik yapılar etrafındaki oyulmayı araştırmıştır. Literatürde kohezyonlu zemin olarak hem doğal zeminlerden alınan örnekler ile bölgesel olarak hem de yapay olarak laboratuarda işlenmiş malzemelerle araştırmalar yapılmıştır. Sadece kohezyonlu zeminde veya kum-kil-silt karışımı tabanlarda köprü ayakları etrafında, jet çıkışlarındaki oyulma araştırmaları mevcuttur. Bu çalışmaların birçoğu deneysel olmakla beraber nümerik çalışmalarla da desteklenmiştir. Kohezyonlu zeminde yapılan oyulma deneylerinde etkili birçok parametre olduğundan net sonuçlara varılması oldukça zordur. Yapılan çalışmalarla kohezyonlu zeminde oyulmaya etki eden fiziksel, kimyasal ve biyolojik parametreler belirlenmeye çalışılmıştır. Ayrıca daha önceki çalışmalarda kohezyonsuz zeminle kohezyonlu zeminde oluşan oyulma sistemi arasındaki fark ve benzerlikler belirlenmeye çalışılmıştır. Kohezyonlu zeminde malzeme özelliklerinin, kil muhtevasının ve su muhtevasının etkisi araştırılmıştır.

Yan savaklarla ilgili yapılan çalışmalarda ise yan savak debi katsayısı ve akım yapısı birçok araştırmacı tarafından irdelenmiştir. Birçok çalışmada hem nehir rejiminde hem de sel rejiminde yan savaklarda oluşan su yüzü profillerinin değişimi, yan savak şekline göre ve farklı akım koşullarında yan savak debi katsayısının değişimi araştırılmıştır. Ayrıca yan savak etrafında oluşan akım yapısı ve yan savak akımından dolayı kanal tabanında meydana gelen değişim diğer araştırılmış konulardır. Kohezyonlu malzeme tabandaki değişimi inceleyen çalışmalar ile kohezyonsuz malzeme tabanda meydana gelen oyulma ve yığılma araştırmaları da mevcut olup sayıları oldukça kısıtlıdır.

1.2 Tezin Amacı

Kararlı kesitli kanallarda yan savaklarla ilgili çok sayıda araştırma yapılmasına rağmen, hareketli tabanlı kanallarda inşa edilen yan savaklarla ilgili literatürde sınırlı sayıda çalışma mevcuttur. Ancak doğal akarsu yatakları genellikle hareketli tabana sahiptir. Hidrolik yapılar etrafındaki oyulma problemi hidrolik mühendisleri tarafından sürekli irdelenmektedir. Yapılan araştırmalar daha çok kohezyonsuz zeminlerde yapılmıştır. Hidrolik yapılar doğada kohezyonlu zeminde veya kohezyonlu-kohezyonsuz yani kum-kil karışımı zeminlerde yer alabilmektedir. Bu yüzden son yıllarda kohezyonlu zeminlerde yapılar etrafındaki oyulma araştırmaları artmıştır. Bu çalışmada, farklı akım şartlarında kohezyonlu zeminlerde yer alan yan savaklar etrafında oluşan yerel oyulma özellikleri ve akım yapısının belirlenmesi, kanal tabanında meydana gelen değişimin akım şartlarına etkisinin araştırılması planlanmıştır.

1.3 Hipotez

Literatürde yapılan çalışmalarda kohezyonlu zeminlerde meydana gelen oyulma sürecinin, kohezyonsuz zeminlerde oluşan oyulma ile uyumlu olduğu belirtilmektedir. Bazı çalışmalarda ise kohezyonlu malzemeye etkili olan birçok parametre olduğundan sürecin tüm şartlara göre değiştiği savunulmaktadır. Aynı akım şartlarında yapılan deneylerle, kohezyonlu tabanda yan savak etrafında oluşan oyulmaya etkili olan yan savak etkisinin kohezyonsuz malzemede oluşan yan savak etkisiyle benzeştiği düşünülmektedir.

BÖLÜM 2

YAN SAVAK AKIMI

2.1 Giriş

Yan savaklar, bir kanaldaki fazla debinin azaltılması veya herhangi bir kanaldan ihtiyaç olan debinin alınması için kullanılan ana kanalın yan kısmına yerleştirilen yapılardır. Sulama, hidroelektrik ve diğer hidrolik yapıların su temini amaçlı tesislerinin iletim kanalları, ihtiyaç ve ekonomi göz önüne alınarak optimum kapasiteye göre projelendirilir. Kanala giren fazla suyun taşarak çevreye zarar vermemesi için gerekli yerlere yan savaklar inşa edilmektedir. Yan savaklar kanalın sadece bir tarafına ya da her iki tarafına, çökeltim havuzları gibi yapıların yan tarafına yapıldıkları için yan savak olarak adlandırılırlar (Önen [1]).

Yan savak kreti genellikle ana kanal eksenine paralel veya belli bir açı yapacak şekilde yerleştirilir. Yan savak olarak genellikle dikdörtgen, üçgen, dairesel veya trapez kesitler kullanılmaktadır (Ağaççıoğlu [2]). Farklı savak tiplerinin her birinin hidrolik davranışı birbirinden farklıdır. Yerleştirme yapılırken kullanılacak olan yan savak tipi, kanal en kesiti ve yerleştirme açısı savaklanacak debinin miktarını değiştirmektedir. Bu sebeple, her bir savak tipinin akım özelliklerini ayrı ayrı incelemek gerekmektedir (Emiroğlu vd. [3]).

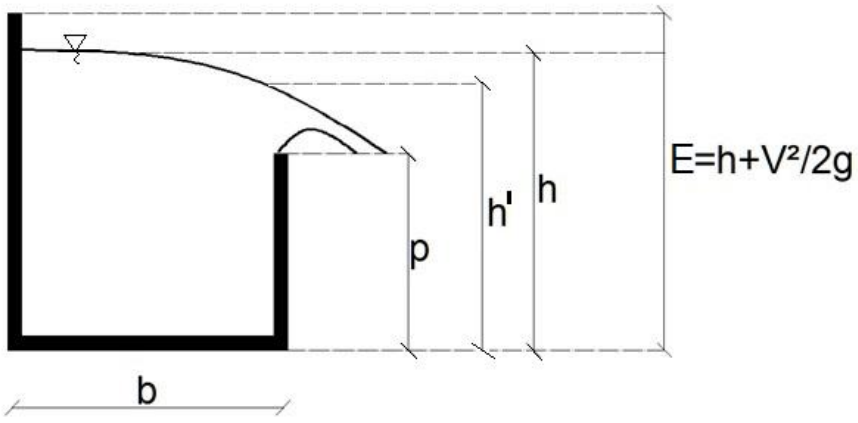
Şekil 2.1'de inşaa edilmiş beton bir yan dolu savak görülmektedir. Fazla suyun kontrollü uzaklaştırılması amacıyla yapılan bu yan savak Fransa'nın güneyinde Valence ve Montelimar arasında Rhone nehri üzerine inşa edilmiştir ve bir sifon savak ile birlikte kullanılmaktadır.



Şekil 2.1 Rhone Nehri (Fransa) üzerindeki beton yan dolu savak resmi (Rosier [4])

2.2 Yan Savak Boyunca Su yüzü Profili

Kanal en kesitinde yan savaktan savaklanma sırasında savağa doğru oluşan azalan su yüzü profili Şekil 2.2'de görülmektedir. Burada p, savak kret yüksekliği; h, ana kanaldaki su seviyesi; h^I , kanal tabanından itibaren savak yükü; E, özgül enerjidir.

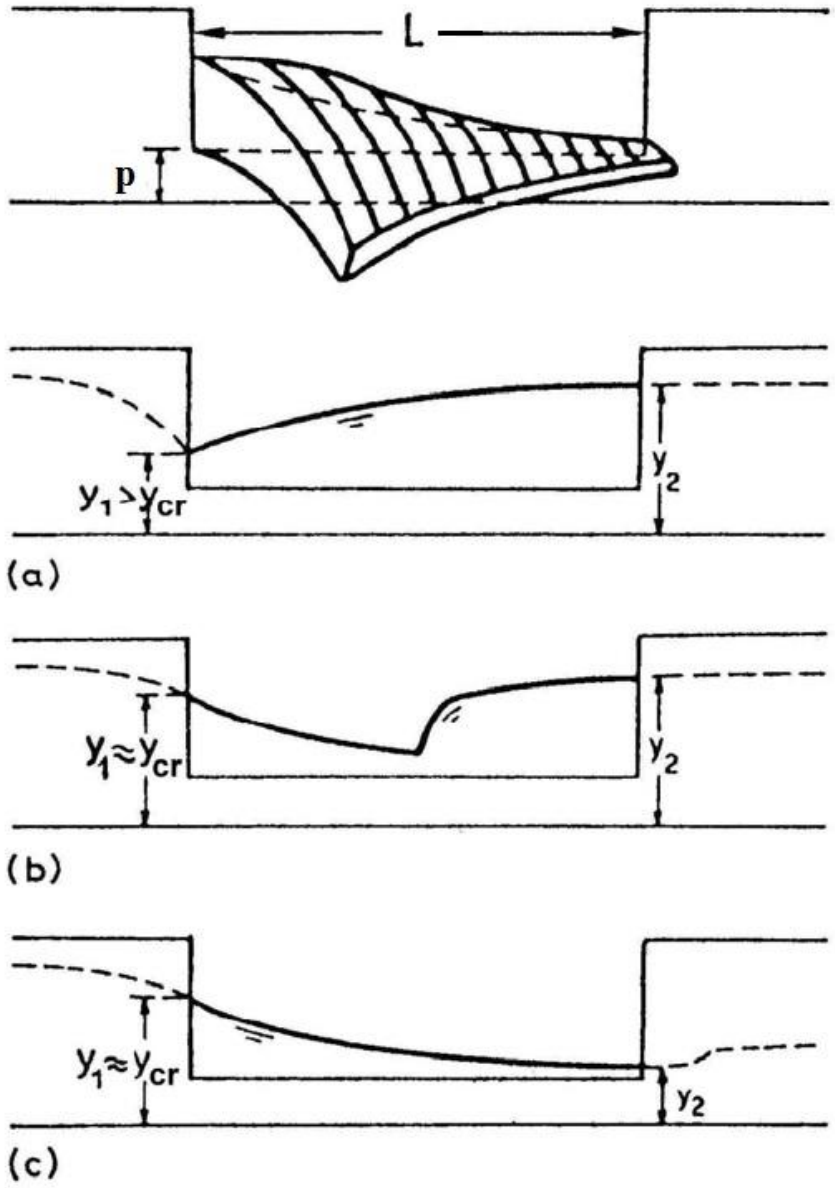


Şekil 2.2 Kanal enkesitinde savak kretine karşı oluşan tipik su yüzü profili

Bir kanalda yan savak kesitinde memba ve mansap akım derinliklerine bağlı olarak üç farklı tipte nehir rejimi akımı gerçekleşebilir. Nehir rejiminde su derinliği her zaman kritik derinlikten büyük olmasına rağmen, yan savak kesitinden savaklanan debi yüzünden savağın hemen membasında normal derinliğinden daha küçük olabilir. Eğer yan savak kesitinde akım derinliği kritik derinlikten büyükse yani nehir rejimi oluşacak

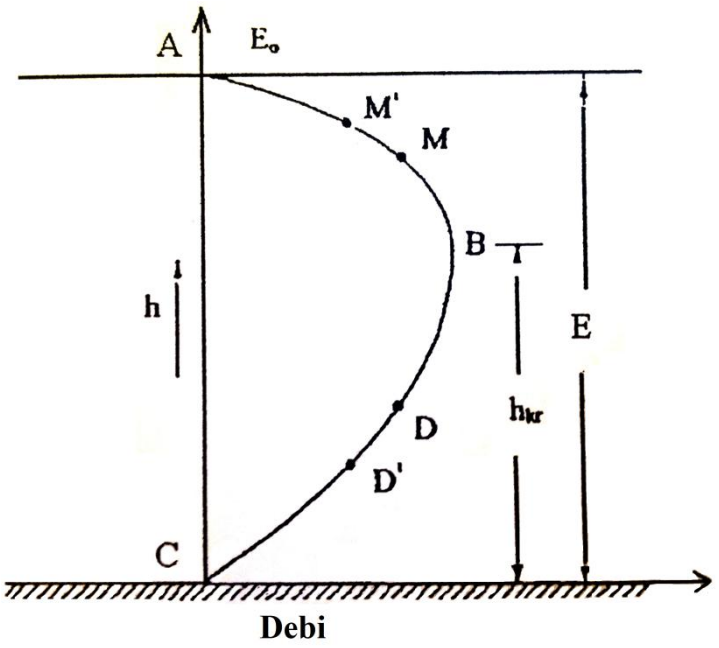
şekilde bir kanal eğimi mevcutsa yan savağın etkisi memba tarafında da hissedilir. Yani akım mansap kontrollüdür, debi azalırken kesitteki su seviyesi mansaba gidildikçe tedricen artar (Şekil 2.3 (a)). Eğer mansap su derinliği kritik su derinliğinden fazla olduğundan dolayı akımda bir süreksizlik varsa sel rejiminden nehir rejimine geçiş hidrolik sıçramayla yan savak kesitinde oluşur (Şekil 2.3 (b)). Son olarak eğer yan savak kesitinde veya yakınında su derinliği kritik derinliğe yakınsa, savağın mansabına doğru su seviyesi azalarak sel rejimi şartları oluşur (Şekil 2.3(c)). Yan savak membasında akım üniform sel rejiminde ve kanal büyük eğimli ise akım memba kontrollüdür ve akım derinliği yan savak boyunca tedricen azalır. Bu durumda memba tarafına yan savağın etkisi yoktur. Yan savak tasarlamalarında Şekil 2.3 (a) tipik bir tasarımken, Şekil 2.3(b) ve (c) tercih edilmemektedir (Borghei vd. [5]).

Oluşan su yüzü profilleri Koch parabolü ve Özgül enerji diyagramlarından da görülebilir. Sabit bir enerji seviyesi için herhangi bir kanaldaki akım derinliği ile debi arasındaki ilişki Koch Parabolü ile verilir (Şekil 2.4). Yan savak başlangıç kesitinde sel rejimi akım oluşmuşsa bu D noktası ile verilir. Yan savak kesiti boyunca ana kanaldaki debi savaklanmadan dolayı azalacağından yan savak sonundaki akım D^I noktası ile ifade edilecektir. Eğer yan savak başlangıç kesitinde nehir rejimi oluşmuşsa M noktası ile gösterilir ve aynı şekilde savaklanmadan dolayı debi azalacağından yan savak sonundaki akım M^I noktası ile ifade edilebilir. Dolayısıyla Şekil 2.4'ten görüleceği gibi ana kanal eksenindeki su derinliği, akımın yan savak kesitine karşı gelen bölümünde akım sel rejiminde ise azalarak, nehir rejiminde ise artarak gider. Aynı sonuca özgül enerji diyagramı ile de varılabilir (Şekil 2.5).

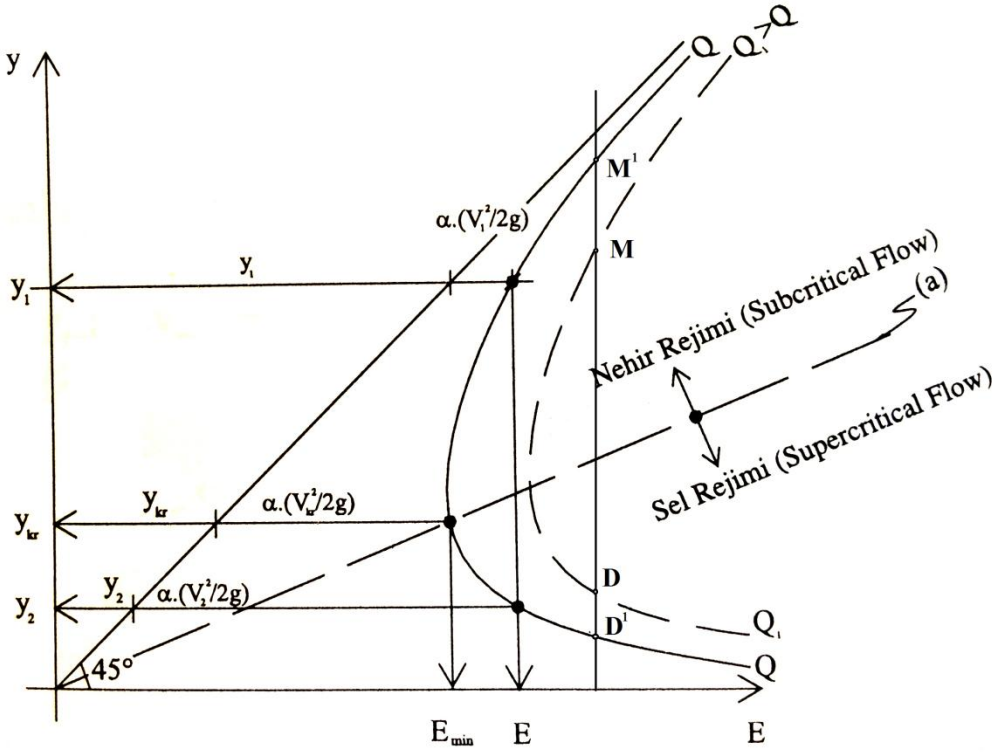


Şekil 2.3 Yan Savakta oluşan Su Yüzü Profilleri a) Nehir Rejimi b) Hidrolik sıçrama c) Sel Rejimi (Naudascher [6], Rosier [4])

Engels [7], nehir rejimli akım şartlarında yaptığı deneysel çalışmalarda su yüzü profillerinin yan savak memba kesitinden önce azalmaya başladığını ve yan savak girişinden itibaren arttığını gözlemlemiştir. Engels [7] tarafından gözlenen su yüzü profili Şekil 2.6'da A profili olarak verilmiştir.



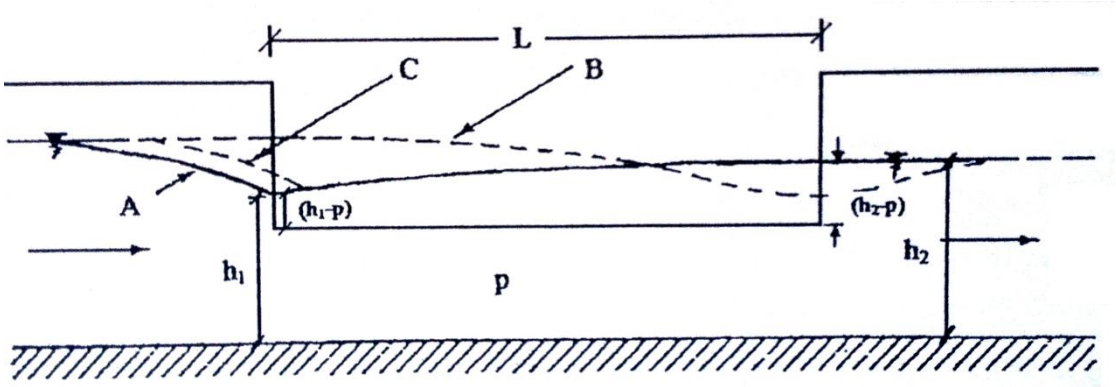
Şekil 2.4 Koch Parabolü (De Marchi [8], Önen [1])



Şekil 2.5 Özgül Enerji Diyagramı (Yüksel [9])

Coleman ve Smith [10], sabit dikdörtgen en kesitli kanallarda sel rejimi şartlarında yapmış oldukları yan savaklarla ilgili çalışmalarında su yüzü profilinin yan savak boyunca membadan mansaba doğru azaldığını ve mansap kısmında tekrar artarak normal akım derinliğine ulaştığını gözlemlemişlerdir. (Şekil 2.6, B Profili)

Tyler vd. [11], dalgıç perdeli ve perdesiz yan savak tipleri üzerinde yaptıkları deneysel çalışmalar sonucunda Engels [7] tarafından elde edilen su yüzü profiline benzer profil elde etmişlerdir. Ancak minimum derinliğin yan savak başlangıcından biraz ileride meydana geldiğini belirlenmiştir (Şekil 2.6, C Profili). Araştırmacılar yaptıkları çalışmada; dalgıç perdenin ana kanala 90^{o}'lik açı yapacak şekilde yerleştirilmesi durumunda bu etkinin maksimum olduğunu ve yan savak debisinde %20-30 bir artış olduğunu gözlemlemişlerdir.



Şekil 2.6 Deneysel olarak gözlenen su yüzü profilleri ([7], [10] , [11])

Yan savak akımının araştırılması için yan savak üzerindeki su yüzü profilinin ve yan savak debi katsayısının belirlenmesi gerekir. Bunun için iki farklı yöntem uygulanmıştır. Bunlardan birincisi sabit özgül enerji ve diğeri ise momentum yaklaşımıdır. Prensipte her iki yöntemde kararlı değişen akım problemleri için genel dinamik denklemlerin elde edilmesinde kullanılmaktadır. Bu Yen ve Wenzel [12]'de teorik olarak gösterilmiştir. Cheong [13] trapez kanalda yan savak debi katsayısını her iki yaklaşıma da dayanarak çalışmış momentum yaklaşımından elde edilen yan savak debi katsayısını enerji yöntemiyle elde edilene oldukça yakın bulunmuştur (Rosier, [4]).

İlk yaklaşım olan enerji yaklaşımı skaler bir ilişkidir ve ilk olarak De Marchi [8] tarafından geliştirilmiş ve teorik olarak ispatlanmıştır. Enerji çözümüne göre herhangi bir kesitte savaklanan akımın hızının ortalama boyuna bileşeninin ana kanaldaki akımın ortalama hızına eşit olduğu farzedilmektedir. Bu yüzden kanalda kalan suyun birim kütlesinin toplam enerjisi, sürtünme kayıpları ihmal edildiğinde, savaktan oluşandan etkilenmez ve ana kanaldaki akımın toplam enerjisi sabit kalır.

Diğer yaklaşım olan momentum yaklaşımında ilk sistematik araştırma Favre [14] tarafından yapılmıştır. Momentum yaklaşımı, net momentum akısına eşit olan bir vektör ilişkisidir ve kontrol hacmine etkiyen tüm dış kuvvetler akım yönündedir.

Forchheimer [15], özgül enerjinin sabit olduğu kabulü ile yan savak memba ve mansap su derinlikleri arasındaki farkı veren ifadeyi aşağıdaki gibi elde etmiştir.

$$y_2 - y_1 = \frac{Q_1^2 - Q_2^2}{2gA^2} - \left[\frac{Q_1 + Q_2}{2A}\right]\frac{n^2}{R^{1.4}}L \qquad (2.1)$$

Burada Q_1, ana kanal debisi; Q_2, yan savak sonrası ana kanal debisi; n manning sürtünme katsayısı ve R, hidrolik yarıçaptır.

Frazer [16], dikdörtgen en kesitli kanaldaki yan savaklarda yaptığı çalışmayla hem ana kanaldaki akım miktarını ve ana kanal genişliğini hem de yan savak boyutlarını ve savaklanan akım miktarını değiştirerek konuyu teorik ve deneysel olarak incelemiştir. Yan savak üzerinde meydana gelen hidrolik sıçramanın, sıçramadan önceki akım şartlarını değiştirmediğini ama sıçramadan sonra etkinin açık olarak görüldüğü belirlenmiştir. Sıçramadan sonraki nehir rejimli akımın, sıçramadan önceki sel rejimli akımın enerjisine göre daha küçük bir özgül enerjiye sahip olduğu bilinmektedir. Yan savak kesitinde bu özgül enerji değerinin belirlenebilmesi için sel rejiminden nehir rejimine geçişteki su yüzündeki artışın dikkate alınabileceği belirtilmiştir. Normal şartlarda sel rejiminden nehir rejimine geçiş uzunluğu (hidrolik sıçrama uzunluğu) sıçrama yüksekliğinin yaklaşık 5 katı olduğu bilinmektedir. Ancak yan savak kesitinde daha kısa bir uzunlukta sıçramanın meydana geldiği belirlenmiştir. Böylece büyük eğimli kanallarda üç farklı su yüzü profili olabileceğini belirlemiştir.

- Yan savak boyunca su derinliği azalan sel rejimli ana kanal akımı,
- Yan savak boyunca su derinliği artan nehir rejimli ana kanal akımı,
- Yan savak başlangıcında ana kanal sel rejimli akım, yan savak kesitinde hidrolik sıçrama meydana geldikten sonra nehir rejimli akım şeklindedir.

Bu profiller Şekil 2.3'te bahsedilen profillerle uyumludur. Chow [17] nehir rejimindeki azalan debili akımlarda yan savakla yönü değiştirilen suyun enerji yükünde bir değişiklik olmadığından bu problemin çözümünde momentum prensibi yerine enerji denkleminin kullanılmasının daha uygun olduğunu belirtmiştir.

Herhangi bir kanal kesitindeki toplam enerji;

$$H = z + h + \frac{\alpha Q^2}{2gA^2} = h_T + \frac{\alpha Q^2}{2gA^2} \qquad (2.2)$$

ifadesi ile verilebilir. Burada z, kanal tabanının kıyas düzlemine olan mesafesi; h, ana kanaldaki su derinliği; α, Enerji düzeltme katsayısı; Q, sistemin debisi; g, yerçekimi ivmesi ve A, kesit alanıdır. (Şekil 2.7)

Bu denklemin 'x' savak uzunluğu boyunca türevi alınırsa;

$$\frac{dH}{dx} = \frac{dz}{dx} + \frac{dh}{dx} + \frac{\alpha}{2g}\left(\frac{2Q}{A^2}\frac{dQ}{dx} - \frac{2Q^2}{A^3}\frac{dA}{dx}\right) \tag{2.3}$$

elde edilir. Burada dH/dx; enerji çizgisi eğimi (S_f), dz/dx ise kanal eğimidir (S_o). Kanal en kesitinin dikdörtgen olması durumunda ıslak alanın yükseklikle değişimi;

$$\frac{dA}{dx} = \left(\frac{dA}{dy}\right)\left(\frac{dh}{dx}\right) = b\frac{dy}{dx} \tag{2.4}$$

olacağından yukarıdaki (2.3) denklemi dikdörtgen en kesitli kanalda sabit kanal genişliğinde yan savak üzerinde oluşan su yüzü profili için genel bir denklem olan (2.5) denklemini halini almıştır.

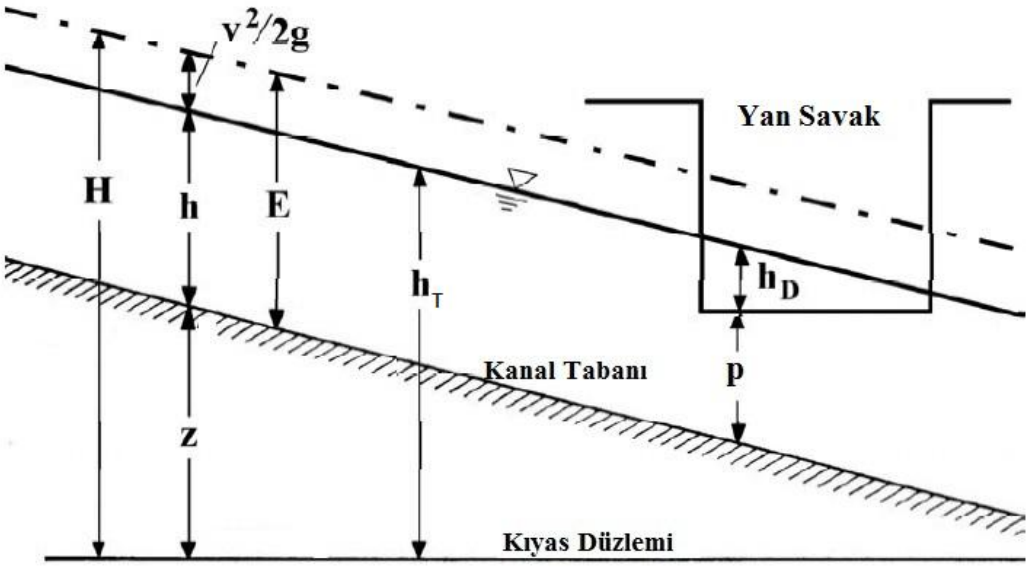
$$\frac{dh}{dx} = \frac{S_0 - S_f - \dfrac{\alpha Q}{gA^2}\dfrac{dQ}{dx}}{1 - \dfrac{\alpha Q^2 b}{gA^3}} \tag{2.5}$$

Bu ifade de; h, ana kanaldaki akım derinliği; x, mesafe; S_f , enerji çizgisi eğimi; $S_{0,}$ kanal taban eğimi; α, kinetik enerji düzeltme faktörü; A, akımın en kesit alanı ve b, kanalın genişliğini göstermektedir. Savak kesitinde sabit özgül enerji için S_o-S_f=0 ve kanalda sabit ve üniform hız dağılımı kabulü ile α=1 olacağından yan savaklarda birim uzunluğundan savaklanan debi için (q), De Marchi [8] tarafından verilen genel bir denklem olan

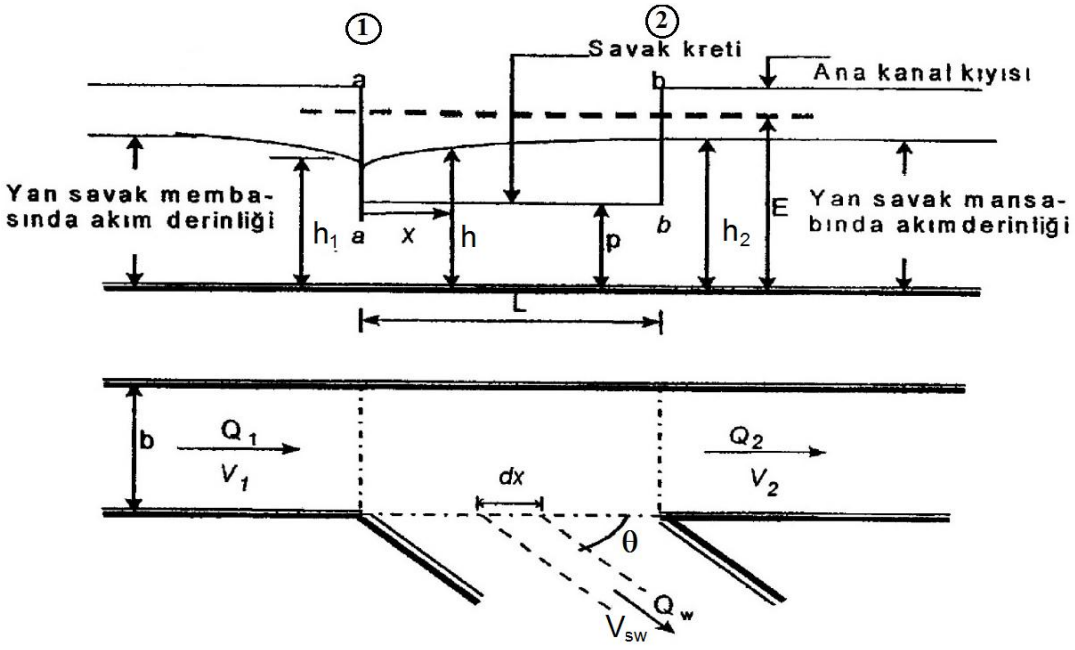
$$q = \frac{dQ_w}{dx} = -\frac{dQ}{dx} = C_d\sqrt{2g}\left(h - p\right)^{3/2} \tag{2.6}$$

ifadesine ulaşılır. Burada Q savak debisi, -dQ/dx, savağın dx uzunluğundan savaklanarak azalan ana kanal debisi; C_d, yan savak debi katsayısı; g yerçekimi ivmesi (m/s^2); h, dikdörtgen en kesitli ana kanaldaki su derinliği (m); p, savak kret yüksekliği (m) olarak verilmiştir. (Şekil 2.8) (h-p) terimi savak kreti üzerindeki savak yükünü (h_D)

göstermektedir. $[2g(h-p)]^{1/2} = (2gh_D)^{1/2}$ terimi ise yaklaşım hızını göstermektedir (Del Giudice ve Hager [18]).



Şekil 2.7 Toplam enerji yükü (H), özgül enerji (E), basınç yükü (h_T) tanımları (Rosier [4])



Şekil 2.8 Yan savak akımının planı ve kesiti (Ağaççıoğlu [19])

Şekil 2.8'de h_1, yan savak membasında ana kanal eksenindeki su derinliği (m); h_2 , yan savak mansabında ana kanal eksenindeki su derinliği (m); y, herhangi bir kesitteki su derinliği (m); Q_1, ana kanaldaki debi (m^3/s); Q_2, yan savaktan sonraki ana kanal debisi (m^3/s); Q_w , yan savaktan savaklanan debi (m^3/s); V_1, yan savak membasında ortalama

akım hızı (m/s); V_2, yan savak mansabında ortalama akım hızı (m/s); V_{sw}, yan savaktan savaklanan akım hızı (m/s); b, ana kanal genişliği (m); L, yan savak uzunluğu (m); θ, savaklanma (sapma) açısı; p, yan savak kret yüksekliği (m); x, yan savağın herhangi bir noktasının yan savak başlangıcına olan mesafesi olarak verilmiştir.

θ savaklanma (sapma) açısı; akımın Froude sayısı ile değişen, suyun ana kanaldan yan savağa girişteki sapma açısı olarak tanımlanmış ve aşağıdaki denklemle verilmiştir (Subramanya ve Awasty [20]).

$$\sin\theta = \sqrt{1-\left(\frac{V_1}{V_{sw}}\right)^2} \tag{2.7}$$

Burada V_{sw}, akımın savak üzerindeki (dQ) hızıdır.

(2.6) denklemi yan savak uzunluğu (L) ile çarpıldığında toplam savaklanma debisi (Q_W) elde edilir. Yan savak boyunca sabit varsayılan özgül enerji ile kanaldaki herhangi bir kesitteki debi

$$Q = b\,y\sqrt{2g(E-y)} \tag{2.8}$$

ile verilmiştir.

De Marchi [8] su yüzü profili için (2.5) denkleminin farklı bir şekli olan;

$$\frac{dy}{dx} = \frac{AQ}{bQ^2 - gA^3}\frac{dQ}{dx} \tag{2.9}$$

diferansiyel denklemini vermiştir. Bu denklemden debinin, alanın, kanal genişliğinin ve dQ/dx'nin bilinmesi halinde herhangi bir kesitteki su yüzü profili bulunabilir. Bu denklemde, nehir rejimi akım durumunda dh/dx'in pozitif değerde, sel rejimi akım durumunda ise dh/dx'in negatif olduğu görülebilir. Yani nehir rejiminde su yüzü profilin yükseldiği, sel rejiminde ise alçaldığı görülmektedir. Burada V, en kesitteki ortalama akım hızıdır.

De Marchi [8]'de yapılan kabüller aşağıda verilmiştir.

- Ana kanalda kararlı akım şartları mevcuttur.
- Yan savak üniform en kesitli uzun bir kanala yerleştirilmiştir.
- Yan savak eşiği ana kanal tabanına paraleldir.

- Yan savağın memba ve mansabından belirli bir uzaklıkta ana kanaldaki akım üniformdur.
- Savak uzunluğu boyunca savaklanan debi aşağıda verilen normal (akıma dik) savak formülünden (2.10) hesaplanabilir.
- Enerji çizgisi kanal tabanına paraleldir.

$$\frac{dQ_w}{dx} = C_D \sqrt{2g}\left(h - p\right)^{3/2} \tag{2.10}$$

Collinge [21], hem sel rejimi hem de nehir rejimli akımlarda enerji kayıplarından dolayı deneysel sonuçlardan elde edilen su yüzü profillerinin teorik ifadeden elde edilenlerden daha büyük olduğunu belirmiştir. Bunun sonucu olarak deneysel olarak bulunan yan savak debisi teoriye göre daha fazladır.

Uyumaz [22], dairesel en kesitli kanallarda yan savaklarda ana kanal ekseni üzerindeki su yüzü profilinin diferansiyel denklemini elde etmiş nümerik çözümle deneysel sonuçlar arasındaki uyumu belirlemiştir. Bu sonuçları dikdörtgen en kesitli kanallarla yapılan çözümlerle karşılaştırmış, dikdörtgen kesitli kanallardaki yan savaklar için verilen bağıntıların dairesel en kesitli kanallardaki yan savaklar için geçerli olmadığını belirtmiştir. Nehir ve sel rejimli akım şartlarında yaptığı deneysel çalışma ile nehir rejiminde yan savak kesitinde ana kanal eksenindeki su yüzü profilinin membadan mansaba doğru gidildikçe arttığını, sel rejimli akım şartlarında ise membadan mansaba doğru gidildikçe azaldığını gözlemlemiştir.

Ağaçcıoğlu [2], dikdörtgen en kesitli kanala yerleştirilen dikdörtgen yan savak boyunca, ana kanaldaki nehir rejimi akım şartları için su derinliğinin yan savak başlangıcında minimuma ulaştıktan sonra yan savak ortasına kadar hızla yükseldiği daha sonrada artış oranı azalarak yan savak sonuna doğru su yüzünün hemen hemen yatay olduğunu belirtmiştir.

Borghei vd. [5], yanal akımdan dolayı ana kanaldaki enerji seviyesinin savak boyunca %3,7 azaldığını, dolayısıyla yan savak boyunca özgül enerjinin sabit olduğunu kabul etmekle fazla bir hata yapılmadığını öne sürmüştür.

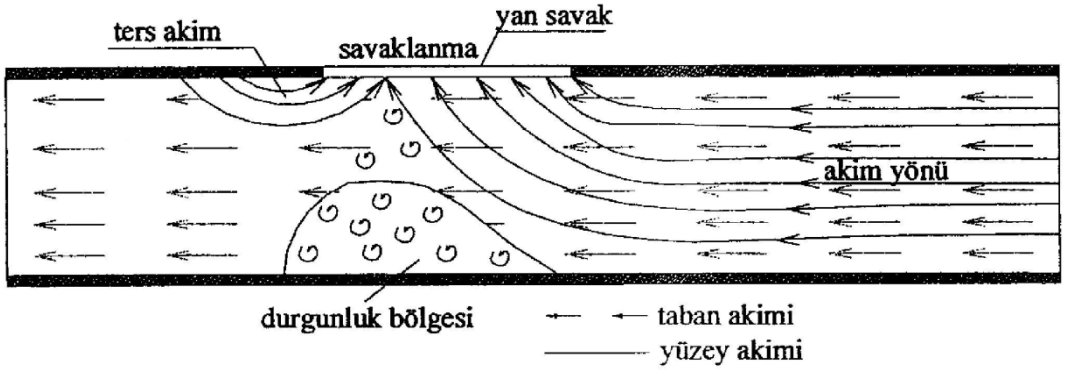
Muslu [23], yan savakların geometrik ve hidrodinamik özelliklerini incelemiş ve yan savak kretine doğru oluşan yanal yüzey profilini ve yerel bir değişken olan savak katsayısını dâhil eden bir model oluşturmuştur. Deneysel veriler memba Froude sayısı

ile su yüzeyindeki boyutsuz ani düşüş arasında bir ilişki olduğunu göstermiştir. Bu ilişki ve değişken debi katsayısı su yüzü profilini belirlemek için integrali alınan enerji denkleminde yerine konmuştur. Hesaplanan su yüzü profilleri ölçülenlerle karşılaştırılmış ve oldukça uyumlu oldukları görülmüştür. Modelin performansının L/b ve p/H oranlarının oldukça geniş aralığında iyi olduğu ispatlamıştır. Burada H; özgül enerji yüksekliğidir. Model hidrodinamik prensiplere dayanmaktadır ve kullanımında kısıtlama yoktur. Model ayrıca belirlenen p/H değeri için Froude sayısının fonksiyonu olarak L/b değerini vermektedir. Bu yüzden De Marchi'nin debi katsayısı (C_M), türetilmiş denklemden ve De Marchi'nin denkleminden eşzamanlı olarak elde edilmiştir. Bir örnek üzerinden çalışılarak, daha önceki çalışmalardan elde edilmiş debi katsayısı denklemleri ile hesaplanarak karşılaştırılmış ve arada büyük farkların olduğu belirlenmiştir. Bunun sebebi ise denklemlerdeki deney değişkenlerinin oldukça küçük bir aralıkta olması ve türetmekte oldukça fazla tecrübe kullanılması olarak gösterilmiştir. Bu örnek savağın uzunluk ve yüksekliğine göre izin verilen debi oranının değişiminin belirlenmesini sağlamıştır. Nehir rejimi için kabul edilebilir doğruluk aralığı; literatürde tavsiye edilen aralık p/H≥ 1/3 iken, modelin pratik olarak uygulanmasından p/H≥ 0.477 olarak elde edilmiştir.

Yüksel [24], yan savaklarda özgül enerji değişiminin etkisini araştırmış, yan savak boyunca akım oranlarında büyük değişimler olduğunda sabit özgül enerji yaklaşımından oldukça büyük bir sapma oluştuğunu belirlemiştir.

Subramanya ve Awasty [20], El-Khashab [25], Ağaççıoğlu ve Yüksel [26], Coşar ve Ağaçcıoğlu [27] ile Önen [1] nehir rejimli akım şartlarında yaptıkları deneysel çalışmalarla yan savağın mansabında ters akım ve durgunluk bölgesi oluştuğunu gözlemlemişlerdir. Bu araştırmacılara göre ayrılma bölgesinin yeri ve büyüklüğü, yan savak membasındaki ana kanaldaki Froude sayısına ve yan savağın uzunluğuna bağlıdır (Önen ve Ağaçcıoğlu [28]). Ayrıca El-Khashab [25] yan savak boyunca mansaba doğru gidildikçe savaklanmadan dolayı ana kanaldaki akımın yavaşlayarak kinetik enerjisinin azaldığı, yan savağa doğru yanal akımdan kaynaklanan sekonder akımın şiddetlenerek yan savağın ilk yarısı sonunda ayrılma bölgesi, ikinci yarısında ise ters akımın meydana geldiğini belirtmiştir. (Şekil 2.9) Araştırmacı nehir rejiminde sekonder akımın gücünün yan savak boyunca akım yönünde arttığını ve yan savaktan kanal genişliği kadar mesafe sonra azaldığını belirtmiştir. Yan savak yüksekliği ve yan savak uzunluğu sabit

tutulduğunda, Q_w/Q_1 oranı (savaklanma oranı) arttıkça sekonder akımın gücünün arttığını belirtmiştir. Savaklanma oranı Q_r, yan savaktan savaklanan debinin yan savak membasındaki ana kanal debisine oranı olarak ifade edilmektedir.

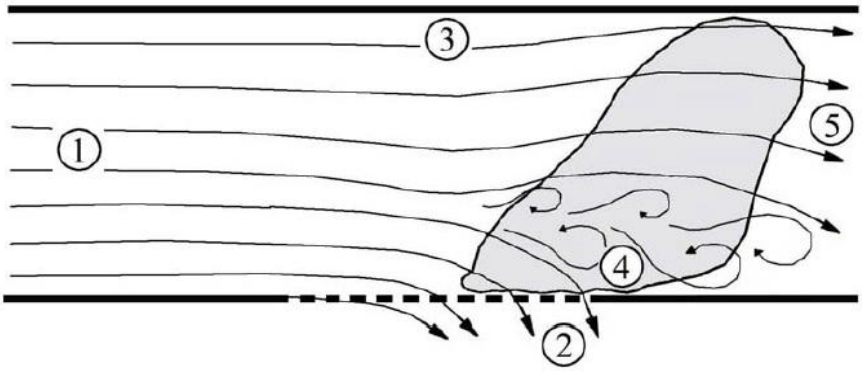


Şekil 2.9 Yan savak boyunca durgunluk bölgesi ve ters akım (Ağaççıoğlu, [19])

Bir boyutlu akım teorisine göre yan savaklardaki su yüzü profili; yerel Froude sayısından, kanal ve yanal savaklanma geometrilerinden ve memba ve mansap akım şartlarından etkilenmektedir (Hager and Volkart [29]). Şekil 2.10 nehir rejimi şartlarında yan savak bulunan bir kanaldaki akım yapısını basitçe göstermektedir. 1, 3 ve 5 bölgeleri yan savak etrafında ana kanaldaki akımı, 2 ve 4 bölgeleri ise savak yakınındaki akımı göstermektedir (Rosier [4]).

1. bölgede yani yan savak membasındaki bölgede akımın büyüklüğü mansaptaki batıklığın boyutuna göre değişmektedir. Bu bölge üniform hız dağılımı ve yatay su yüzü profili ile karakterize edilmektedir (Hager and Volkart [29]).

2. bölgede yani yan savak girişinde akım hızlanmış ve potansiyel enerji savak kesiti boyunca kinetik enerjiye dönüşmektedir. Hızın artmasının yanı sıra, hızlanan akımın yönü kanal ekseninden oldukça sapabilmektedir. Akım çizgileri eğrilmekte ve eğimlenmektedir fakat yanal akım potansiyel akıma yaklaşmaktadır (Hager and Volkart [29]).



Şekil 2.10 Hareketli tabanda yan savak kesitinde oluşan akım bölgeleri (Rosier [4])

3.bölgede yani yan savağın karşısındaki bölgede yan savaktan uzak kalarak yanal akıma katılamamış taneler yerleşmektedir. Bu bölgede hareketleri oldukça yavaştır. El-Khashab ve Smith [30], savaklanma oranı 0.70 civarında iken savağın sonuna doğru ana kanaldaki hızın oldukça azaldığını ve durgunluk bölgesi oluştuğunu belirtmişlerdir. 3 bölgesinin yeri ve boyutu Akımın Froude sayısına ve savak uzunluğuna bağlı olduğı belirlenmiştir (Hager and Volkart [29]). Rosier [4], 0.04 ile 0.37 aralığında savaklanma oranı aralığı için durgunluk bölgesini tespit edememiştir.

4.bölgede bazı akım çizgileri ana kanaldan ayrılmayıp yan savağın hemen mansabında ters akımla birlikte ikinci bir ayrılma-durgunluk bölgesi oluşturmaktadır (Neary vd. [31]).

5.bölgede yani yan savağın mansabında akım yeniden oluşmaktadır.

2.3 Yan Savak Debi Katsayısı ve Değişimi

Yan savaklar belli bir debiyi başka yöne çevirmek ve aktarmak için tasarlanmaktadırlar. Bu yüzden debi katsayısının bilinmesi önemlidir. Genellikle savaklar kanal uzunluğu ile karşılaştırıldığında nispeten kısa kalmaktadır. Bu yüzden su seviyesi değişiklikleri oldukça küçüktür ve derinlik belirleyici bir dizayn parametresi değildir. Bu sebeple, Froude sayısı ve su derinliği gibi yaklaşım parametreleri genellikle savağın hemen membasında (1) kesitindeki akım şartlarına benzer olarak dikkate alınan normal akım şartlarıyla hesaplanır (Şekil 2.8). Subramanya ve Awasty [20], (1) kesitindeki akım derinliğinin, aslında (1) kesitinin hemen membasındaki derinlik ile en fazla %5 farklı olduğunu, dolayısıyla aynı kabul edilebileceğini belirtmiştir.

Boyut analizi kullanılarak yan savak debi katsayısının aşağıdaki parametrelere bağlı olduğu belirlenmiştir.

$$C_D = f\left(Fr_1, \frac{p}{h_1}, \frac{h_1}{L}, \frac{L}{b}, \frac{E_1}{L}, S_0, ... \right) \tag{2.11}$$

Bu denklemde görülen parametreler deneysel olarak ölçülebilir veya hesaplanabilir.

De Marchi [8]'de; denklem (2.6) ve (2.8), denklem (2.5)'te yerine konursa ve sonuç denklemi integre edilerek C_D debi katsayısı için denklem (2.12) elde edilmiştir (Chow [17]).

$$C_D = C_M = \frac{3b}{2L}\,\phi + sabit \tag{2.12}$$

Burada ϕ, ilk olarak De Marchi [8] tarafından çözülmüş olan akım fonksiyonudur. Değişken akım fonksiyonu

$$\phi_i = \frac{2E_i - 3p}{E_i - p}.\sqrt{\frac{E - y_i}{y_i - p}} - 3.Arc\sin\sqrt{\left(\frac{E_i - y_i}{E_i - p}\right)} \tag{2.13}$$

ile verilmiştir. Burada (1) kesiti yan savak başlangıcı, (2) kesitide yan savak sonu olmak üzere (Şekil 2.6), *Arcsin* RAD cinsinden girildiğinde, debi katsayısı

$$C_D = \frac{3b}{2L}\left(\phi_2 - \phi_1\right) \tag{2.14}$$

ile belirlenebilir. Eğer (1) kesitindeki şartlar bilinirse (yani Q_1 ve y_1) böylece Q_2 bulunabilir ve C_D debi katsayısı belirlenebilir. Yan savaktan savaklanan toplam debi ise

$$Q_w = Q_1 - Q_2 \tag{2.15}$$

denklemi ile hesaplanabilir.

Frazer [32], dikdörtgen en kesitli bir kanaldaki yan savak için debi katsayısını

$$C_D = 0.55 - 0.115Fr_1^2 - \frac{0.017\,E_1}{L} \tag{2.16}$$

denklemi ile belirlemiştir.

Collinge [21], De Marchi [8] çalışmalarını baz alarak yan savak debi katsayısı için deneysel çalışmalarda bulunmuştur. De Marci'nin elde ettiği (2.10) denklemini

$$Q_w = C_D \sqrt{2g}(y-p)^{n^1} \tag{2.17}$$

olarak dikkate almış, C_D ve n^1 katsayılarını bulmak için yan savak üzerinde deneyler yapmıştır. Bu yaptığı çalışmayla Fr_1=0.95 civarında ve Fr_1=1.15 değerinden daha büyük Froude sayılarında De Marchi [8]'nin teoremine çok iyi uyum sağladığı ancak Fr_1=1 civarında teori ile deneysel sonuçlar arasında büyük farklılıklar olduğunu belirlemiştir. Bu farklılığın sebebi olarakta enerji kayıplarını ve savak katsayılarını göstermiştir. Araştırmacının elde ettiği savak katsayıları Çizelge 2.1'de verilmiştir.

Çizelge 2.1 Savak Katsayıları (Collinge [21])

Kanal Genişliği (m)	Batık Nap		Serbest Nap	
	C_d	n^1	C_d	n^1
0.305 m	--	--	0,35	1,42
0.102 m	1,33	1,8	0,37	1,46

Bu çalışmada C_d yan savak debi katsayısının yaklaşık değeri kullanılarak teorik debi hesaplanmıştır. Kanaldaki akım hızı artarken C_d debi katsayısı azaldığından yan savaktan savaklanan debi teorik debiden daha küçüktür. Collinge [21], De Marchi [8] teoreminin sadece nehir rejimli akımlarda iyi sonuçlar verdiğini belirtmiştir.

Subramanya ve Awasthy [20] yaptıkları boyut analizi ile yan savak debi katsayısı C_D'ye etkili olan parametreleri

$$C_D = f\left(Fr_1 = \frac{V_1}{\sqrt{gh_1}}, \frac{L}{b}, \frac{h_1}{L}, \frac{p}{h_1}\right) \tag{2.18}$$

olarak elde etmişlerdir. Debi katsayısına etkili olan en önemli parametrenin ana kanaldaki Froude sayısı olduğunu, diğer parametrelerin etkisinin daha az olduğunu belirtmişlerdir. Sel rejimi şartlarında L/b, h_1/L, p/h_1 parametrelerinin etkisi hissedilmediği gibi nehir rejiminde debi katsayısına etki eden Froude sayısının (Fr_1) etkisinin de az olduğu görülmüştür. Nehir rejimli bir akımda yan savak debi katsayısı için (2.19) denklemini vermişlerdir.

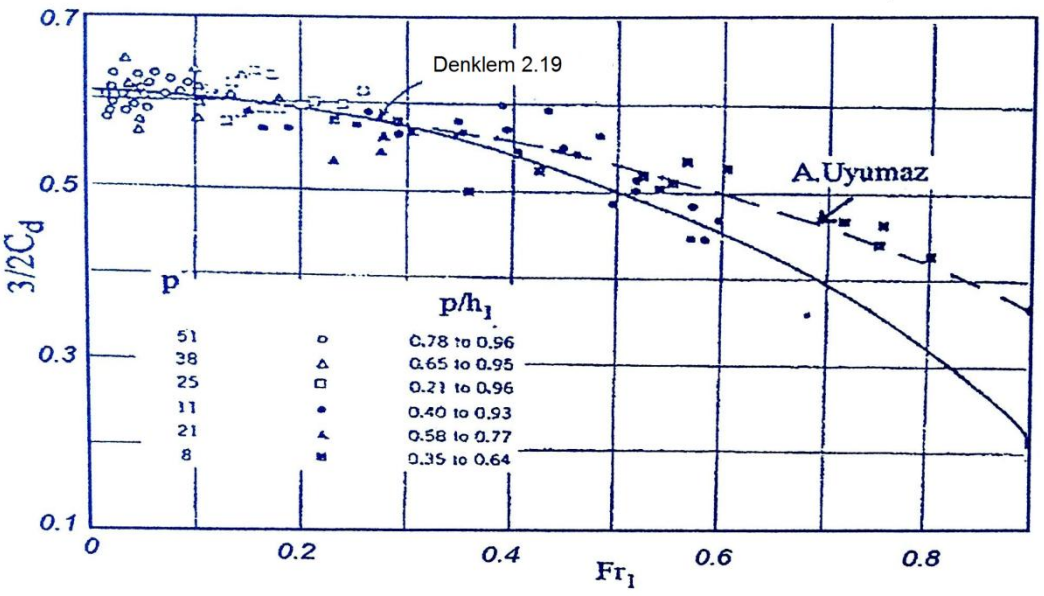
$$C_D = 0.407\left\{1 - \sqrt{\left(\frac{3Fr_1^2}{Fr_1^2+2}\right)}\right\} \tag{2.19}$$

Bu denklemin sıfır savak kret yüksekliğinde yan savaklar için nehir rejimli akım şartlarına sahip kanallarda, deneysel olarak elde edilen debi katsayılarıyla çok iyi uyum sağladığını belirlemişlerdir. Sonlu yükseklikli yan savakta ise aynı akım şartlarında Fr_1>0.6 için ortaya çıkan küçük sapmalar, deneysel çalışmalarda meydana gelen hatalara bağlanmıştır (Şekil 2.11). Uyumaz [22] deneysel veriler kullanılarak elde edilen (2.19) bağıntısının uygun olarak geçirilmediğini bu verilerin Şekil 5.23'te gösterilen diğer eğri ile daha iyi temsil edilebileceğini belirtmiştir. Araştırmacılar, Fr_1>2 için debi katsayısının değişimini;

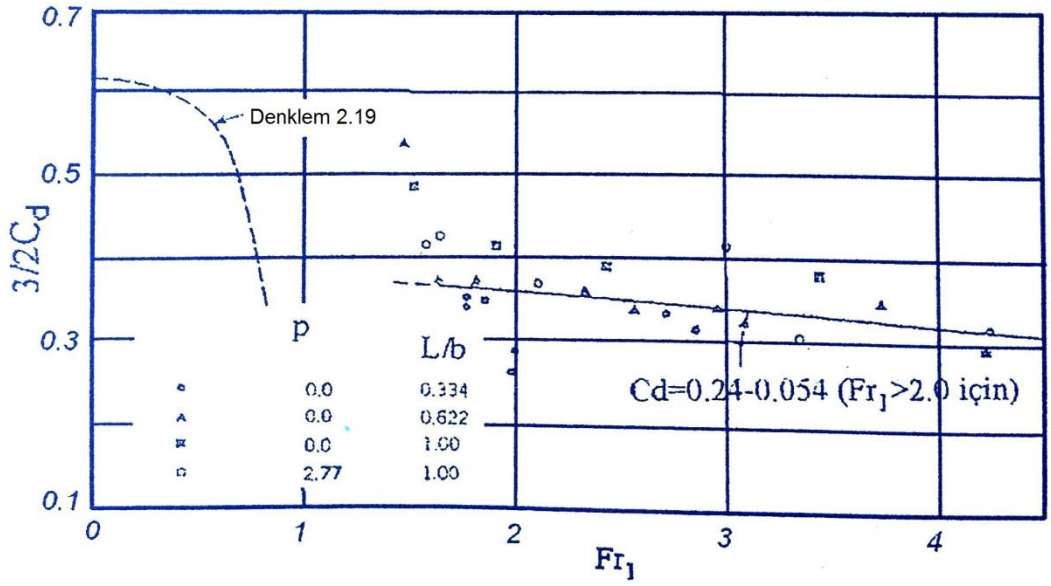
$$C_D = 0.24 - 0.053 Fr_1 \qquad (2.20)$$

denklemi ile vermişlerdir (Şekil 2.12).

Araştırmacılar hem nehir rejimi için elde edilen (2.19) denklemini hem de sel rejimi için elde edilen (2.20) bağıntısını, gerek sıfır eşik yükseklikli gerekse sonlu yükseklikli yan savaklar için yan savaktan savaklanan debinin hesabında kullanılabileceğini belirtmişlerdir.



Şekil 2.11 Nehir rejimli akımlarda C_D ile Fr_1 değişimi (Subramanya ve Awasthy [20], Uyumaz [22])



Şekil 2.12 Sel rejimli akımlarda C_D ile Fr_1 değişimi (Subramanya ve Awasthy [20], Uyumaz [22])

Uyumaz [22] nehir rejimi akım şartlarında C_D yan savak debi katsayısının Froude sayısı ile exponansiyel değiştiğini, L/D'nin (D, dairesel en kesitli kanal çapı) büyük değerlerinde Froude sayısına fazla bağlı olmadığı fakat küçük L/D değerlerinde bağımlılığın arttığı gözlemlemiştir. Nehir rejimi akım şartlarında debi katsayısı için (2.21) denklemini vermiştir.

$$C_D = B + C\sqrt{1+Fr_1} \tag{2.21}$$

Burada B ve C katsayıları aşağıdaki gibi verilmiştir.

$$B = 0.21 + 0.094\sqrt{1.74\frac{L}{D} - 1} \tag{2.22}$$

$$C = 0.22 - 0.08\sqrt{1.68\frac{L}{D} - 1} \tag{2.23}$$

Araştırmacı sel rejiminde ise yan savak debi katsayısının Froude Sayısı ile az bir değişim gösterdiğini ve değişimin lineer olduğunu belirtmiştir.

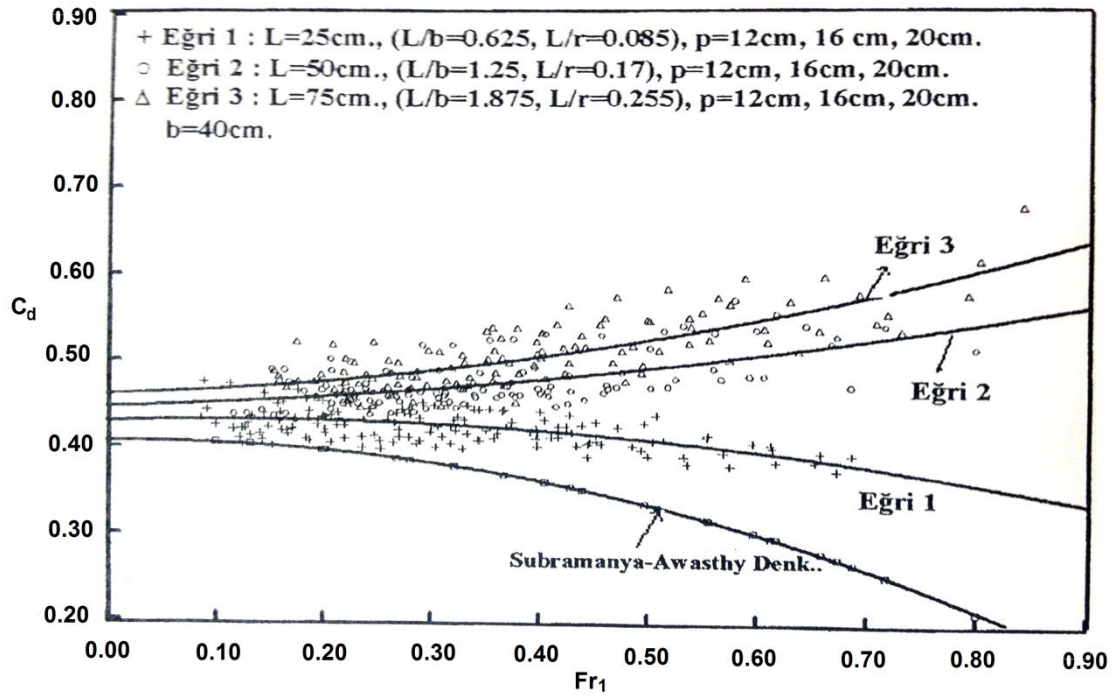
Ramamurthy vd. [33], trapez kesitli yan savaklar için geliştirdikleri modelde; yan savaktaki akımın ana kanaldan belli bir açıyla sapan jet akısının toplamı olduğunu kabul etmişlerdir. Yaklaşım kanalındaki akımın üst tabakalarındaki hızın ortalama hızdan

daha büyük olduğu, bununda özellikle eşik yüksekliğinin akım derinliğinden daha büyük olduğu durumlarda savaklanan debiyi azalttığını belirtmişlerdir. Bu etkiyi hesaba katabilmek için ve deneysel verilerle daha uyumlu hale getirebilmek için savak akımı için bir küçültme katsayısı (0.95) gözönüne alınmıştır. Bu basit modele dayanarak farklı L/b değerleri için ortalama debi katsayısının ($\overline{C}_D$) savak hız parametresiyle (η_0) değişimi için trapez kesitli kanaldan ve trapez kesitli yan savaktan savaklanma için bir ifade elde edilmiştir. Deneysel veriler, ortalama debi katsayısı için hazırlanan denklemin L/b değerinin 1'e eşit veya küçük olduğunda geçerli olduğunu göstermiştir.

Swamee [34] savak yükünün kret savak yüksekliğine oranı $((h-p)/p)$ etkili bir değişken olarak belirlemiş ve yan savak debi katsayısı için (2.24) denklemini elde etmiştir. Bu parametre, Singh vd. [35] dışındaki daha önceki çalışmalarda dikkate alınmamıştır.

$$C_D = 0.447\left[\left(\frac{44.7\,p}{49p+h}\right)^{6.67} + \left(\frac{h-p}{h}\right)^{6.67}\right]^{-0.15} \qquad (2.24)$$

Ağaççıoğlu [2], dikdörtgen en kesitli doğrusal kanalda farklı uzunluklara sahip yan savaklarla yaptığı deneysel çalışmalarda C_d yan savak debi katsayısının Fr_1 ile değişimini incelemiş ve elde ettiği eğrileri Awasty'nin (2.19) denkleminden elde ettiği eğri ile karşılaştırmış ve Şekil 2.13'teki gibi vermiştir. L/b=0.625 için elde ettiği yan savak debi katsayısını (C_d) Subramanya ve Awasty [20] 'nin elde ettiği eğri ile aynı eğilimde olduğunu belirlenmiştir. Ancak, L/b=1.25 ve L/b=1.875 için elde ettiği yan savak debi katsayılarının Subramanya ve Awasty [20] de elde edilen eğriler ile oldukça farklı olduğunu belirlemiştir. Bunun sebebini ise Subramanya ve Awasty [20]'nin deneylerini L/b oranının 1'den küçük değerleri için yaptıklarından dolayı L/b oranının 1'den büyük olduğu deneylerde yeterli olmaması olarak açıklamıştır. Araştırmacı, büyük uzunluklu yan savaklarda yanal akımın yarattığı sekonder akımın şiddetini artırdığını ve bunun sonucunda da daha büyük yan savak debi katsayısı (C_d) elde edildiğini ifade etmiştir.



Şekil 2.13 Doğrusal Kanalda farklı L/b oranları için yan savak debi katsayısının Subramanya ve Awasthy [20] ile karşılaştırılması (Ağaççıoğlu [2])

Muslu [36] çalışmasında yan savak üzerindeki akım için hidrolik bir analiz yapıp, yan savağın hidrolik davranışını araştırmak için nümerik metodlar kullanmıştır. Bunun için Ψ ve θ olmak üzere iki parametre tanımlamıştır. θ, akımın yan savağa sapma açısı ve Ψ, enkesitte savağa doğru su seviyesinin eğimi olarak yani $\Psi = h^1/h$; h kanal ortasındaki su derinliği; h^1 ise kanal tabanından itibaren savak yükü olarak tanımlanmıştır (Şekil 2.2). Muslu [23]' te bu katsayı Froude sayısına bağlı olarak aşağıdaki gibi ifade edilmiştir.

$$\Psi = 1 - K.Fr \tag{2.25}$$

Burada K; L/b'ye bir parametre olup, 0.036 olarak verilmiştir. Bu parametreler Fr ve L/b 'ye göre ifade edilmiş ve enerji denkleminde yerine koyulmuştur. Türetilmiş denklemler normalleştirilmiş ve bilgisayar teknikleri ile çözülmüştür. ϕ Parametresinin (Denklem 2.26), boyutsuz yan savak uzunluğu ve grafiksel eğri uydurma analizi tekniği kullanılarak denklemi hesaplanmıştır.

$$\phi = A(1-z)^{0.55} + B(1-z)^3 \tag{2.26}$$

Burada A ve B katsayıları p/H ile ilişkili olup aşağıdaki denklemlerle tanımlıdır. z ise; (h/H) boyutsuz su derinliğidir.

$$A = 15x10^{1.75\,[(p/H)-0.65]} \qquad p/H < 0.65 \qquad (2.27)$$

$$A = 15x10^{4.142\,(p/H)^2\,[(p/H)-0.65]} \qquad p/H > 0.65 \qquad (2.28)$$

$$B = 200x10^{6\,[(p/H)-0.65]} \qquad p/H < 0.65 \qquad (2.29)$$

$$B = 200x10^{9.23\,(p/H)\,[(p/H)-0.65]} \qquad p/H > 0.65 \qquad (2.30)$$

Debi katsayısı (C_D) kullanılarak De Marchi'nin teorik formülüne alternatif elde edilmiştir.

Muslu vd. [37] yaptığı çalışmayla yan savak debisine enine su yüzeyi profilinin etkisini araştırmıştır. Mevcut methodlar çoğunlukla deneysel ve oldukça küçük aralıklarda deney değişkenlerine sahipken, araştırmacıların geliştirdikleri bu nümerik model sınırlama olmadan kullanılabilmektedir. Model, verilen bir p/H değeri için ana kanaldaki Froude sayısının (Fr) fonksiyonu olarak L/b değerini vermektedir ve θ ve Ψ olmak üzere iki ana parametreyi içermektedir. Yan savağa sapma açısı (θ) literatürde belirtildiği gibi sabit bir değer değildir ancak yan savak boyunca değişmektedir. Ψ; enkesitte savağa doğru su seviyesinin eğilimidir ve yerel bir değişkendir. Küçük yan savak uzunlukları (L/b) veya giriş ve çıkış geçiş etkisi olmadığında ; Ψ sabit bir değer olarak dikkate alınmıştır. Debi ölçümlerini kullanılarak hesaplanan Ψ değerleri yanal yöndeki su seviyesi yüksekliklerinden elde edilmiştir. Başlıca savak uzunluğunun etkisi belirlenmiştir.

Yüksel [24], yan savak boyunca özgül enerji yüksekliğinin değişiminin etkisini araştırmıştır. Debi katsayısı, akım derinliğini ve yan savağa sapma açısını içermektedir. Bu yüzden savaktaki hidrolik yük, su yüzeyi yüksekliği ile ilişkilidir. Herhangi bir kesitteki akım derinliği; kanal eksenindeki su derinliğine bağlı olan bi parametre (Ψ) kullanılarak açıklanmıştır. Özgül enerjideki değişim bir m parametresi kullanılarak Froude sayısının (Fr) fonksiyonu olarakta ifade edilmiştir. m=0 olduğunda sabit özgül enerji varsayımı geçerlidir. Ψ ve m parametreleri deneysel veriler kullanılarak kalibre edilmiştir. Savak yükü savak düzlemindeki akım derinliğine dayandığından; akım oranları, yan savak boyunca özgül enerjinin değişiminden etkilenmektedir. Yan savak boyunca akım oranlarında büyük değişimler olduğunda yani yan savağın mansabındaki akım sıfır olduğunda sabit özgül enerji varsayımından oldukça büyük bir sapma oluşabildiğini belirlemiştir.

Muslu vd. [38], yan savak üzerindeki akımında yanal su yüzeyi eğiminin etkisini araştırmıştır. Muslu [23]'de geliştirilmiş olan (2.25) denkleminin sınır koşullarında (Ψ=1) tatmin edici sonuçlar vermediği için (2.31) ve (2.32) denklemlerini geliştirmişlerdir. Deneysel çalışmalar Ψ parametresinin savağın tam ortasında minimum olduğunu göstermiştir. (2.31) denklemi savağın ilk yarısında, (2.32) denklemi de savağın ikinci yarısı için geliştirilmiştir. Burada Fr_1 ve Fr_2 sırasıyla yan savağın memba ve mansabındaki Froude sayılarıdır.

$$\Psi = 1 - K\left(Fr_1 - Fr\right) \tag{2.31}$$

$$\Psi = 1 - K\left(Fr - Fr_2\right) \tag{2.32}$$

Savağın ilk yarısında memba yönünde Ψ parametresinin değeri $Fr \rightarrow Fr_1$ için $\Psi \rightarrow 1$ olana kadar artmaktadır. Diğer taraftan, savağın ikinci yarısında mansap yönünde $Fr \rightarrow Fr_2$ için $\Psi \rightarrow 1$ olana kadar Ψ parametresi artmaktadır. Denklem (2.31) $Fr < \left(Fr_1 + Fr_2\right)/2$

şartında, Denklem (2.32)'de $Fr > \left(Fr_1 + Fr_2\right)/2$ şartında geçerlidir.

Yan kanala geçiş yönündeki (yanal) su yüzeyi eğiminin etkisinin, yan savağa sapma açısıyla karşılaştırıldığında iki dereceden önemli olduğu belirlenmiştir. Bu yüzden Muslu [23]'te geliştirilen (2.25) denkleminin yan savak debilerinin hesaplanmasında mantıklı hesaplanmalarında kullanılabileceğini belirtmişlerdir.

Khorchani ve Blanpain [39], yapay sinir ağlarını kullanarak debi katsayısı için bir denklem geliştirmiştir. Bu geliştirilen model deney verileri ile kalibre edilmiş ve doğrulanmıştır.

Aghayarı vd. [40] nehir rejimi şartlarında eğimli yan savaklar için debi katsayısını araştırmış (2.6) denklemini aşağıdaki şekilde gözönüne almıştır.

$$\frac{dQ}{dx} = -\frac{2}{3} C_d \sqrt{2g}\left(y - p(x)\right)^{1.5} \tag{2.33}$$

Burada diğer denklemden farklı olarak p(x), yatay olarak x mesafesinde savak kret yüksekliğini göstermektedir ve

$$p(x) = P_1 + \tan\theta \tag{2.34}$$

denklemi ile verilmiştir. Burada P_1 savağın başlangıcındaki savak yüksekliği ve θ ise kanal tabanına göre yan savak kreti açısı olarak tanımlanmıştır. Dikdörtgen kanallar için Manning denklemini kullanarak ve (2.5) ve (2.33) denklemleri ile birleştirildiğinde,

$$\frac{dy}{dx}=\frac{S_0-\frac{Q^2n^2}{b^2y^{\frac{10}{3}}}\left(1+\frac{2y}{b}\right)^{\frac{4}{3}}+\frac{2\sqrt{2}}{3}C_D\left(y-p(x)\right)^{1.5}\frac{Q}{b^2y^2\sqrt{g}}}{1-\frac{Q^2}{gB^2y^3}} \tag{2.35}$$

denklemi elde edilmiştir.

Jalili ve Borghei [41]'da yaptığı çalışmayla Singh vd. [35] çalışmasını (Çizelge 2.2) geliştirerek dikdörtgen yan savaklar için debi katsayısını aşağıdaki gibi vermiştir.

$$C_D=0.71-0.41Fr_1-0.22\left(p/h_1\right) \tag{2.36}$$

Ana kanalda oluşan farklı Froude sayılarında, farklı savak genişliği ve yan savak kret yüksekliklerinde yapılan çalışmalarla elde edilen yan savak debi katsayısı denklemleri Çizelge 2.2 'de özetlenmiştir.

Ranga Raju vd. [44] ve Ramamurthy ve Carcallada [46] yaptıkları çalışmalarıyla yan savak debisini taban eğimi ve sürtünmenin etkilediğini göstermişlerdir.

Emiroğlu vd. [47]'de doğrusal kanala yerleştirilen labirent yan savakların kapasitesi üzerine çalışmışlardır. Debi katsayısına; boyutsuz savak uzunluğunun (L/b), boyutsuz etkili uzunluğunun (L/ℓ) , boyutsuz savak yüksekliğinin (p/h_1), üçgen labirent yan savağın açısının (θ), memba Froude sayısının (F_1) yan savak boyunca kanaldaki su yüzü profili ve hızına etkisi araştırılmıştır. Labirent yan savakların debi katsayısının, klasik yan savaklarla karşılaştırıldığında oldukça büyük değerler elde edildiği bulunmuştur. Labirent yan savakların debi katsayısının, dikdörtgen yan savağa göre 1.5-4.5 kat daha büyük olduğu belirlenmiştir.

Emiroğlu vd. [48], dikdörtgen kesitli kanala yerleştirilen keskin kenarlı dikdörtgen yan savağın debi katsayısını belirlemek için nehir rejimi şartlarında deneysel olarak çalışmışlardır. Debi katsayısının; memba Froude sayısı (Fr) , savak genişliğinin kanal genişliğine (L/b), savak genişliğinin akım derinliğine (L/h_1) ve savak yüksekliğinin akım derinliğine (p/h_1) oranının fonksiyonu olduğunu belirlemişlerdir. Froude sayısının 0.08 - 0.92, p/h_1 'in 0.34 ile 0.91, L/b'nin 0.30 ile 3 ve L/h_1'in 0.347 ile 10.71 arasındaki

değerleri için deneylerini gerçekleştirmişlerdir. Yapılan çalışma sonucunda L/b=0.3 ve 0.5 olduğunda Froude sayısı artarken debi katsayısının (C_d) azaldığını belirlemişlerdir. Bununla beraber, L/b=3 olduğunda Froude sayısı ile C_d nin değişiminin artan bir eğilim gösterdiğini belirtmişlerdir. Araştırmacılar dikdörtgen yan savaklar için debi katsayısını deneysel sonuçlarına dayanarak

$$C_D = \left[0.836 + \left(\begin{array}{l} -0.035 + 0.39 \left(\frac{p}{h_1} \right)^{12.69} + 0.158 \left(\frac{L}{b} \right)^{0.59} \\ + 0.049 \left(\frac{L}{h_1} \right)^{0.42} + 0.244 Fr_1^{2.125} \end{array} \right)^{3.018} \right]^{5.36} \quad (2.37)$$

denklemi ile ifade etmişlerdir. Dikdörtgen kesitli yan savak için geliştirilen denklem ile nehir rejimi şartlarında De Marchi'nin belirlediği C_d katsayısının güvenle kullanılabileceğini belirtmişlerdir.

Aydın vd. [49] birçok çalışmada dikdörtgen savaklar için yapılan boyut analiziyle debi katsayısı için ;

$$C_d = f\left(\mathrm{Re}, W, \frac{h_D}{L}, \frac{L}{b}, \frac{h_D}{p} \right) \quad (2.38)$$

ortak sonucuna varıldığını belirtmişlerdir. Burada Re; Reynolds sayısı, W; Weber Sayısı, h_D; savak yükü, L; savak genişliği, b; ana kanal genişliği ve p; savak kret yüksekliği olarak verilmiştir. Reynolds ve Weber sayıları için hız ve uzunluk ölçekleri tercihe göre farklı tanımlar olabilmektedir.

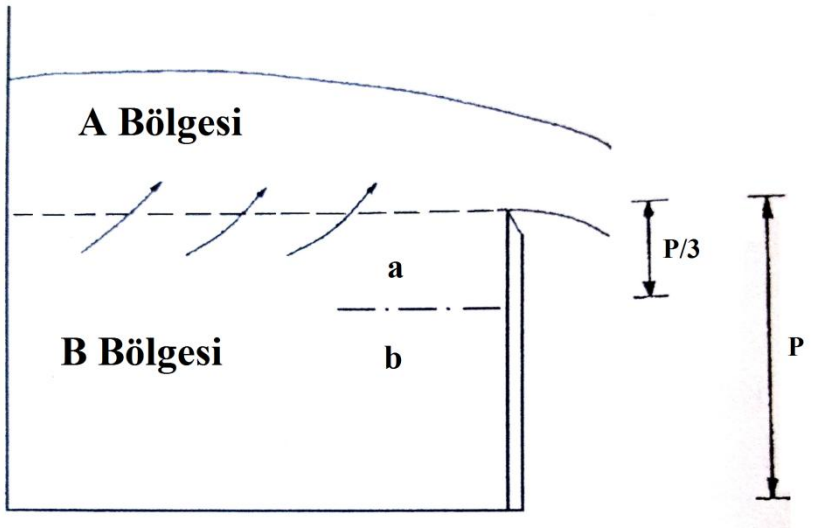
Çizelge 2.2 Doğrusal kanallara yerleştirilen yan savakların debi katsayısı (Emiroğlu [3] ve [47])

Referans (1)	**Debi Katsayısı (2)**	**Fr Sayısı (3)**	**L/b (4)**	**p/h_1 (5)**
Subramanya ve Awasty [20]	$C_d = 0.864\left\{\frac{1-Fr_1^2}{2+Fr_1^2}\right\}^{0.5}$	0.02-0.85	0.2-1.0	0.2-0.96
Yu-Tech [42]	$C_d = 0.415 - 0.148\ Fr_1$	-	-	0.2-0.5
Nandesamoorthy ve Thomson[43]	$C_d = 0.288\left\{\frac{2-Fr_1^2}{1+2Fr_1^2}\right\}^{0.5}$	-	-	(p=0-0.6m)
Ranga Raju vd.[44]	$C_d = 0.54 - 0.40\ Fr_1$	0.1-0.50	0.1-0.70	(p=0.2-0.5m)
Hager[45]	$C_d = 0.485\left\{\frac{2+Fr_1^2}{2+3Fr_1^2}\right\}^{0.5}$	0-0.87	3.33	(p=0-0.2m)
Cheong[13] trapezoidal kanallar için	$C_d = 0.30 - 0.14Fr_1^2$	0.28-0.78	0.5-1.64	0.42-0.85
Singh vd.[35]	$C_d = 0.33 - 0.18Fr_1 + 0.49\ p/h_1$	0.23-0.43	0.25-0.5	0.42-0.85
Borghei vd.[5]	$C_d = 0.7 - 0.48Fr_1 + 0.3\ p/h_1 + 0.06\ L/b$	0.1-0.9	0.67-2.33	(p=1-19 cm)

2.4 Yan Savak Kesitinde Sekonder Akım ve Hız Dağılımı

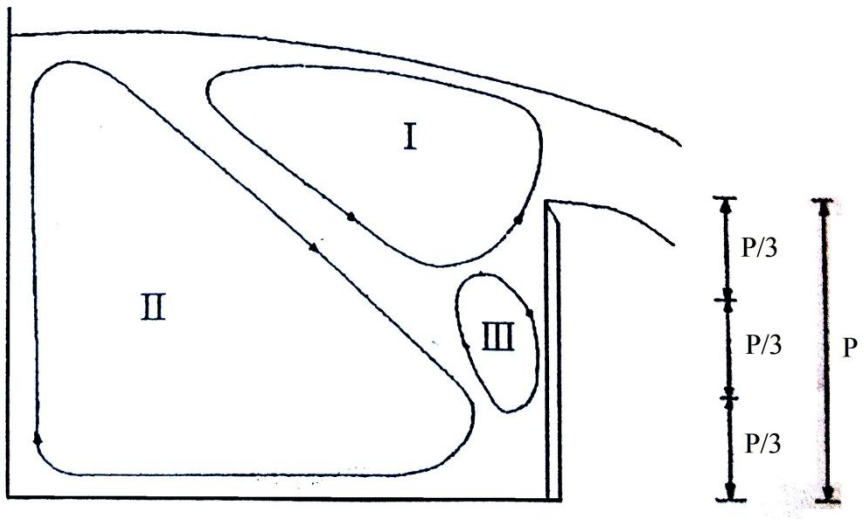
El-Khashab [25], yan savak boyunca akımın hareketini ve sekonder akımın yapısını incelemiş, yan savak eşiği üzerinde Şekil 2.14'te görülen A bölgesindeki su kütlesinin doğrudan yan savağa hareket ederek savaklandığını ve yan savak eşiği altındaki B bölgesinde ise akımın iki farklı davranış gösterdiğini belirtmiştir.

Şekil 2.14'te gösterilen a kısmında; savak eşiği yakınlarındaki su kütlesi (savak eşik yüksekliğinin yaklaşık 1/3'lük kısmı) A bölgesindeki su kütlesine katılarak savağa yönelmektedir. Bu sekonder akım planındaki her su taneciğinin hızının düşey bileşeninden kaynaklanmaktadır.



Şekil 2.14 Yanal akım sebebiyle kanal en kesitindeki akımın hareketi (El-Khashab [25])

Şekil 2.14'te gösterilen b kısmında ise; savak eşiği altındaki 2/3 p'lik kısımdaki su kütlesi doğrudan kanal tabanına yönelmektedir. Yan savağın ikinci yarısı boyunca sekonder akımın etkisi daha belirgin hale gelmektedir. Bundan sonra sekonder akımda bozulmalar meydana gelir ve iç kıyıda düşük hız alanı (yani durgunluk bölgesi) hızla gelişir. Bu bölgede iç kıyıya yakın çok şiddetli sekonder akımın mevcut olduğu tespit edilmiştir. Kanal tabanı yakınlarında düşük enerjili akışkan savak tarafından iç kıyıya süpürülür ve iç kıyıda yükselerek, akımın üst bölgelerinde düşük enerjili bir durgunluk bölgesi oluşur (II bölgesi, Şekil 2.15). Yüksek hızlı akım çizgileri durgunluk bölgesinin daha da üzerinden geçerek savaklanır. Bunun sonucunda yüksek hızlı akım yeni bir bölge oluşturarak yan savağa doğru iter (I bölgesi). Yan savak boyunca bu alanın değişimi hızlıdır fakat bu değişim savak sonuna doğru kararlı hale gelir. Bu yeni I bölgesinin büyüklüğü yan savak mansabına doğru gidildikçe küçülerek, savağa yakın bölgeler hariç tüm en kesitte küçük hızlar elde edilir. Ana kanal boyunca en kesitteki durgunluk bölgesi devam ederken I bölgesindeki su kütlesi yan savağa yönelir. I ve II bölgeleri arasında büyük hız azalması nedeniyle, süreksizlik oluşur (III bölgesi). Bu bölgede de sınıra yakın çok şiddetli sekonder akım görülür.

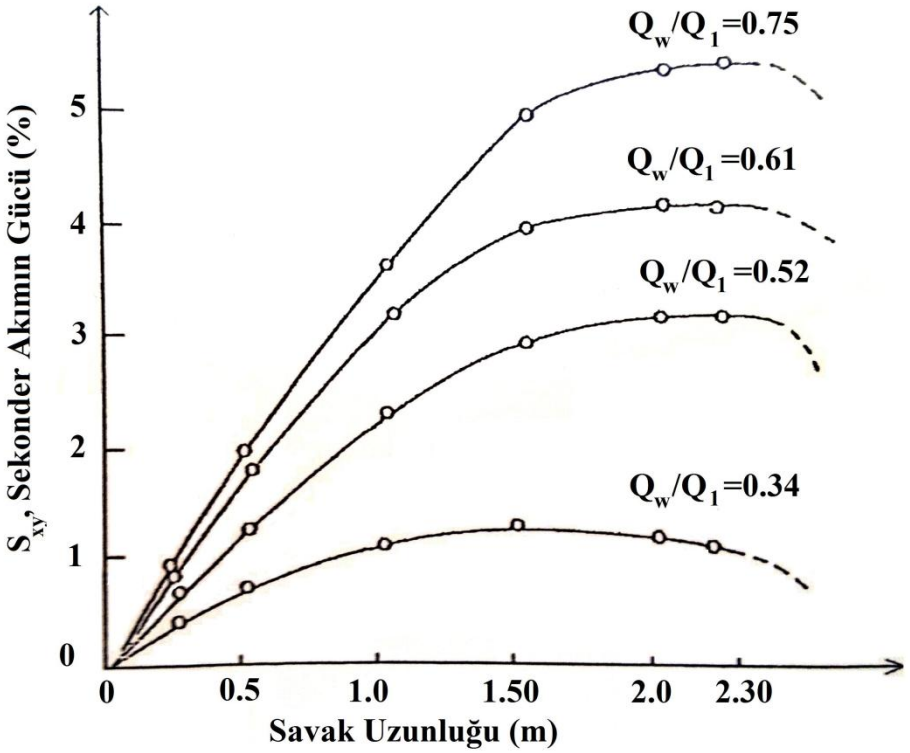


Şekil 2.15 Yanal akım sebebiyle kanal en kesitinde oluşan sekonder akım (El-Khashab [25])

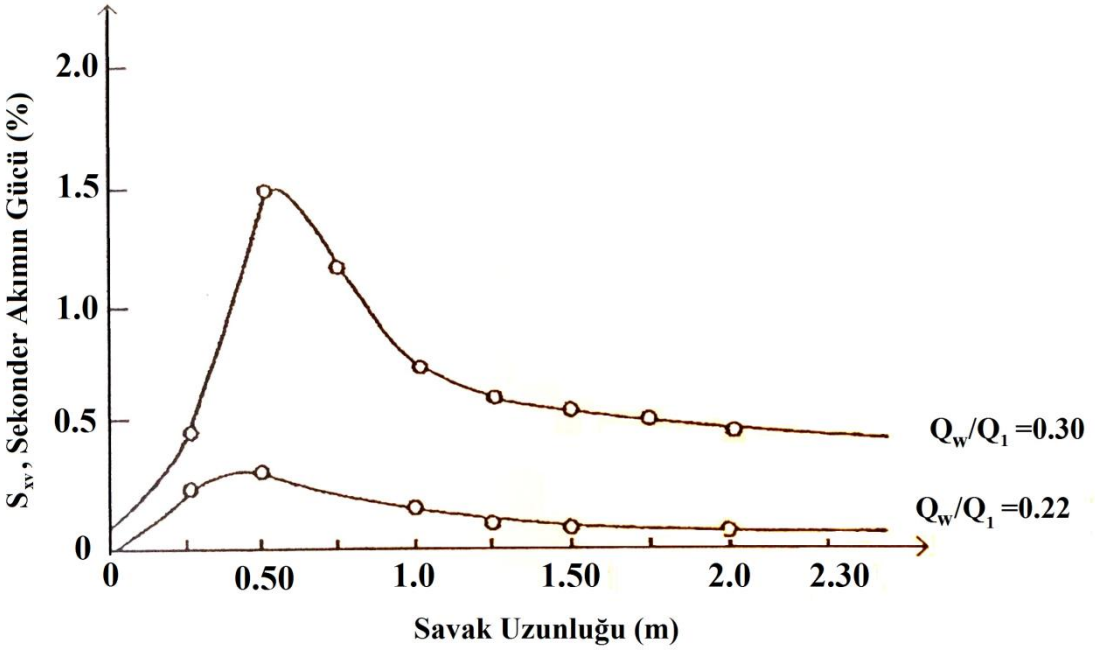
Sekonder akımın belirlenmesi için Shukry [50]'nin yaklaşımı kullanılarak elde edilen sekonder akımın gücünün yan savak boyunca değişimi nehir rejimi akım şartı için Şekil 2.16'da ve sel rejimi akım şartı için ise Şekil 2.17'de verilmiştir. Şekillerde verilen sekonder akımın gücü; kanal en kesiti 20 cm^2'lik alanlara bölünerek ve her bir alanın kinetik enerjisi $\left(V_x^2/2g + V_y^2/2g\right)$ beş delikli pitot tüpü ile, akımın toplam enerjisi $\left(V^2/2g\right)$ ise klasik pitot tüpü ile hesaplanmış ve

$$S_{xy} = \left\{\sum V_x^2/2g + \sum V_y^2/2g\right\} / \left\{\sum V^2/2g\right\} \qquad (2.24)$$

eşitliği ile verilmiştir. Sekonder akımın gücü yan savak boyunca artarak gitmekte ve yan savaktan b kanal genişliği kadar mesafe sonra azalmaktadır (Şekil 2.16). Yan savak yüksekliği ve yan savak uzunluğu sabit tutulursa Q_w/Q_1 oranı (savaklanma oranı) arttıkça yani yan savak üzerindeki nap kalınlığı arttıkça sekonder akımın gücü artar. Sel rejimli akımlarda ise sekonder akımın gücü hızlı bir şekilde artarak maksimuma ulaşmakta ve sonra hızla azalmaktadır (Şekil 2.17).



Şekil 2.16 Nehir rejimindeki dikdörtgen en kesitli doğrusal kanalda yan savak boyunca sekonder akımın gücünün değişimi (El-Khashab [25])



Şekil 2.17 Sel rejimindeki dikdörtgen en kesitli doğrusal kanalda yan savak boyunca sekonder akımın gücünün değişimi(El-Khashab [25])

Rosier [4] yaptığı çalışmasında sekonder akımın gücü ile savaklanma oranı arasındaki ilişkiyi incelemiş; sekonder akımın gücünü yüzeye yakın ölçülen enine hız ($V_{y,s}$) ile tabana yakın enine hız ($V_{y,b}$) arasındaki farkla belirlemiştir. Bu ilişki (2.25) denklemi ile verilmiştir. Burada yüzeye yakın hız ($V_{y,s}$), akım derinliğinin %80'ninde, tabana yakın olan hızda ($V_{y,b}$) akım derinliğinin %10'unda hesaplanmıştır. Kanalda yan savağın membasında; akım doğrultusunda ölçülen hız (V_x) ile boyutsuzlaştırılmıştır.

$$\frac{V_{y,s} - V_{y,b}}{V_x} = -0.13.\frac{Q_w}{Q_1} + 0.003 \qquad (2.25)$$

Bu çalışmada sekonder akımın gücü savaklanma oranının artmasıyla, ($V_{y,s}$- $V_{y,b}$) farkının arttığı ve savaklanma oranının Q_w/Q_1 =0.022 sınır değeriyle sekonder akımın oluştuğu belirlenmiştir. Ancak R^2 değeri 0.60 olan bu denklemi, dizayn amacı için değilde sekonder akımın etkisini hesaplamak ve ölçmek için kullanılması yeterli olabilmektedir. Bu çalışmada ($V_{y,s}$- $V_{y,b}$) ölçüldüğünden ana kanaldaki değil sapmadaki sekonder akımı incelemiştir. Savaklanma oranı (Q_w/Q_1) yerine sapmadaki hız ile ana kanaldaki hızın oranı kullanılmıştır. Yan kanaldaki hızın ana kanaldaki hıza oranının sınır değerini Neary ve Odgaard [51] 0.03 olarak belirlemişken, bu çalışmada 0.022 olarak belirlenmiştir. Neary ve Odgaard [51]'da belirtildiği gibi yanal akımdaki çekilme ile kıvrımda oluşan akımın benzerliğinden dolayı, sekonder akımı ölçmek için Blanckaert ve Graf [52]'deki gibi farklı bir methodla değerlendirilmiştir.

BÖLÜM 3

AKARSULARDA OYULMA MEKANİZMASI

3.1 Giriş

Akım içerisine yerleştirilen köprü ayakları, mahmuzlar ve yan savaklar gibi hidrolik yapılar etrafında yerel oyulmalar olmaktadır. Bu yapılar etrafında meydana gelen yerel oyulmalar bu yapıların temellerinin zayıflamasına ve daha sonra yıkılmasına sebep olmaktadır. Oyulma olayı akarsulardaki taban malzemesinin özelliklerine, temel geometrisine ve akımın özelliklerine bağlı olarak gelişmektedir (Raudkivi [53]).

Hidrolik yapılar etrafındaki oyulmanın zeminin pürüzlülüğünü ve tabanın sürtünme direncini etkilediği, böylece seviye-debi-sediment taşınımı ilişkisi sorunlarını arttırdığı bilinmektedir. Doğal akarsularda ve yapay kanallarda tabanın ve kıyıların oyulma ve yığılmaya karşı stabilitesi diğer bir önemli konudur.

Oyulma, zemin ile akım arasındaki etkileşimin bir sonucudur. Akım nedeniyle tabanda kayma gerilmesi oluşur, kritik durum aşılırsa malzeme harekete geçer, tabanı oyar ve taban malzemesi daha uzağa taşınır. Kritik kayma gerilmesi altında oyulma oluşmazken, kritik kayma gerilmesi üzerindeki değerlerde oyulmadan bahsedilebilir.

Morfolojik davranışın tahmininde erozyon için kritik kayma gerilmesi önemli bir parametredir (Ahmad vd. [54]).

Oluşan erozyon, taşınma ve yığılmayla tabanda yeni şekiller oluşur. Bu süreç oldukça karışıktır ve malzeme taşınımının belirlenmesi için kullanılan denklemler sınırlı deneysel çalışmalardan ve basit uygulamalardan elde edilmiştir. Birçok formül oldukça büyük değer vermekte ve sadece elde edildiği hidrolik şartlar için geçerli olmaktadır. Koheziv ve koheziv olmayan zeminler için taşınım formüllerinin en kabul görmüş

olanları Duboys formülünü baz alarak ve tabanda oluşan şartlarla kritik şartlar (kritik hız (V_{kr}), kritik birim debi (q_c) veya kritik kayma gerilmesi(τ_{kr}) arasındaki farkı ya da oranı göz önüne almaktadır. (Henderson [55])

Tabanın stabilitesi; erozyona neden olan hidrodinamik kuvvetler ile zemin içindeki erozyona karşı koyan kuvvetler arasındaki dengeye bağlıdır. Erozyona neden olan kuvvetler; sınır tabakası kayma gerilmesi ve türbülans gibi akışkana ve akım özelliklerine bağlı kuvvetleri ve tabanda taşınan zemin tanelerinden dolayı oluşan zemine bağlı gerilmeleri içermektedir (Amos vd. [56], Leeder [57], Winterwerp ve van Kesteren [58]). Zemin içindeki erozyona neden olan kuvvetler; ağırlık, sürtünme, adezyon ve kohezyon gibi erozyona karşı koyan kuvvetleri aştığı zaman erozyon oluşur. Zeminin biojeokimyasal özellikleriyle belirlenen erozyona karşı koyan kuvvetler, oyulabilirliğin bir ölçüsüdür. (Winterwerp ve Van Kesteren [58], Sanford [59])

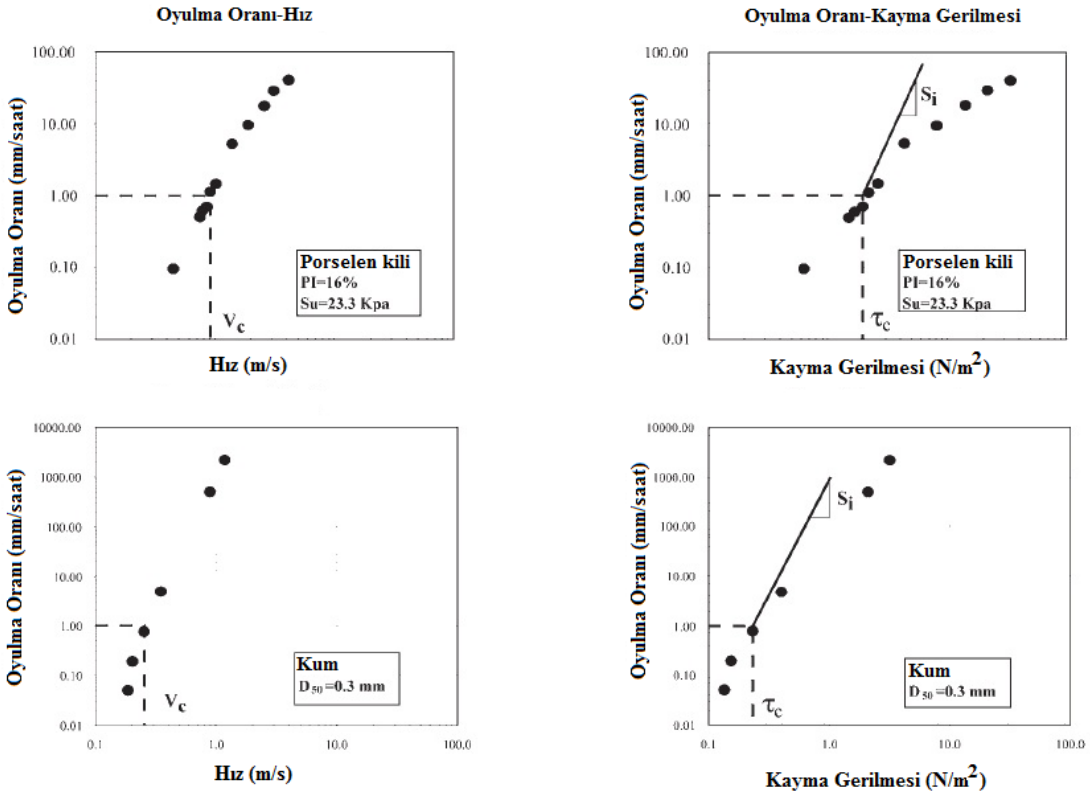
Oyulabilirlik, oyulma ve erozyon çalışmalarında sıkça kullanılan bir terimdir. Oyulabilirlik sadece hıza bağlı değildir. Oyulabilirlik, oyulma oranı (ż) ve akımın yarattığı kayma gerilmesi (τ) arasındaki bir ilişki olarak tanımlanmış ve bu ilişki erozyon fonksiyonu ż(τ) olarak isimlendirilmiştir. (Şekil 3.1) (Briaud vd. [60]). Literatürde bir çok tanımı olan oyulabilirlik için en çok kullanılan tanım; erozyon sınırı veya oyulma oranı olarak belirtilmiştir (Sanford [59]). Erozyon sınırı; sediment erozyonunu başlatan hız veya kritik kayma gerilmesidir. Oyulma oranı ise; sınır aşılır aşılmaz birim zamanda oyulan zeminin kütlesidir. Yani, yüksek oyulabilir zeminler düşük erozyon sınırına sahiptir. Oysa mühendislik uygulamalarında veya deney değerlendirilmesinde oyulabilirlik terimi; erozyon sınırı ve oranı arasındaki ilişkiyi tanımlamakta da kullanılmaktadır (Grabowski vd. [61]). Mesela koheziv malzemenin oyulmasında tanımlanmış olan yaygın olarak kullanılan lineer gerilme-akım denkleminde deneysel oran parametreleri M ve n, zemin mekaniğinde kullanılan oyulabilirlik katsayısı (k) fonksiyonuna benzerdir. (Denklem 3.1) (Hanson ve Simon [62], Sanford ve Maa [63])

$$E = M\left(\tau - \tau_{kr}(z)\right)^n \qquad (3.2)$$

Burada zemin yüzeyinde oluşan kayma gerilmesini tanımlayan τ dışındaki bütün değişkenler ve parametreler oyulabilirliğin ölçüsüdür. Erozyon sınırı (τ_{kr}), oranı (E) ve erozyon parametrelerinin (M ve n) hepsi zeminin erozyona karşı direncini

tanımlamaktadır ve hepsi verilen kayma gerilmesini aştığında zeminin özelliklerine bağlıdır (Winterwerp ve Van Kesteren [58], Sanford [59], Sanford ve Maa [63], Mehta vd. [64] ve Ziegler ve Nisbet [65]).

Kritik kayma gerilmesini aşma durumu teorik olarak basit olmamakla beraber Şekil 3.1'de görüldüğü gibi kritik kayma gerilmesi için net bir değer yoktur.



Şekil 3.1 Kum ve kil için oyulma fonksiyonları (Briaud [60] ve [66])

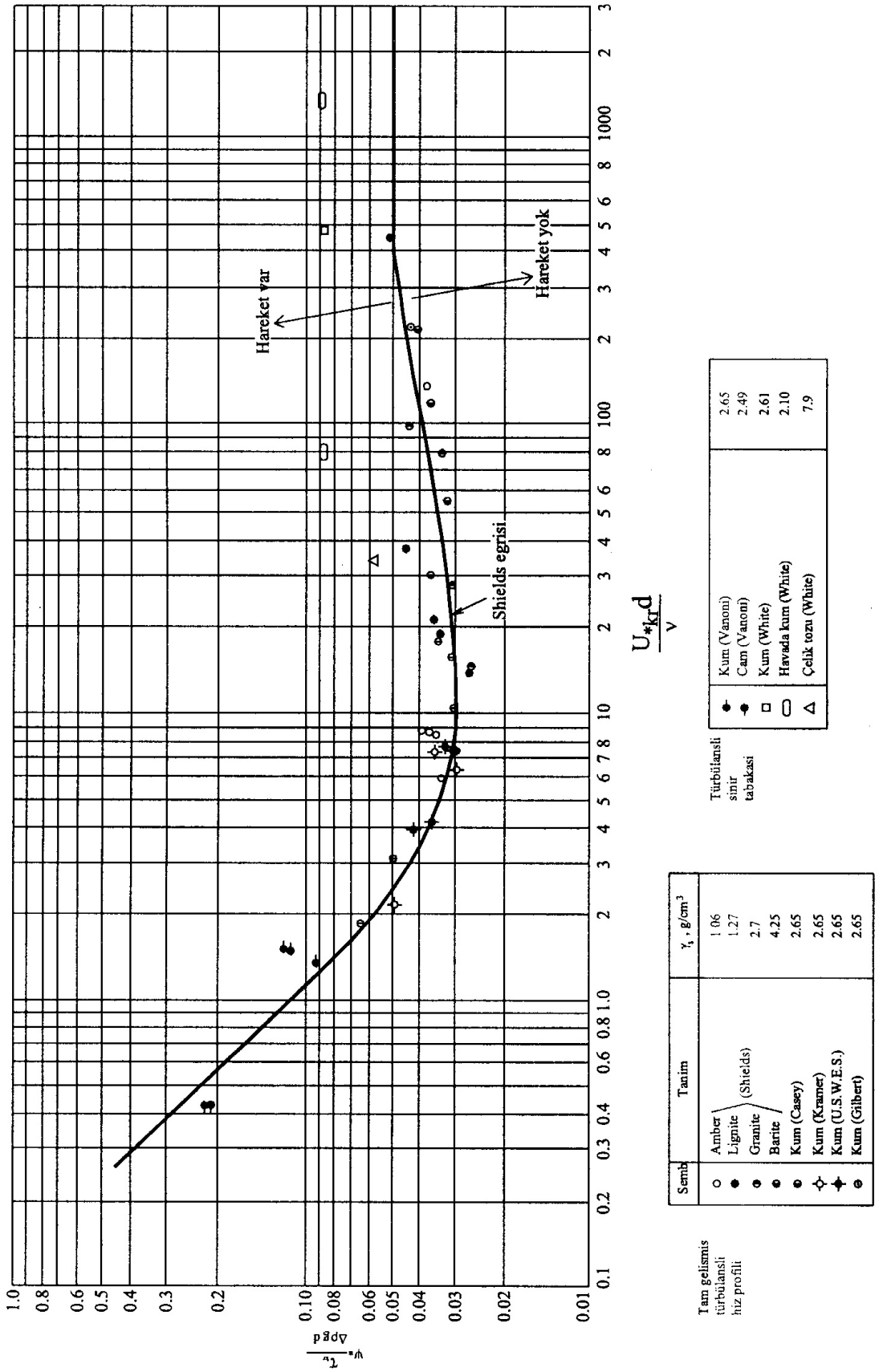
3.2 Taban Hareketinin Başlaması

Akımın oluşturduğu taban kayma gerilmesinin (τ) taneyi harekete başlatacak olan kritik kayma gerilmesinden (τ_{kr}) daha büyük olduğu değerlerde tabanda hareket başlar. Kararlı akımda katı madde hareketinin başlangıcının incelenmesi için tabandaki kum taneler üzerine etkiyen kuvvetler arasındaki denge Shields [67] tarafından incelenmiştir. Shields [67] harekete başlama durumu için kayma hızını belirlemiş, Reynolds sayısı ile Shields parametresi arasındaki bağıntıyı inceleyerek deneysel çalışmalarından Şekil 3.2'de görülen Shields eğrisini oluşturmuş ve Shields parametresini

$$\psi = \frac{\tau_{kr}}{(\rho_s - \rho) g d} = \frac{u_{*kr}^2}{\Delta g d} = f\left(\frac{u_{*kr} d}{\upsilon}\right) = f\left(\mathrm{Re}_*\right) \qquad (3.2)$$

olarak ifade etmiştir. Burada; τ_{kr} , Kritik taban kayma gerilmesi; ρ_s ,zemin özgül kütlesi; ρ, suyun özgül kütlesi; g , yerçekimi ivmesi; d, tane çapı; ν kinematik viskozite ve u_{*kr} kritik kayma hızı ($u_{*kr} = \sqrt{\tau_{kr} / \rho}$) olarak tanımlanmıştır. Bu ifadenin sol tarafı boyutsuz kritik kayma gerilmesi veya tane Froude Sayısı (Fr_*), sağ tarafı ise tane Reynolds sayısı (Re_*) olarak isimlendirilir. Şekilden de görüldüğü gibi hareketin başlangıcı Re_* ve Fr_* 'ın fonksiyonudur. Shields eğrisinde, Ψ-Re_* noktalarının eğrinin yukarısında kalması halinde katı madde hareketinin olacağını, eğrinin altında kalan noktalarda ise katı madde hareketinin olmayacağı görülmektedir. Tam eğrinin üzerindeki noktalar hareketin başlama durumunu göstermektedir. Re_* sayısının belli bir değerinden itibaren ($Re_* \approx 400$) hareketin başlangıcı sabit bir değere (≈ 0.056) sahip olmaktadır. Eğriden görüleceği gibi $Re_* > 200$ için ψ=0.06 ve $Re_* = 10$ için ψ=0.03 olmaktadır. Özellikle aşınma olup olmayacağı bu kriterler kullanılarak belirlenebilir.

Ancak son yıllarda yapılan çalışmalarda Re_* sayısının daha küçük değerlerinden (50-150) itibaren hareketin başlangıcının 0.030 değerine kadar indiği görülmüştür. Bunun nedeni Shields'in yapmış olduğu çalışmalarda türbülans etkisini göz önüne almamış olmasıdır. Ayrıca Fr_* ve Re_* sayılarında bulunan kayma hızı (u_*) bilinmemektedir. Kayma hızının deneme yanılma yoluyla bulunması pratik değildir.



Şekil 3.2 Shields Eğrisi (Yüksel [68])

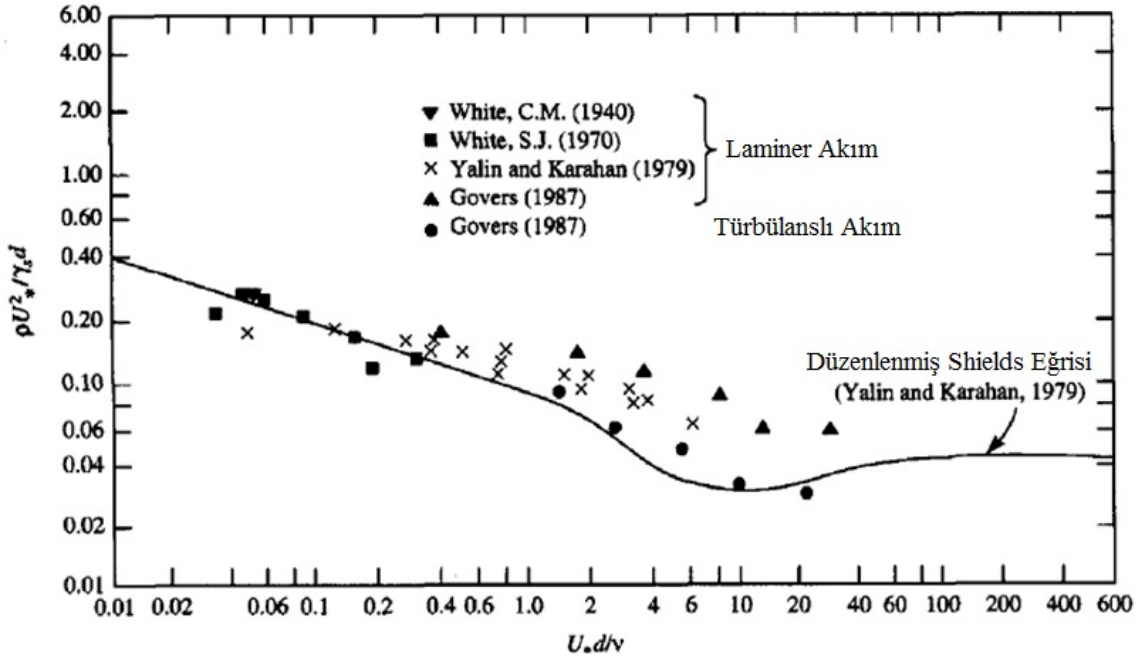
Shields bu bağıntıyı deneysel verileri kullanarak elde etmiştir. Bununla beraber Yalın [69], Reynolds sayısı yerine boyutsuz tane çapını önermiştir. Boyutsuz tane çapı (d_*), (3.3) denklemi ile tanımlanmıştır.

$$d_* = d\left(\frac{\rho_s - \rho}{\rho}\frac{g}{\upsilon^2}\right)^{1/3} \tag{3.3}$$

Sonuç olarak (3.2) denklemi (3.4) denklemi haline gelmektedir. Bu ilişki Şekil 3.3'de verilmiştir.

$$\tau_{kr} = f(d_*) \tag{3.4}$$

Yalın ve Karahan [70], çalışmalarında türbülans etkisini göz önüne alarak Shields eğrisini yeniden düzenlemişlerdir. (Şekil 3.3)



Şekil 3.3 Düzenlenmiş Shields Eğrisi (Govers [71])

Dong [72] koheziv olmayan zeminler için kritik kayma gerilmesinin hesaplanması için farklı bir denklem (3.5) kullanmıştır.

$$\tau_{kr} = f(\mathrm{Re}_*) = 0.22\,\mathrm{Re}_*^{-0.6} + 0.06\,x\,10^{\left(-7.7\,\mathrm{Re}_*^{-0.6}\right)} \tag{3.5}$$

Burada tane Reynolds sayısı (Re_*);

$$\mathrm{Re}_* = \frac{\sqrt{\Delta g d}\,d}{\upsilon} \tag{3.6}$$

denklemi ile tanımlanmıştır.

Kohezyonsuz zeminin (kum ve çakıl) kritik kayma gerilmesi ortalama tane çapına bağlıdır ve genellikle 0.1 N/m^2 ile 5 N/m^2 arasında değişmektedir. (Briaud vd. [73])

$$\tau_{kr}\left(N/m^2\right) = D_{50}(mm) \tag{3.7}$$

Bugüne kadar yapılan çalışmalarla kum ve killerin ortalama tane çaplarıyla kritik kayma gerilmesi arasındaki ilişki Şekil 3.4'de verilmiştir.

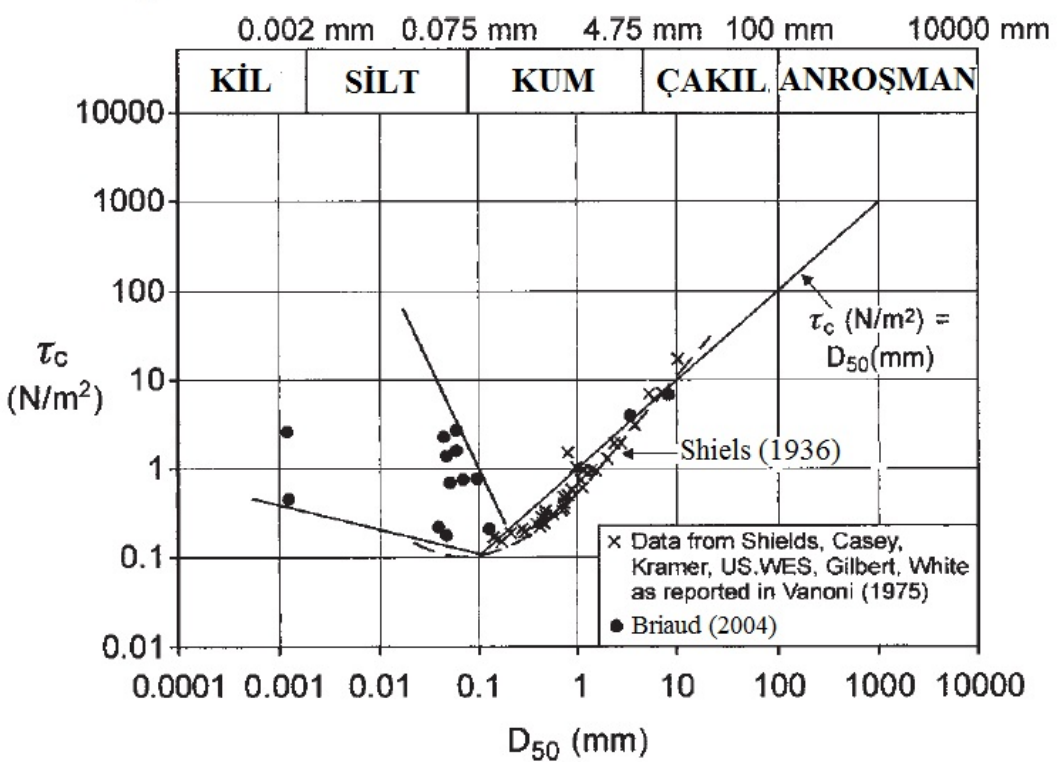
Birçok zemin için; kritik kayma gerilmesinin üzerinde oyulma oranı oldukça hızlı gelişebilmektedir. Taşkın süresi de maksimum oyulma derinliğine ulaşmak için yeteri kadar uzundur. Bu yüzden oyulmanın oluşup oluşmayacağının belirlenebilmesi için kritik kayma gerilmesinin belirlenmesi gerekir. Şekil 3.4'ten de görüldüğü gibi kohezyonlu zeminlerde (3.7) denklemi uygulanamaz.

Koheziv olmayan malzeme için tane çapına karşılık kayma gerilmesinin çizildiği Shileds diyagramının, koheziv malzeme için Raudkıvı [74]'te verilen yayınlanmış yedi çalışmayla genişletilmiş hali Şekil 3.5'te verilmiştir (Jowett ve Elliott [75]).

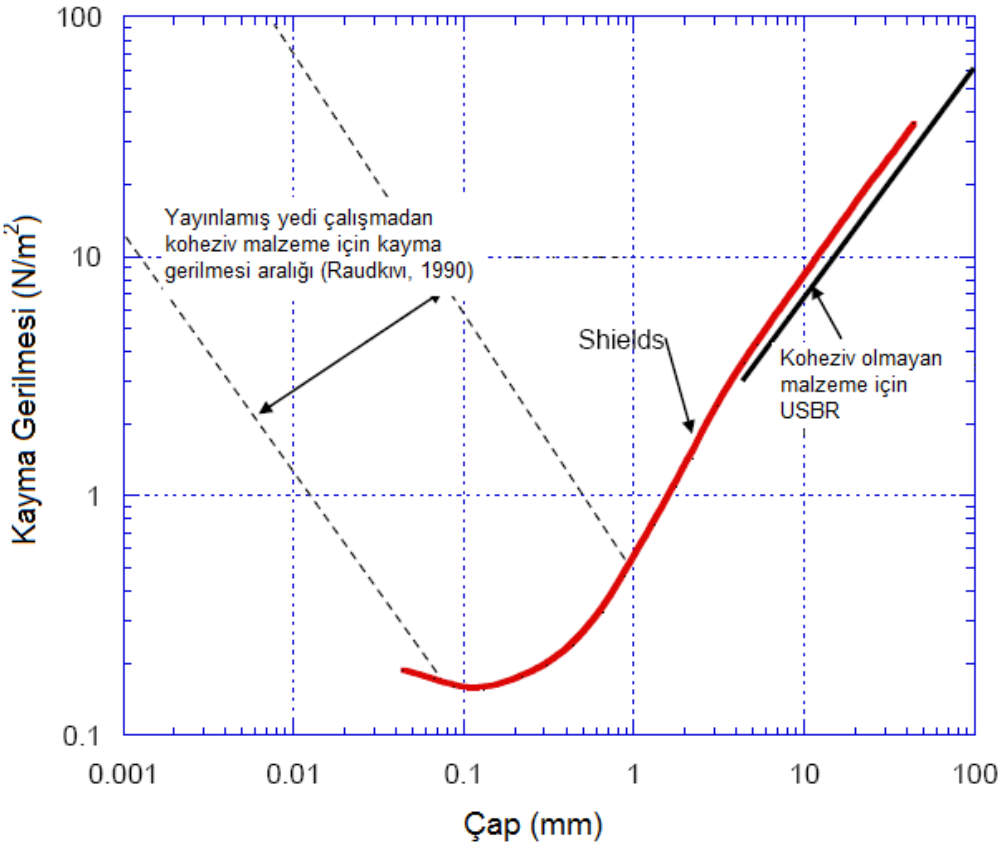
Şekil 3.4 ve Şekil 3.5'te görüldüğü gibi koheziv zeminlerin kritik kayma gerilmesi tane çapıyla ters orantılıdır. Zeminlerin koheziv mukavemeti kil muhtevası ile ilişkilidir. Kil muhtevasıyla kritik kayma gerilmesi lineer olarak artmaktadır. (Raudkıvı [74])

Koheziv zemin için yapılan ilk çalışmalardan biri olan Fortier ve Scobey [76]'da, küçük eğimli kanallarda oyulma olmaması için izin verilebilecek hızları ince kumlu killer için 0.5 ile 1 m/s aralığında ve sert killer için 0.75 ile 1.5 m/s aralığında belirlemişlerdir.

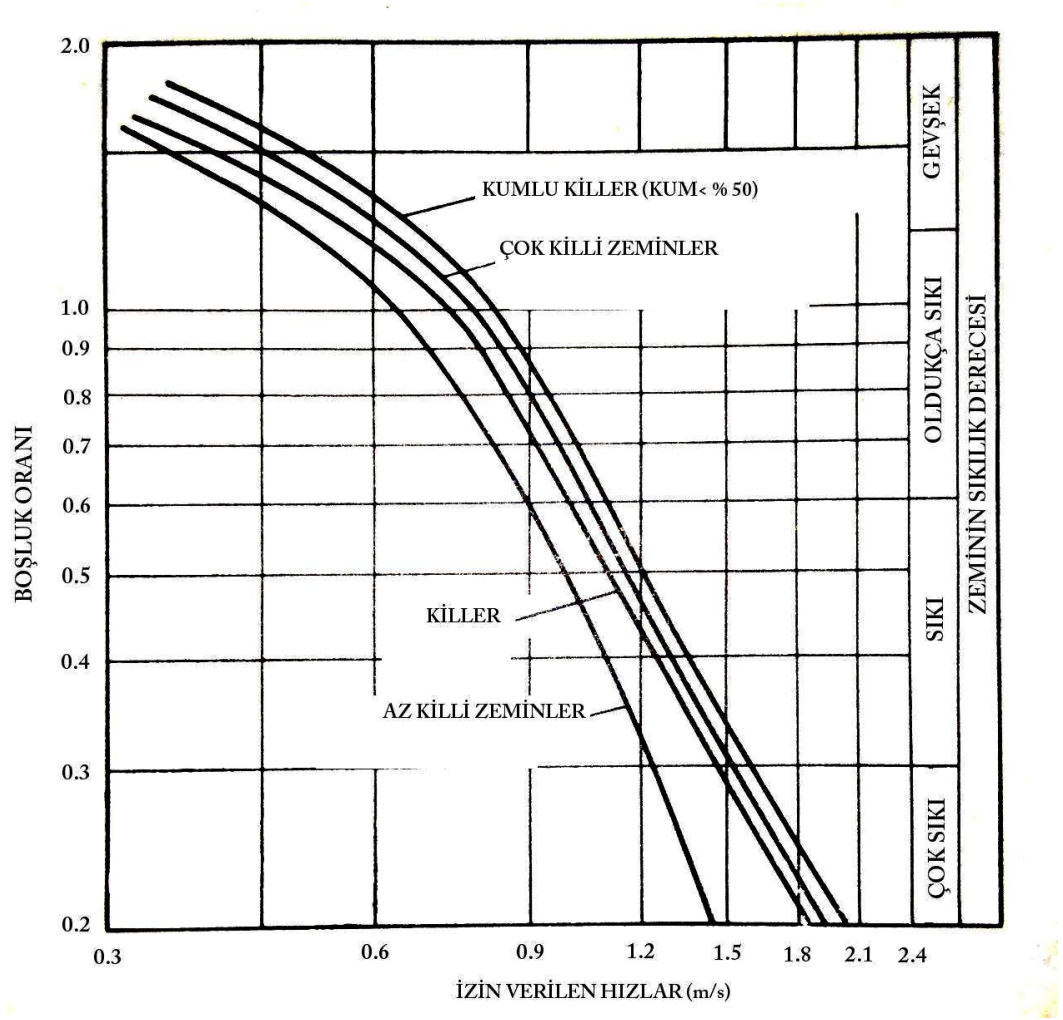
Farklı koheziv zeminler için yapılan ilk çalışmalardan biri de (Hydrotechnical construction [77]) açık kanal için maksimum izin verilebilir hızlar verilmiştir (Şekil 3.6). Bu çalışmada zemin sınıflandırmasına ek olarak koheziv zeminin birim hacim ağırlığının da başlıca zemin parametresi olarak belirlemişlerdir. Açık kanallar için belirlenen kritik hız ve kritik taban kayma gerilmeleri Çizelge 3.1'de verilmiştir (Lane [78]).



Şekil 3.4 Tüm çalışmalarda Kritik Kayma Gerilmesi-Ortalama Tane Çapı ilişkisi (Briaud [60])



Şekil 3.5 Shields diyagramının koheziv malzeme ile genişletilmiş hali: Kritik Kayma Gerilmesi-Ortalama Tane Çapı (Jowett ve Elliott [75])



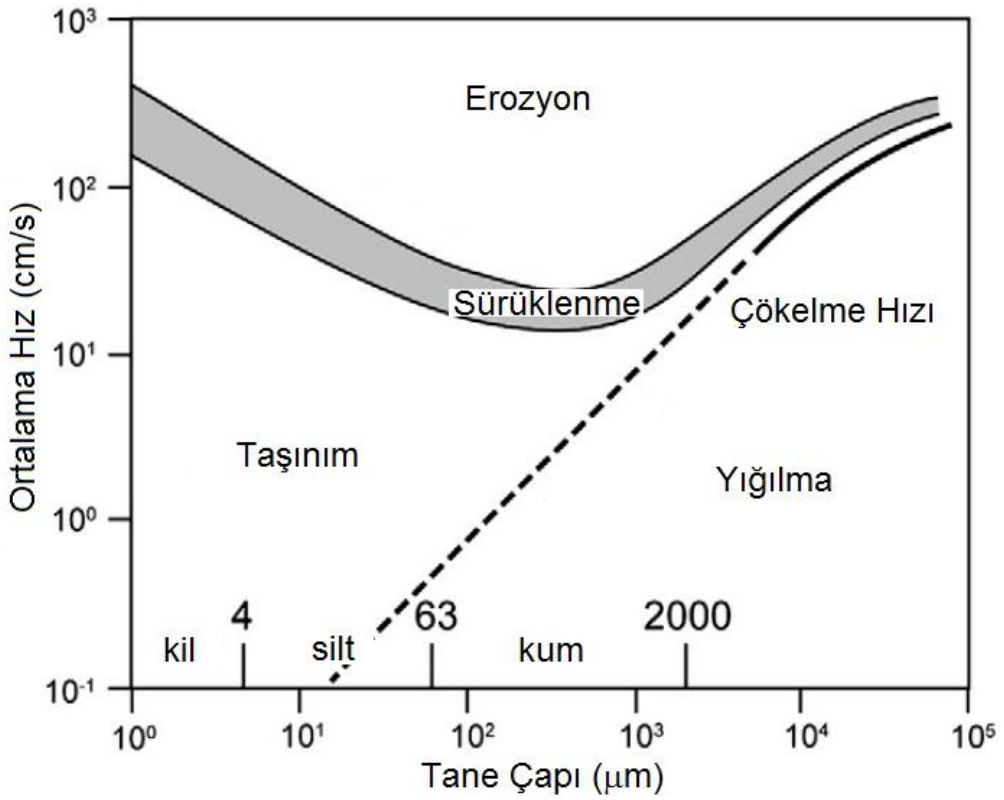
Şekil 3.6 Koheziv zemin için izin verilen hızlar (Chow [79], [77])

Çizelge 3.1 Açık kanallar için kritik hız ve kayma gerilmeleri (Lane [78], Partheniades, [80])

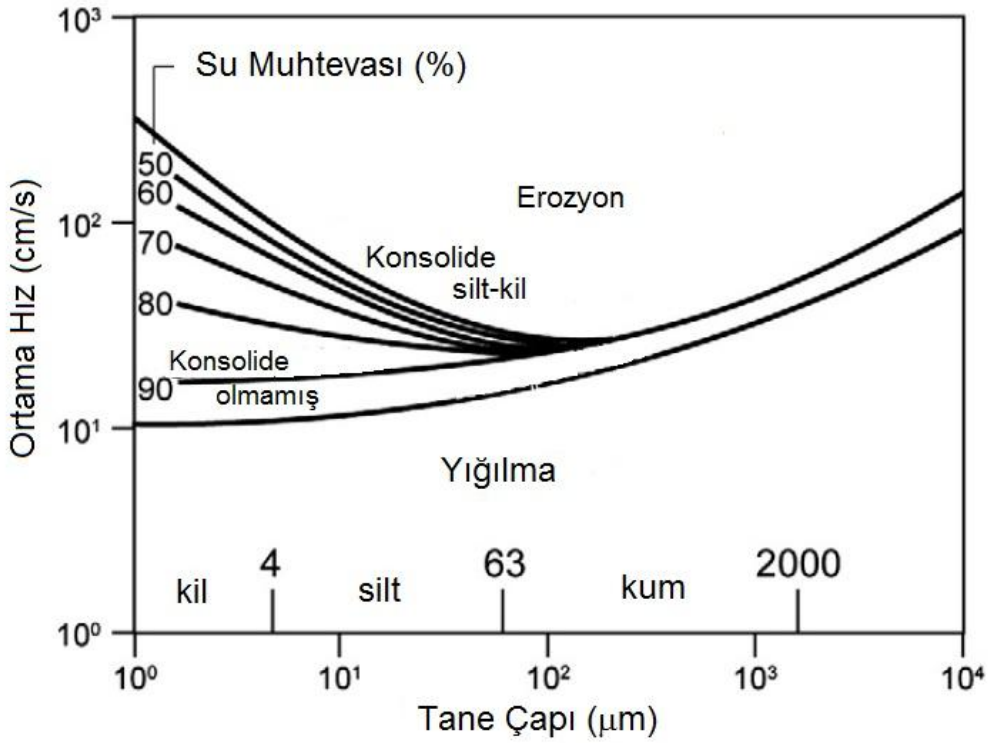
Boşluk Oranı	**2.0-1.5**		**1.2 - 0.6**		**0.6 - 0.3**		**0.3 - 0.2**	
Kil Tipi	V_{kr} (m/s)	τ_{kr} (Pa)	V_{kr}	τ_{kr}	V_{kr}	τ_{kr}	V_{kr}	τ_{kr}
Kumlu killer (>%50 kil)	0.45	1.92	0.90	7.50	1.30	15.7	1.80	30.2
Ağır killer	0.40	1.50	0.85	6.75	1.25	14.6	1.70	27.0
Killer	0.35	3.30	0.80	5.94	1.20	13.50	1.65	25.4
Zayıf Killer	0.32	0.96	0.70	4.60	1.05	10.25	1.35	17.0

Van Ledden [81], her tipteki balçık zeminlerin içindeki kil muhtevası aynı olsa bile farklı kritik kayma gerilmeleri göstereceğini ifade etmiştir. Bunun sebebini de her balçık türü için farklı bağlayıcı kapasitesi olarak ifade etmiştir.

Hidrolik mühendisleri tarafından ilk yapılan araştırmalarda erozyon ve sediment taşınımı için tane çapı ve minimum hız arasındaki ilişki tanımlanmıştır. Bu ilk araştırmalarda elde edilen diyagramlardan biri Hjulström ve diğeri Postma diyagramlarıdır. Ortalama tane çapına göre erozyon ve yığılma sınırlarını gösteren Hjulström diyagramı Şekil 3.7'de ve Postma diyagramı Şekil 3.8'de verilmiştir. Kaya parçaları kumdan, kil ise silt ve kumdan daha zor erozyona uğramaktadır. Bu diyagramlar oyulabilirliği tahmin etmek için oldukça cazip görünse de, koheziv zeminler için tanımlanan bölgede; deneysel verilere değil arazi ölçümlerine dayandığı için ve oyulmaya etkisi olan bir dizi önemli değişkeni ihmal ederek sadece mineral kısımların ortalama tane çapını dikkate aldıkları için oldukça sınırlı kalmaktadır. (Partheniades [82] , Dade vd. [83])

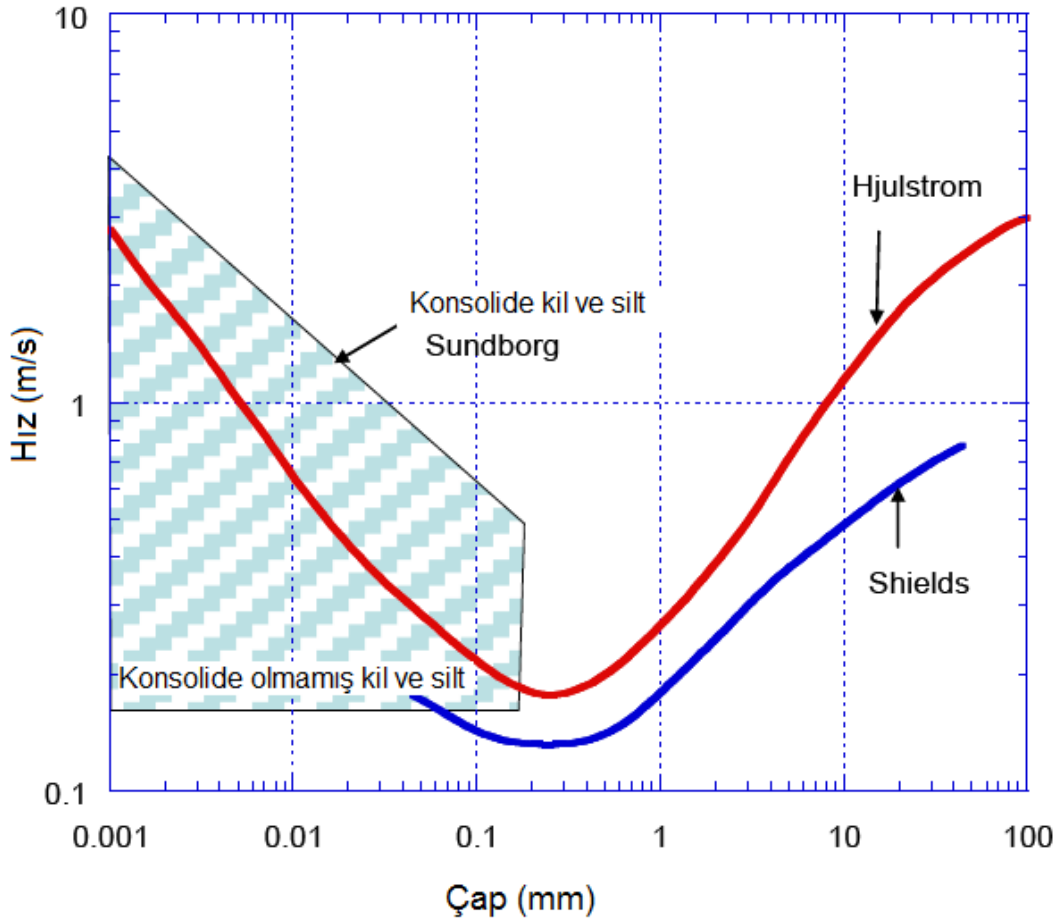


Şekil 3.7 Hjulstrom Diyagramı (Dade vd. [83], Grabowski vd. [61])



Şekil 3.8 Postma Diyagramı (Dade vd. [83], Grabowski vd. [61])

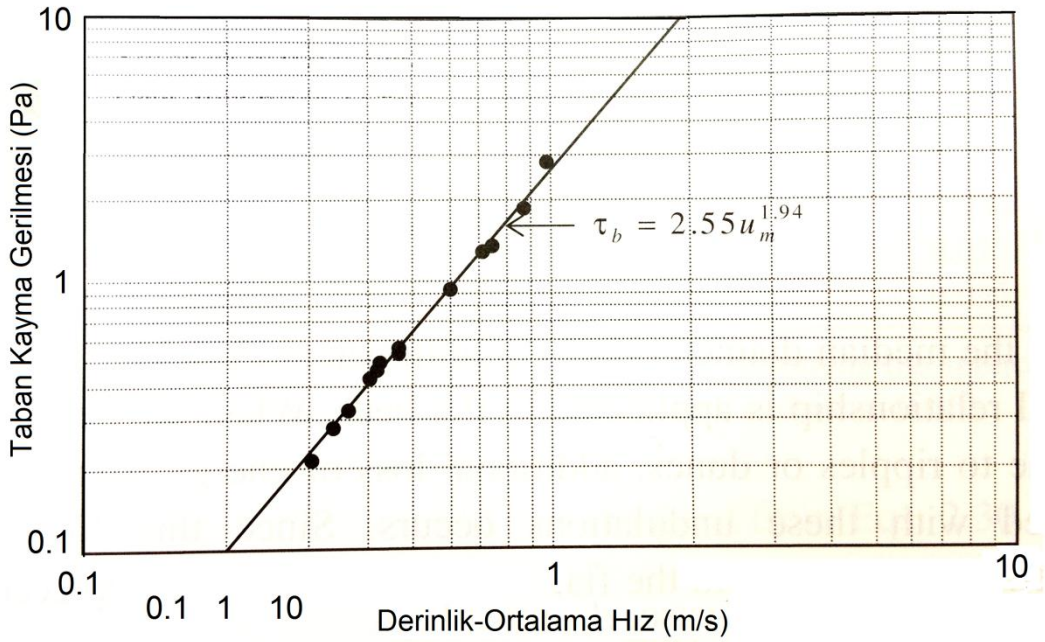
Potansiyel erozyon hattını yani kritik hızı gösteren, tane boyutuna karşılık hız olarak çizilen bir diğer diyagram olan Hjulstrom diyagramı ile Shields diyagramının karşılaştırılması Şekil 3.9'da verilmiştir. Şekil 3.9'da boyutsuz kayma gerilmesi-tane çapı ilişkisinden, hidrolik yarıçapı 1m için Shields'den ve Hjulstrom'dan hesaplanan kritik hızların karşılaştırılması görülmektedir. Yapılan çalışmalarda kritik hızın bulunmasının ve tasarım kriteri olarak kullanılmasının daha kolay olduğu belirtilmiştir. Hem Hjulstrom hem de Shields diyagramında tane çapı ve kritik hız arasındaki ilişkinin tane çapı 0.3 mm civarında değiştiği görülmektedir. Bunun sebebinin ince taneli olan koheziv malzemedeki oyulma sürecinin, kaba taneli olan kum ve çakıldaki yani koheziv olmayan zemindeki süreçten oldukça farklı olması olarak belirtilmiştir.



Şekil 3.9 Hjulstrom ve Shields'den hesaplanan kritik hızların karşılaştırılması (Jowett ve Elliott [75])

Shields diyagramlarında taşınım için minimum hız 0.15 m/s veya minimum kayma gerilmesi 0.155 N/m^2 dir. Sundborg [84] kritik hız ve tane çapı arasındaki bağıntı üzerine çalışmış ve konsolide olmuş kil ve silt için Hjulstrom tarafından tanımlanan ilişkiyle uyumlu sonuçlar bulmuştur. Ancak konsolide olmamış kil ve silt için, tane çapı 0.1 ile 0.001 mm aralığında kritik hızın 0.15 m/s civarında sabit olduğunu belirtmiştir. Konsolidasyon derecesi de oyulma mukavemetini etkilemektedir (Şekil 3.6).

Şekil 3.10'da Krone [85] tarafından verilen San Francisco körfezinin çamuru ile yapılan deney sonuçlarına göre elde edilmiş taban kayma gerilmesine karşılık derinlikle ortalama akım hızı grafiği görülmektedir. Taban kayma gerilmesinin, ortalama akım hızı ile yaklaşık ikinci dereceden bağlı olduğu görülmektedir.



Şekil 3.10 Taban kayma gerilmesi ile derinlikle ortalama akım hızının değişimi (Krone [85])

Briaud vd. [60]'a göre; kohezyonlu zeminlerdeki kritik kayma gerilmesi kohezyonsuz zeminde oluşan kritik kayma gerilmesi ile aynı mertebededir. Maksimum oyulma derinliğini kritik kayma gerilmesi kontrol ettiği için denge oyulma derinliğinin kumlarda ve killerde yaklaşık olarak aynı olduğu belirlenmiştir. Kohezyonlu zeminde ve kohezyonsuz zemindeki oyulmadaki başlıca farklılık kritik kayma gerilmesinin ötesinde oyulma oranıdır. Kohezyonlu zeminlerde bu oran yavaşca artmakta olup mm/saat mertebelerindedir. Bu yavaş artan oran, zamana bağlı olan oyulma problemlerini göz önüne almak için avantaj sağlamaktadır. Aynı zamanda, sadece taşkına göre tasarlamayı düşünmek yerine hidrografın etkisini göz önünde bulundurarak yeni çözümler bulmak için avantaj sağlamaktadır. (Briaud vd., [60])

Tabanda oluşan kayma gerilmesini belirlemek için birçok yaklaşım mevcuttur. Literatürde ince taneli zeminlerde yani koheziv zeminler için Shields diyagramının kullanımı oldukça tartışmalıdır. Yapılan çalışmalarla Shields diyagramının koheziv zemine uygulanması durumunda; kayma gerilmesinin oldukça düşük tahmin edildiği bu yüzden erozyon miktarının abartıldığı belirlenmiştir. (Hanson ve Simon [62])

Deneysel çalışmalara bağlı olarak kayma gerilmesi için birçok amprik yaklaşımlar geliştirilmiştir. Utley ve Wynn [86]'da özetlenen bu bağıntılar Çizelge 3.2'de verilmiştir. Çizelge 3.2'de bulunan (3.8)-(3.11) denklemleri Smerdon ve Beasley [87]

'de, (3.12) denklemi ise Julian ve Torres [88]'de verilmiştir. Hanson ve Simon [62], yüksek oyulabilirliği olan killi ve kumlu balçıkta yaptığı jet deneylerinde k_d; oyulabilirlik (cm^3/N-s) ile τ_c; kritik kayma gerilmesi (Pa) arasındaki (3.13) denklemini elde etmiştir.

Çizelge 3.2 Kritik kayma gerilmesi için amprik yaklaşımlar (Utley ve Wynn [86])

Denklem		**Zemin Özelliği**
$\tau_{kr}=0.16\ (I_p)^{0.84}$	(3.8)	I_p=Plastisite İndisi
$\tau_{kr}=10.2\ (D_r)^{-0.63}$	(3.9)	D_r=Dispersiyon Oranı
$\tau_{kr}=3.54 \times 10^{-28.1D_{50}}$	(3.10)	D_{50}=Ort. Tane Çapı (m)
$\tau_{kr}=0.493 \times 10^{0.0182\ C}$	(3.11)	C= % Kil Muhtevası
$\tau_{kr}=0.1+0.18(SC)+0.002(SC)^2-2.34x10^{-5}\ (SC)^3$	(3.12)	SC= % Silt ve Kil

$$k_d = 0.2\tau_{kr}^{-0.5} \tag{3.13}$$

Başka bir bağıntıda; Osman ve Thorne [89] tarafından kıyılardan alınmış örselenmemiş koheziv zemin örnekleri ile yapılan deneylerden elde edilen kayma gerilmesi ile kritik kayma gerilmesinin farkı şeklinde (3.14) denklemi ile verilmiştir. Bu denklemi kayma gerilmesinin 0,6 kN/m^2'den büyük değerleri için zeminin enine oyulma oranını tahmin etmek için vermişlerdir.

$$dW = dB\frac{(\tau - \tau_{kr})}{\tau_{kr}} \tag{3.14}$$

Burada dW; gerçek oyulma oranı (m/dak), dB başlangıçtaki enine kıyı erozyon oranı (her birim alan için m/dak), τ_{kr} ise kritik kayma gerilmesini göstermektedir.

Hughes [90] küçük doğal kanallarda yaptığı çalışmayla hızın 0.6-1.5 m/s aralığını ve kayma gerilmesinin 10-20 N/m^2 aralığını aştığında oyulmanın başladığını belirlemiştir.

Farklı yayınlarda koheziv zeminde ölçülen kritik kayma gerilmelerinin aralığı Çizelge 3.3'te verilmiştir. Koheziv zeminlerde oyulmanın başlangıcında kayma gerilmesinin ve hızın kritik değerinin belirlenmesi oldukça zordur. Partiküller çıplak gözle görüldüğünde, ilk tanenin oyulduğunu belirlemek kolaydır. Killerde ise bazı araştırmacılar için suyun bulanık olması kıstasken, bazıları için kayma gerilmesi-oyulma oranı eğrisinden yapılan ekstrapolasyon ile belirlenmektedir.

Çizelge 3.3 Koheziv zeminde ölçülmüş kritik kayma gerilmeleri (California Üniversitesi [91], Jowett ve Elliott [75])

Araştırmacı (lar)	τ_{kr} **(N/m^2)**
Dunn [92]	2-25
Enger vd. [93]	15-100
Moskova Hidroteknik	1-20
Lyle ve Smerdon [94]	0.35-2.25
Smerdon ve Beasley [95]	0.75-5
Arulanandan vd. [96]	0.1-4
Arulanandan [97]	0.2-2.7
Kelly ve Gularte [98]	0.02-0.4

Dong [72] kum ve balçık karışımının erozyonu için kritik kayma gerilmesini tanımlayan yeni bir denklem (3.15) öne sürmüştür.

$$\tau_{sm} = e^{\beta\left(1-\frac{1}{Ps}\right)}\tau_{e,s}+\left(1-P_s\right)\tau_{e,m} \qquad (3.15)$$

Burada; τ_{sm}, kum ve balçık karışımının erozyonu için kritik kayma gerilmesi; P_s, kum muhtevası; $\tau_{e,s}$, saf kumun erozyonu için kritik kayma gerilmesi; $\tau_{e,m}$, saf balçığın erozyonu için kritik kayma gerilmesi ve β deneysel bir katsayıdır. (3.15) denkleminde kum muhtevası P_s , %100 olduğunda (yani kil içermediği zaman) eşitliğin sağ tarafındaki ikinci terim sıfır olmaktadır ve böylece ilk terim etkili olmaktadır. Diğer bir deyişle kum muhtevası P_s, sıfıra yaklaştığında da (yani kum içermediğinde) denklemin sağ tarafındaki ilk terim ihmal edilmekte ve ikinci terim etkili hale gelmektedir.

3.3 Katı Madde Taşınımında Denge ve Dengenin Bozulması

Hareketli tabanlı bir akarsu taşıdığı debi ve katı madde miktarına uygun bir denge durumundadır. Böyle bir akarsuyun tabanı hareketli olmakla birlikte taban seviyesinde hiçbir değişim meydana gelmez. Gelen malzeme miktarında meydana gelen değişmeler akarsuyun tabanında kısa süreli değişmelere neden olsa da gelen malzeme miktarı ile taşıma kapasitesinin eşit olduğu bir denge durumu söz konusudur. Bu şekilde oluşan denge "dinamik denge" olarak isimlendirilir. Dinamik denge halinin en büyük özelliği katı madde hareketinin kararlı karakterde olmasıdır. Akım karakteristiklerinin herhangi bir şekilde bozulması durumunda; katı madde hareketi taban yakınlarındaki akım karakteristiklerinin bir fonksiyonu olduğundan katı madde taşınımındaki dinamik denge bozulur. Akarsu da taşınan katı madde miktarında yerel olarak bir değişiklik meydana

gelirse tabanda değişim meydana gelir. Artık kararlı durumdan söz edilemeyeceği için tabanda oyulma ya da yığılma oluşur. Oyulma devam ettikçe hız ve taşıma kapasitesi de azalır ve böylece membadan gelen katı maddeye eşit olduğunda oyulma durur. Bu hale "statik denge" hali denir.

Oyulma çukuru derinleştikçe sınırdaki malzemeler çukura doğru kayar. Bunun nedeni vorteks sistemin dengede olmayışıdır. Böylece oyulma çukuru genişler. Oyulma için Laursen [99] tarafından yapılmış olan çalışmada dinamik denge durumunda yerel bir değişiklik olması hali için (3.16) denklemi verilmiştir.

$$d\forall/dt = q_{T(B)} - q_{T(S)} \tag{3.16}$$

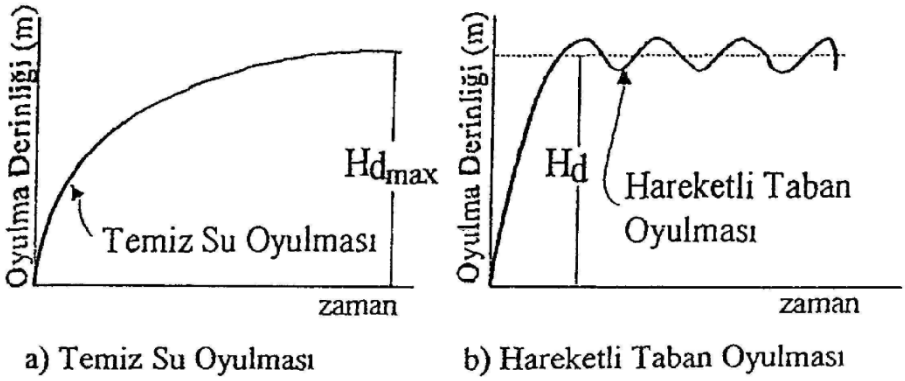
Burada $\forall$; tabanın geometrisi, $q_{T(B)}$; tabanın geometrisine bağlı olarak taşıma kapasitesi (kesitten çıkan malzeme miktarı), $q_{T(S)}$ kesitte membadan gelen katı madde miktarı olarak verilmektedir.

Denklemden görüleceği gibi;

- $q_{T(B)} = q_{T(S)}$ ise $d\forall/dt = 0$ olacaktır. Oyulma yoktur. Yani dinamik denge hali söz konusudur.
- $q_{T(B)} > q_{T(S)} = 0$ ise, tabanda sürüntü hareketi yokken oyulma vardır. Bu tür oyulma "Temiz su oyulması" olarak isimlendirilmektedir.
- $q_{T(B)} > q_{T(S)} > 0$ ise hem sürüntü hareketi hem de oyulma vardır.
- $q_{T(B)} < q_{T(S)}$ ise, yerel yığılma vardır.

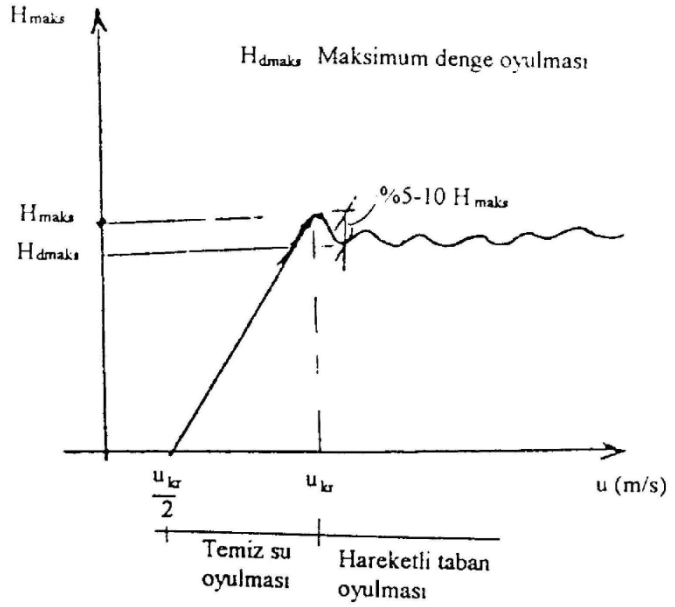
Dinamik denge halinin en büyük özelliği katı madde hareketinin kararlı karakterde oluşudur. Ancak oyulma ve yığılma için artık kararlı bir durumdan bahsedilemez.

Oyulma derinliğinin değişimi zamanla karakterize edilebilir. Temiz su halinde ve hareketli taban halinde meydana gelen oyulma farklılık göstermektedir. Hareketli taban halinde maksimum oyulma derinliği, daima temiz su haline göre çok daha kısa zamanda oluşmaktadır. Ayrıca hareketli taban oyulmasının karakteristiklerinden biri de oyulma derinliğinin denge oyulma derinliği etrafında salınımlar yapmasıdır (Tsujimoto ve Mızukami [100]). Köprü ayaklarında elde edilen oyulma derinliğinin zamanla değişimi Şekil 3.11'de verilmiştir.



Şekil 3.11 Oyulma derinliğinin zamanla değişimi (Tsujimoto ve Mızukami, [100])

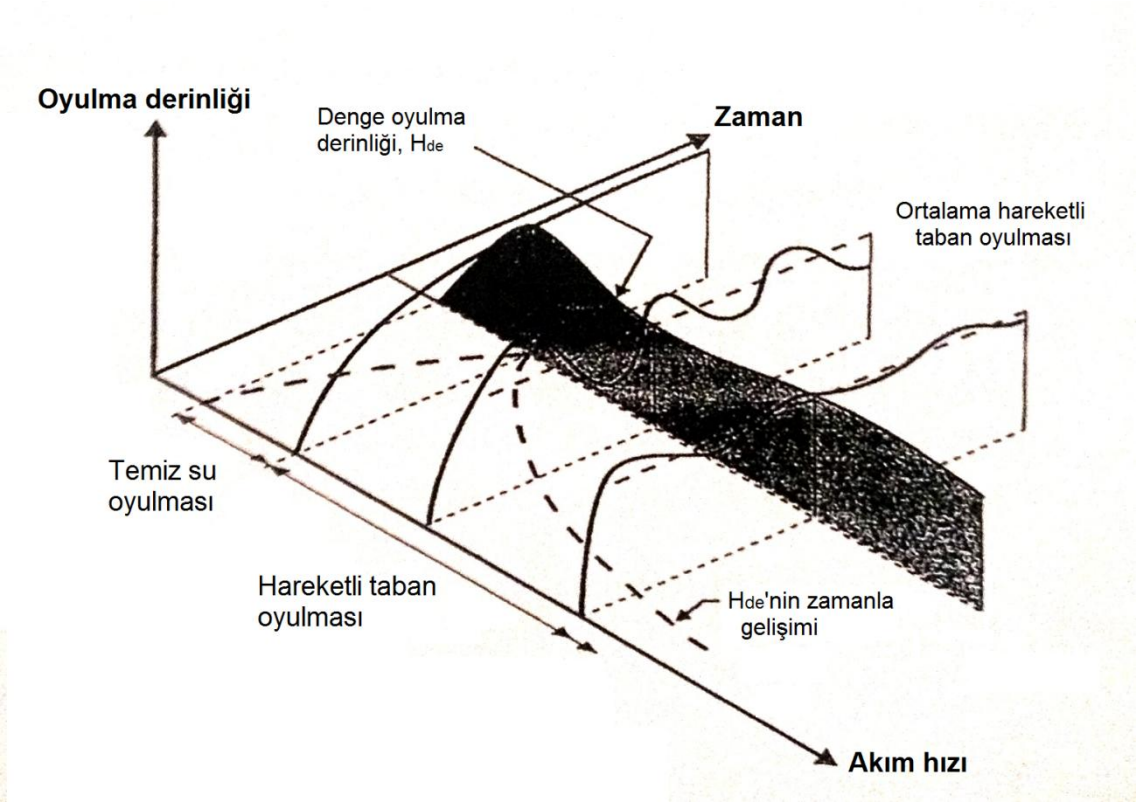
Birçok araştırmacı tarafından akım hızının oyulmaya etkisi kabul edilirken, su derinliğinin oyulmaya etkisi için görüş ayrılıkları mevcuttur. Su derinliğinin etkisi için genel kanı su derinliğinin belli bir değerinden sonra oyulmaya etkisinin olmadığı yönündedir. Oyulma kritik hızın yarısına ulaşıldığında başlamakta ve kritik hız değerine kadar lineer olarak artmaktadır (Şekil 3.12). Bu kritik hız değeri aşıldıktan sonra artık tabanda katı madde hareketi başlamıştır.



Şekil 3.12 Oyulma derinliğinin akım hızı ile değişimi (Tsujimoto ve Mızukami [100])

Melville ve Chiew [101], kum tabanda temiz su oyulması halinde farklı büyüklükteki köprü ayaklarında meydana gelen maksimum denge oyulma derinliklerini deneysel olarak araştırmış ve temiz su oyulması ve hareketli taban oyulması halinde oyulma derinliklerinin akım hızı ve zamanla değişimi Şekil 3.13'te gibi göstermişlerdir.

Araştırmacılar, temiz su oyulmasında dengeye ulaşma süresinin oldukça uzun hatta sonsuz olduğunu belirtmişlerdir.

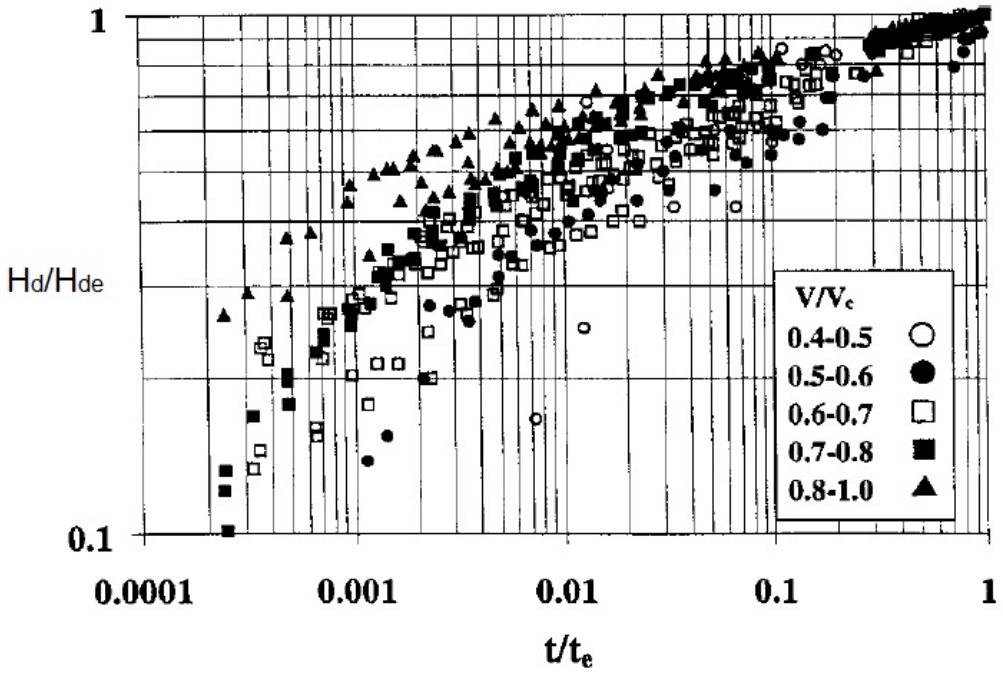


Şekil 3.13 Oyulma derinliğinin akım hızı ile değişimi (Melville ve Chiew [101])

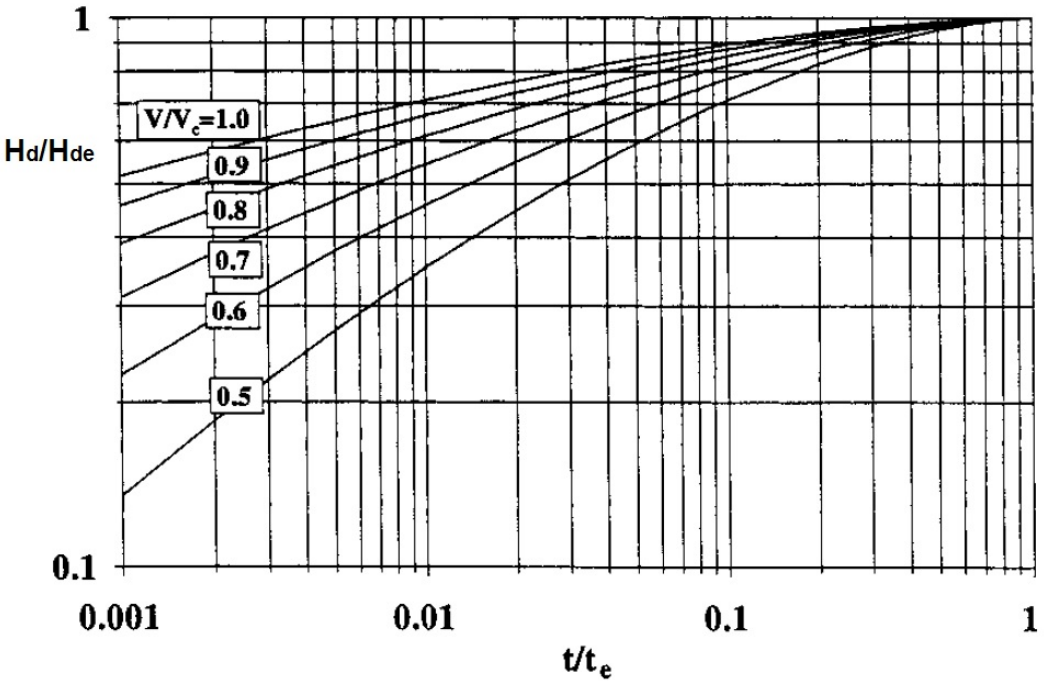
Araştırmacılar temiz su oyulması için boyutsuz oyulma derinliği (H_d/H_{de}) ve boyutsuz zaman (t/t_e) değişimini farklı rölatif hız (V/V_{kr}) değerleri için incelemiştir (Şekil 3.14). Burada H_d, t zamanındaki oyulma derinliği, H_{de} ; t_e zamanındaki denge oyulma derinliği olarak verilmiştir. Şekil 3.15'deki eğriler; rölatif hız ve oyulma derinlikleri arttıkça (veya zamanın azalması) artmaktadır ve bu eğrileri (3.17) ifadesiyle tanımlamışlardır.

$$\frac{H_d}{H_{de}} = \exp\left\{-0.03\left|\frac{V}{V_{kr}}\ln\left(\frac{t}{t_e}\right)\right|^{1.6}\right\} \qquad (3.17)$$

Şekil 3.15'te (3.17) ifadesinin farklı rölatif hızlara göre verilmiştir.



Şekil 3.14 Temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin değişimi (Melville ve Chiew [101])



Şekil 3.15 (3.17) denklemine göre oyulma derinliğinin değişimi (Melville ve Chiew [101])

Melville ve Chiew [101], akım hızına bağlı olarak denge zamanının %0.1 ile %10'luk kısımlarındaki denge oyulma derinliğinin %50'sine ulaşıldığını ve benzer şekilde denge zamanının %5 ile %40'lık kısımlarındaki denge oyulma derinliğinin %80'nine

ulaşıldığını belirtmişlerdir. Ayrıca denge zamanı 72 saat olan bir deney 4 saat sonunda durdurulursa denge oyulma derinliğinin yaklaşık olarak %50 ile %80'lik kısmının tamamlandığını belirtmişlerdir.

Yanmaz ve Altınbilek [102], yine kum tabanda temiz su oyulması için köprü ayakları etrafında oluşan denge oyulma derinlikleri içn yaptıkları deneysel çalışmayla, denge zamanının %33 ile %67 'lik kısmında denge oyulma derinliklerinin %87 ile % 95'lik kısmına ulaşıldığını belirtmişlerdir.

BÖLÜM 4

KOHEZYONLU ZEMİNDE OYULMA

Hidrolik yapılar kum-çakıl gibi kohezyonsuz zeminde bulunabildiği gibi ince taneli zeminlerde de yer alabilmektedir. Hidrolik yapıların bulunduğu koheziv zemindeki oyulma veya katı madde taşınımı mühendislik yapıları açısından stabilite problemi oluşturmaktadır.

Koheziv yani ince taneli malzeme, boyutu 50μm'den küçük olan silt ve killeri içermektedir. İnce taneli zeminlerde tane boyutuna bağlı olarak elektrokimyasal kohezyonun derecesi Çizelge 4.1'de verilmiştir. Tane küçüldükçe, tanenin yüzey alanının kütlesine oranı olarak tanımlanan spesifik yüzey alanı artmakta ve bu yüzden kohezyonu artmaktadır.

Çizelge 4.1 Tane boyutunun kohezyonla ilişkisi (Mehta ve Lee [103])

Boyut Aralığı (μm)	**Sınıflandırma**	**Kohezyonun Nitelik Derecesi**
> 62.5	Kaba	kohezyonsuz
62.5 - 40	Kaba silt	Pratikte Kohezyonsuz
40 - 20	Kaba silt	Tane boyutunun azalmasıyla kohezyon artışı önemli
20 - 2	Orta ve ince Silt	Kohezyon önemli
2 - 0.1	Kaba,Orta ve İnce Kil	Kohezyon çok önemli

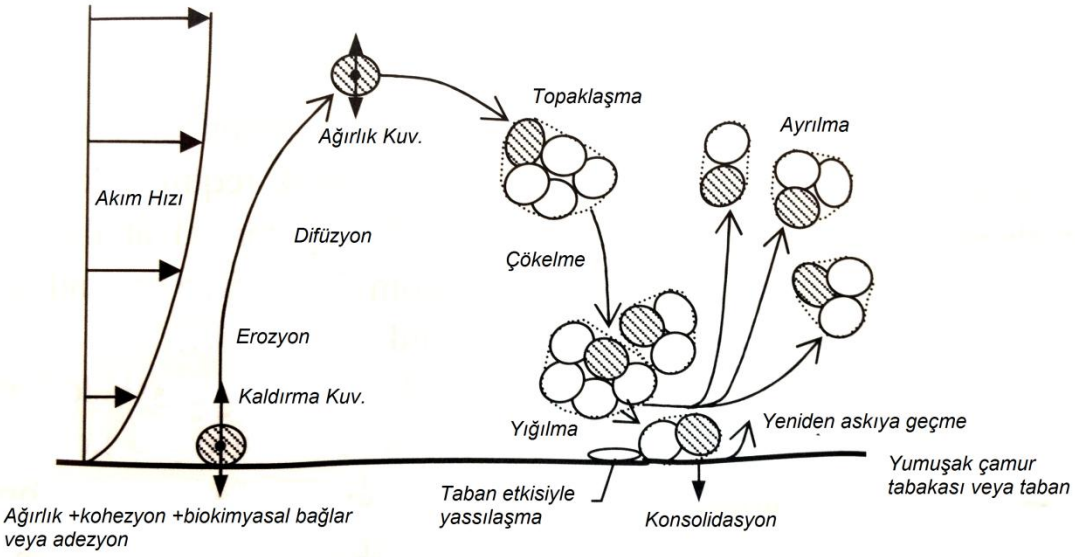
İnce taneli zeminlerin mühendislik davranışının, büyük oranda içerdikleri su muhtevasına bağlı olarak değişiklik gösterdiği bilinmektedir. Killi bir zeminin kıvamı, yalnızca içindeki su miktarı arttırılarak çok katı kıvamdan viskoz bir sıvı kıvamına kadar çok geniş bir aralık içinde değişebilmektedir. Buna bağlı olarakta mukavemet, yük altında şekil değiştirme ve sıkışma gibi mühendislik özelliklerinde büyük farklılıklar meydana gelmektedir. İnce taneli zeminlerin mühendislik özelliklerine ve su

muhtevasına bağlı olarak meydana gelen değişiklikler, esas olarak taneleri oluşturan minerallerin kristal yapısına, zeminin arazideki çökelme koşullarına ve boşluklardaki zemin suyunun kimyasal özelliklerine bağlı olmaktadır (Özaydın [104])

Koheziv sediment taşınımı, sadece oluşan hidrodinamik kuvvetler (sürükleme, kaldırma kuv. gibi) ve elektrokimyasal kuvvetler (van der Walls bağları, kolombik etkileşimler gibi) değil biyolojik kuvvetler tarafından da yönetildiği için oyulma özelliklerinin belirlenmesi oldukça zordur. (Black vd. [105])

Koheziv zeminlerin oyulma oranı sadece tane büyüklüğüne ve taban kayma gerilmesine değil, taban malzemesinin mineral bileşimine, gözeneklerin ve oyulmayı oluşturan suyun kimyasına, sıcaklığa ve daha birçok faktöre bağlıdır. (Raudkıvı ve Hutchison [106])

Kohezyonlu tabanda taşınım süreci erozyon, yeniden askıya geçiş, türbülans difüzyonu ve karışımı, çökelme ve yığılma, deformasyon ve konsolidasyon gibi yumak özelliklerini içermektedir (Mehta [107], Şekil 4.1).



Şekil 4.1 Topaklanma sürecine bağlı olarak koheziv zeminin taşınım bileşenleri (Mehta [107])

4.1 İnce Taneli (Koheziv) Zeminin Genel Özellikleri

Killi zeminlerin tanelerini oluşturan minerallerin ince plakalardan oluşan bir kristal yapısına sahip oldukları belirlenmiştir. Bu plakaların genişlik, uzunluk ve kalınlık oranları mineral yapılarına bağlı olarak farklılıklar göstermektedir. Plaka şeklindeki kil tanelerinin yüzeylerinde negatif elektrik yükleri, kenarlarında ise negatif veya pozitif

elektrik yükleri bulunmaktadır. Su molekülleri ise bir ucu negatif bir ucu pozitif elektrik yüklü çift kutuplu bir karaktere sahiptir. Ayrıca zemin suyu içinde bulunabilecek kimyasal maddeler, negatif (katyonlar) veya pozitif (anyonlar) elektrik yüklü olabilmektedir. Kil tanelerinin yüzeyinde ve su molekülleri ile kimyasal maddelerde birbirinden farklı elektrik yüklerinin mevcut olması sonucunda aralarında elektriksel çekim ve itki kuvvetleri ortaya çıkmaktadır. Bu kuvvetlerin şiddeti büyük oranda tanelerin mineral yapısına bağlı olmaktadır. (Özaydın [104])

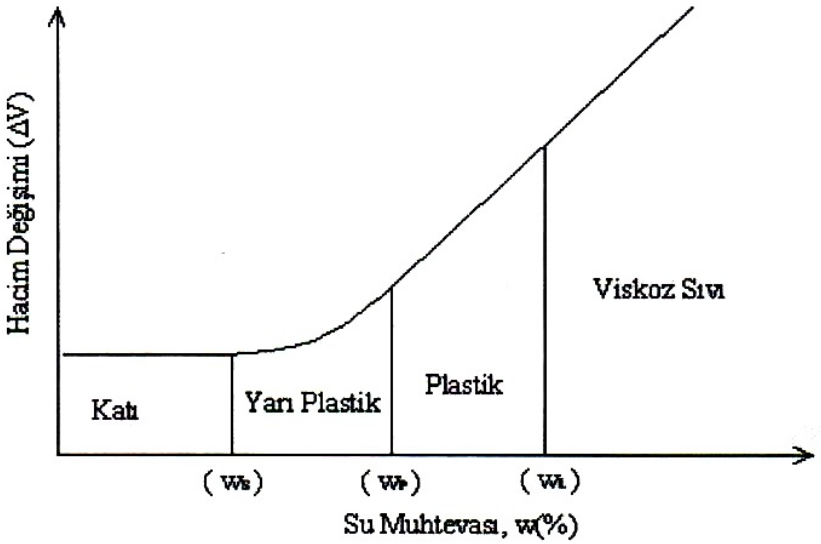
Elektriksel çekim kuvveti sonucu su molekülleri kil tanelerinin yüzeyine yapışmakta ve tanelerin yüzeylerinin adsorbe bir su tabakası ile kaplanmasına yol açmaktadır. Adsorbe su, yüksek viskoziteye ve yoğunluğa sahip olmakla beraber tane yüzeyinden uzaklaştıkça elektriksel kuvvetlerin şiddeti uzaklığın karesi ile ters orantılı olarak azaldığı için, özellikleri değişmekte ve belli bir uzaklıktan sonra boşluklardaki serbest suya dönüşmektedir. Zeminin düşük su muhtevalarına sahip olduğu durumlarda taneler arasında adsorbe su tabakaları ile temas meydana gelmekte ve bu su tabakasının sahip olduğu yüksek viskoziteden dolayı tanelerin birbirine göre hareketi zorlaşmaktadır (Zemin katı bir kıvamdadır). Zeminin su muhtevası arttıkça taneler birbirinden uzaklaştığı için adsorbe su tabakaları arasında temas kaybolmakta, taneler birbirine göre daha kolay hareket edebilmekte ve zemine istenen şeklin verilmesi kolaylaşmaktadır (Dolayısıyla zemin plastik bir kıvama gelmiş olmaktadır). Su muhtevasının çok yüksek değerlerinde ise çok küçük olan kil taneleri su içinde bir süspansiyon haline gelmektedir. (Özaydın [104])

İnce taneli zeminlerde su muhtevasına bağlı olarak meydana gelen bu değişimleri deneysel olarak saptayabilmek için bazı sınır su muhtevası değerleri tanımlanmıştır. Kıvam limitleri olarak isimlendirilen bu sınır değerlerini belirlemekte kullanılan deney yöntemleri Atterberg (1911) tarafından geliştirilmiştir. Likit limit (w_L), plastik limit (w_P), ve büzülme limiti (w_S) olmak üzere başlıca üç ayrı kıvam limiti tanımı kullanılmaktadır (Şekil 4.2) (Özaydın [104]).

Likit limit (w_L) : Zeminin viskoz bir sıvıdan plastik bir kıvama dönüştürüldüğü su muhtevası.

Plastik limit (w_P) : Zeminin plastik bir malzemeden yarı plastik bir malzemeye dönüştüğü su muhtevası.

Büzülme limiti (w_S) : Zeminin yarı bir plastik malzemeden katı bir malzemeye dönüştüğü su muhtevası (Özaydın [104]).



Şekil 4.2 Zeminlerde Su Muhtevası-Hacim Değişimi Davranışı ve Kıvam Limitlerinin Tanımlanması (Özaydın [104])

Şekil 4.2 incelendiğinde likit limit değerine kadar su muhtevası değişimleri ile hacim değişimi arasında doğrusal bir ilişki varken likit limit ile plastik limit arasında bu ilişki doğrusal olmaktan uzaklaşmakta, büzülme limitinden sonra ise zeminin hacmi sabit kalmaktadır. Likit limit ile plastik limit arasında kalan su muhtevalarında zemin plastik davranış gösterdiği için bu iki limitin farkı plastisite indisi olarak tanımlanmaktadır. Plastisite indisi, zeminin plastik davranış gösterdiği su muhtevaları aralığının genişliğini göstermektedir.

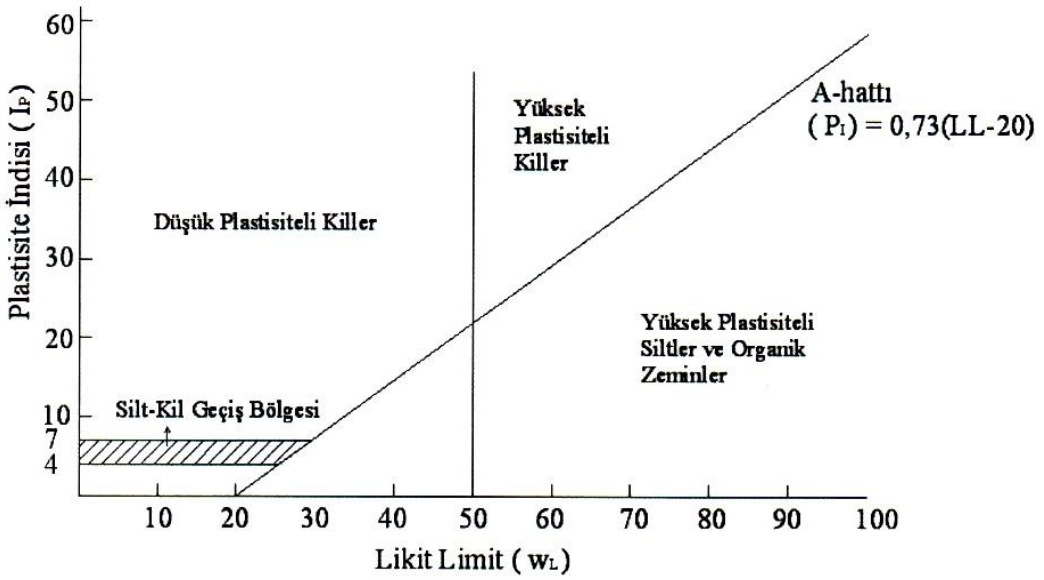
Likitlik indisi (I_L) Attersberg limitlerine bağlı olarak zeminin mevcut su muhtevasını ölçmektedir ve (4.1) denklemiyle tanımlanmıştır.

$$I_L = \frac{W - W_p}{W_L - W_p} \tag{4.1}$$

Likitlik indisi 1'den büyükse zemin viskoz veya visko-elastik kıvamında, 0 ile 1 arasında ise plastik kıvamda, 0'dan küçükse katı kıvamdadır. Likitlik indisinin 1'den küçük olduğu zeminler erozyona karşı daha dirençliyken, likitlik indisinin 1'den büyük olduğu zeminler kolayca erozyona uğramaktadır.

Zeminin plastisitesinin bir ölçüsü olarak, likit limit ve plastisite indisi birlikte değerlendirilmektedir. Şekil 4.3' te verilen Casagrande plastisite kartında, likit limit ve plastisite indisine göre zemin plastisitesi belirlenerek zeminler sınıflandırılmıştır. Genel

olarak zeminin plastisitesi arttıkça sıkışma ve şişme potansiyeli artmakta, su geçirgenliği azalmaktadır. (Özaydın [104])



Şekil 4.3 Casagrande Plastisite Kartı (Özaydın [104])

Plastisite indisi 10'dan küçük olan zeminler kohezyonsuz olarak sınıflandırılmaktadır Ancak bu kriter zeminin davranışını tanımlamakta yetersiz kalmaktadır (Hanson [108]).

İnce taneli zeminlerin plastisite indisinin kil yüzdesine oranı aktivite katsayısı olarak tanımlanmaktadır. Aktivite katsayısı zemin içerisindeki kil minerallerinin cinsi hakkında fikir vermektedir. Kaolinin aktivite katsayısı 0.38, İllitin aktivite katsayısı 0.90 ve montmorillonitinki ise 7.20 olarak belirlenmiştir. Aktivite katsayısı 0.75'den küçük olan killer aktif olmayan killer, 0.75 ile 1.25 arasında olanlar normal killer, 1.25'ten büyük olanlar ise aktif killer olarak kabul edilmektedir. (Özaydın [104])

Bilinen üç önemli kil minerali kaolin, illit ve montmorillonittir. Kaolinden montmorillonite doğru gittikçe boyutları azalmakta ve ölçülen katyon değişim kapasitesine (CEC) göre fizikokimyasal aktivitesi artmaktadır. (Çizelge 4.2)

Farklı bir kaynak olan Dade ve Nowell [109] deniz ile ilgili çalışmalarda kullanılan killerin özellikleri verilmiştir (Çizelge 4.3). Montmorillonit, Smektit olarak belirtilen mineral grubunun en çok bulunan/bilinen mineralidir. Literatürde her iki kullanımda mevcuttur.

Çizelge 4.2 Kil minerali özellikleri (Partheniades [80])

Kil Minerali	**İç boyutları (mikron)**	**Kalınlık (mikron)**	**Birim alan (m^2/gm)**	**CEC (meq/100g)**
Kaolin	0.1-4	0.05-2	10-20	3-15
İllit	0.1-daha fazla	0.03	65-100	10-40
Montmorillonit	1-2	0.01-1/100 genişlikte	840	80-150

Çizelge 4.3 En çok bilinen killlerin özellikleri (Dade ve Nowell [109])

Özellik	**Kaolin**	**Klorit**	**Smektit**	**İllit**
Plaka Çapı (μm)	0.1- 4	1-4	0.01-0.1	0.03-0.3
Plaka Kalınlığı (μm)	0.05-2	0.03	□□0.01	0.02
Spe. Yüzey Alanı (m^2/kg)	10^3-10^4	10^4	10^4-10^5	10^4-10^5
Özgül kütle (kg/m^3)	2,600-2680	2,600-2960	2,200-2,700	2,760-3,000

Koheziv sediment; heterojen, partiküler ve katı, sıvı ve gaz fazlarda gözenekli yapıdan oluşmaktadır (Hillel [110], Winterwerp ve van Kesteren [58]). Katı faz inorganik ve organik granüler malzemeden oluşmaktadır. Sıvı fazı ise çoğunlukla sedimentin önemli bir kısmını oluşturan sudur. Konsolide olmamış zeminlerin yüzeyinde su miktarı katı miktarını aşabilir. Gaz fazı ise nehir kenarlarındaki sedimentte bulunabilmekte, ancak katı gibi her yerde görülmemektedir. Daha çok zemin içindeki organik maddelerin organik ayrışmasıyla oluşmaktadır. (Gebert vd [111], Sanders vd. [112])

Koheziv zemin, taneler arasında oluşan elektrokimyasal kuvvetlerden dolayı yumaklaşmaktadır. Middleton [113], kalsiyum ve magnezyuma doygun olan killerin genellikle yumaklaştığı ve bu yüzden zemin agregalarını birarada tutmakta sodyuma doygun olan killerden daha etkili olduğunu belirlemiştir.

Kohezyonlu zeminde oyulma kohezyonsuz zeminde oluşan oyulmaya göre oldukça karmaşık bir yapıya sahiptir. Koheziv malzemenin oyulması, boşluklar arasındaki etkileşim ile zemin yapısı arasındaki karışık ilişkiye dayanmaktadır. (Heinzen [114])

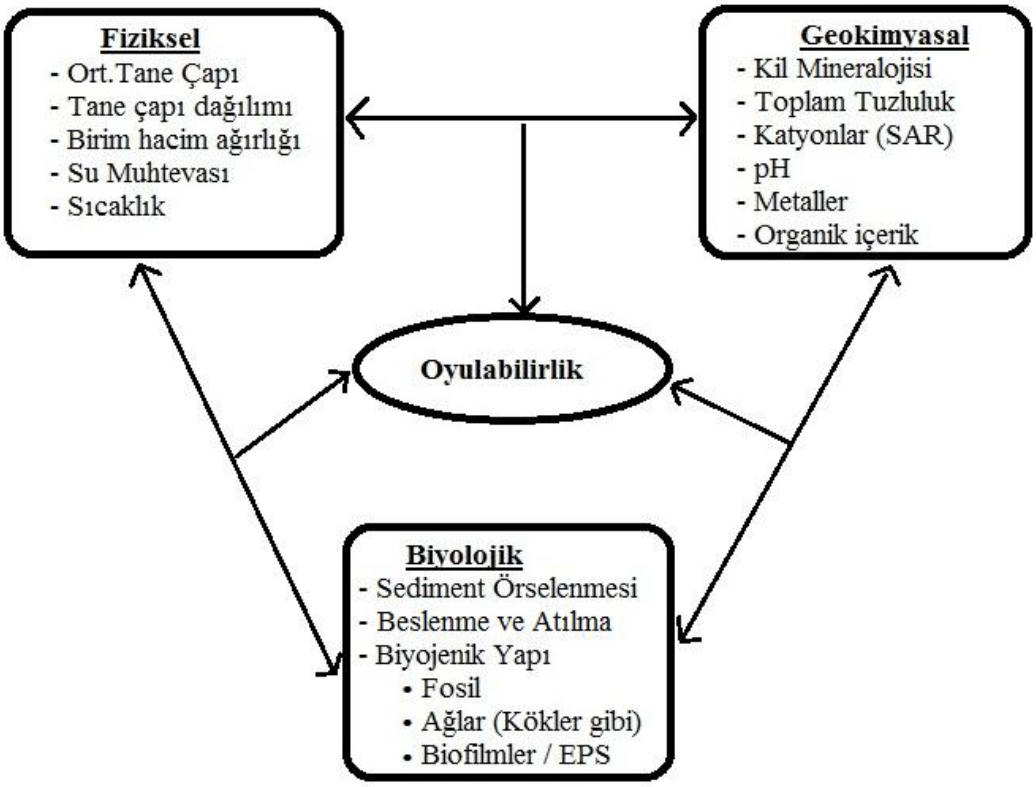
Çalışmalar koheziv zeminin oyulabilirliğini aşağıdaki altı faktöre bağlamıştır: (Heinzen, [114])

- Zemin içindeki kilin tipi ve miktarı.
- Boşluklarda yer alan sıvının kimyasal bileşimi.

- Organik madde veya diğer bağlayıcıların varlığı.
- Tane boyut dağılımı.
- Zeminin tiksotropisi ve gerilme geçmişi.
- Sıcaklık, pH ve zeminin su muhtevası.

Doğal koheziv sedimentlerin oyulabilirliği fiziksel yapısına ve alt bileşenlerinin birbirini etkilemesine bağlıdır. Koheziv sediment ilk olarak yığılma ve askıdaki malzemenin konsolidasyonuyla oluşur. Su içerisinde topaklaşma ve yumaklaşma oluşur. Bu nedenle yumaklaşmaya neden olan askıdaki malzemenin adezyonu ve kohezyonunu etkileyen faktörler, direk olarak zeminin oyulabilirliğini de etkilemektedir. Sediment özellikleri zaman ve belirli alan içinde aynı kalmayabilir. Bu yüzden oyulabilirliği ve malzeme yapısını etkileyen yığılma sonrasında malzeme özelliklerinin nasıl değiştiğinin farkında olmak gerekmektedir (Grabowski vd. [61]). Fiziksel, kimyasal ve biyolojik özelliklerin oyulabilirliğe etkisi incelenmelidir (Şekil 4.4). Bu özellikler dinamik olarak birbiriyle bağlantılıdır. Doğal zeminler için oyulabilirliğe herbirinin tek tek etkisi, özellikler arasındaki bağlantılara da bağlıdır.

Kohezyonsuz zeminde kritik kayma gerilmesi tane çapına bağlıdır. Kohezyonlu zeminin kritik kayma gerilmesi ise tane çapına değil Çizelge 4.4'te görülen birçok faktöre bağlıdır. Kohezyonlu zeminde oyulmayı etkileyen faktörler ve bu faktörlerin ne yönde etkilediği Briaud vd. [60] tarafından Çizelge 4.4'teki gibi özetlenmiştir. Çizelge 4.5'te ise koheziv zeminin oyulabilirliğinde temel zemin özelliklerinin rölatif etkisi ve bu özelliklerle oyulmanın nasıl değiştiği özetlenmiştir (Grabowski vd. [61]).



Şekil 4.4 Oyulmayı etkileyen zemin özellikleri ve süreçler (Grabowski vd. [61])

Çizelge 4.4 Kohezyonlu Zeminlerin Oyulabilirliğini Etkileyen Faktörler (Briaud vd. [60])

Bu parametre arttığında	Oyulabilirlik
Zemin Su muhtevası	*
Zemin Birim Ağırlığı	Azalır
Zemin Plastisite İndeksi	Azalır
Zemin Drenajsız Kayma Gerilmesi	Artar
Zemin Boşluk Oranı	Artar
Zemin Şişmesi	Artar
Zemin Ort. Tane Boyutu	*
Zeminin 200 nolu Elekten geçen %	Azalır
Zemin Kil Mineralleri	*
Zemin Dispersiyon oranı	Artar
Zemin Sodyum Absorbsiyon Oranı	Artar
Zemin pH	*
Zemin Sıcaklığı	Artar
Su Sıcaklığı	Artar
Suyun Kimyasal Bileşimi	*

* Bilinmiyor

Çizelge 4.5 Kohezyonlu zeminlerin oyulabilirliğinde temel zemin özelliklerinin rölatif etkisi (Grabowski vd. [61])

	Zemin Türü	Oyulabilirlik ölçümü	Ölçümle ilişkisi	Rölatif Etkisi	Özellik aralığı	Referans
***Tane Boyutu**						
Laboratuar	A,S	Eşik	-	100-600%	5.7-125 μm	Roberts vd. [115]
Arazi	N, M_m	Eşik	-	200%	5-90 μm	Thomsen ve Gust [116]
***Kil Muhtevası**						
Laboratuar	A,M_m+S	Eşik	+	50-90%	0-50% (w/w)	Panagiotopoulos vd. [117]
Arazi	N, M_e	Oran	-	2 b.	4-35% (w/w	Houwing [118]
***Özgül Kütle**						
Arazi	N,$M_{l,e,m}$	Eşik	+	700%	800-2000 kg/m^3	Amos vd. [119]
Arazi	N, M_e	Eşik	+	200%	1100-1700 kg/m^3	Bale vd. [120]
***Tuzluluk**						
Laboratuar	A,C	Eşik	+	450%	0.1-5 ppt	Kandiah [121]
Arazi	N,$M_{f,e}$	□	-	6000%	0.14-10 mS/cm	Debnath vd. [122]
***SAR**						
Laboratuar	A,C	Eşik	-	900%	2-80 $(meq/l)^{0.5}$	Kandiah [121]
***Organik içerik**						
Arazi	N,M_l	Eşik (□$_{AC}$□)	+	400%	8-24% LOI	Righetti ve Lucarelli [123]
***Zemin Örselenmesi**						
Arazi	N,M_e	Eşik	-	70%	0-206 ind/m^2	Sgro vd. [124]
		Oran	+	1-2 b.		
***Beslenme ve Atılma**					0-80% atık	Andersen vd.
Arazi	N,M_e	Oran	+	>%1000	(w/w)	[125]
***Fosil**						
Laboratuar	N,M_e	Eşik	+	3-22%	var/yok	Fernandes vd. [126]
		Oran	+	30-67%		
Laboratuar	N,M_e	Eşik	-	67%	0-3000 ind/m^2	Widdows vd. [127]
		Oran	+	1 b.	100-1200 ind/m^2	
***Biofilm ve EPS**						
Arazi	N,M_e	Oran	-	2 b.	Klorofil a	Sutherland vd. [128]
					Kütle karbon	
Arazi	N,M_e	Eşik	+	>1 b.	Kollodial karb.	Friend vd. [129]
Laboratuar	N,M_m	Eşik	+	120%	Diatom	Lundkvist vd. [130]
			+	20%	Bakteri	

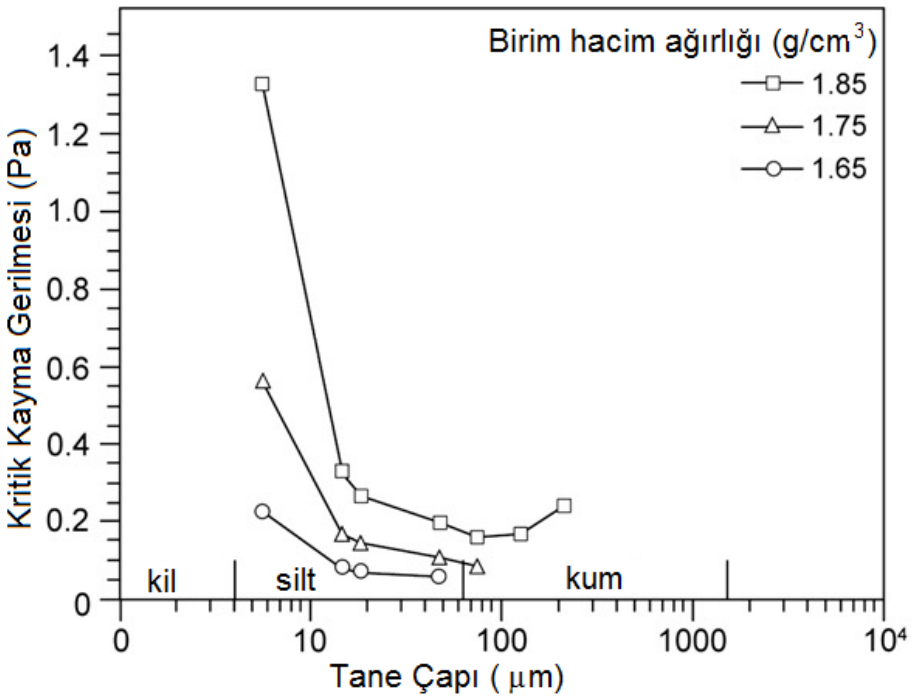
Çizelge 4.5'te A=yapay, N= doğal koheziv sediment, C= Kil, M= Çamur (e=nehir ağzı, l=göl, f=nehir,m=deniz), S= kum olarak verilmiştir.

4.1.1 Oyulmayı Etkileyen Fiziksel Faktörler

Zeminin fiziksel özellikleri, koheziv zeminin oyulabilirliğini etkileyen faktörlerden en çok araştırılanıdır. Oyulabilirliği etkileyen bu fiziksel özellikler; ortalama tane boyutu, tane boyut dağılımı yani kil muhtevası, özgül kütlesi ve su muhtevasıdır.

Ortalama Tane Boyutu

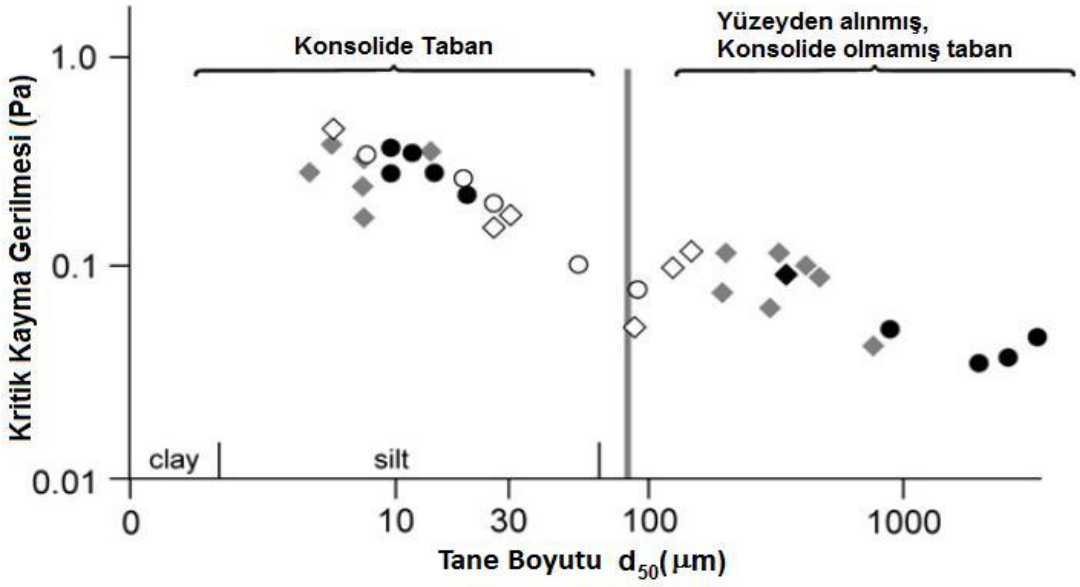
Yapılan birçok laboratuar çalışmasında tane boyutunun oyulmaya başlama sınırını nasıl etkilediği araştırılmış, ancak kohezyon etkisini minimize etmek için daha çok koheziv olmayan malzeme üzerine yoğunlaşılmıştır. Bu çalışmaların çoğunda tane boyutuyla oyulmaya başlama sınırı arasında pozitif korelasyon belirlenmiştir. Bu konuda dikkate değer istisna bir çalışma, saf silisli kum için kritik kayma gerilmesi değerlerini Postma diyagramındaki gibi belirleyen Roberts vd. [115] tarafından yapılmıştır. (Şekil 4.5) Bu çalışma 20μm'den küçük olan ince taneler için tane boyutu ve kritik kayma gerilmesi arasında negatif korelasyon olduğunu belirtmiştir. Yazarlar silt boyutundaki kuvars minerallerinin koheziv gibi davrandığı sonucunu çıkarmışlardır. Ancak bu çalışmada belirtilen taneler arasındaki çekim, kuvars taneleri arasındaki kohezyondan ziyade organik malzemeden kaynaklandığı belirtilmiştir (Johnson vd. [131], Lick vd. [132]).



Şekil 4.5 Koheziv olmayan silisli kum için Kayma Gerilmesi
(Roberts vd. [115], Grabowski vd. [61])

Özgül kütleyi artırmak için kullanılan uzun konsolidasyon süreleri, kuvars tanelerinin erozyon sınırını arttırdığı belirlenen mikrobiyal büyümeye ve EPS (hücredışı polimerik maddeler) yapılanmasına sebep olmaktadır.(Dade vd. [133])

Thomsen ve Gust [116], yaptıkları arazi çalışmasıyla doğal deniz kili için kritik kayma gerilmesi ile ortalama tane boyutu arasında negatif korelasyon belirlemiştir (Grabowski vd. [61]) (Şekil 4.6). Bu çalışma, yüzeysel zemin tabakası olarak tanımlanan hem konsolide olmuş hem de konsolide olmamış zeminler için yapılmıştır. Konsolide olmamış zeminler için; tane boyutuyla erozyona başlama sınırının sürekli azalması; tane boyutuyla porozite ve organik içerik artarken, zeminin yoğunluğundaki azalmaya bağlıdır (Droppo vd. [134]). Bununla beraber tane boyutu ve yumak yoğunluğunun doğru orantılı olduğu yerlerde, tane boyutuyla koheziv zeminin stabilitesinde artma görülebilmektedir. (Lau ve Droppo [135], Droppo vd. [136]). Yığılma sırasında su kolonunda askıdaki malzeme kesmeye maruz kalırken, bu durum hareketsiz yığılmış tabana göre koheziv tabanın oyulmaya karşı daha dirençli olmasına neden olmaktadır. Kayma gerilmesi altında üste yerleşen taneler daha büyük ve yoğun olduğundan oyulma için daha büyük kritik kayma gerilmesi gerektirmektedir. Yani etkili tane boyutu, hangi boyuttaki tanelerden oluştuğuna göre şartlara bağlı olarak oyulmayla negatif yada pozitif bağlantılı olabilir.

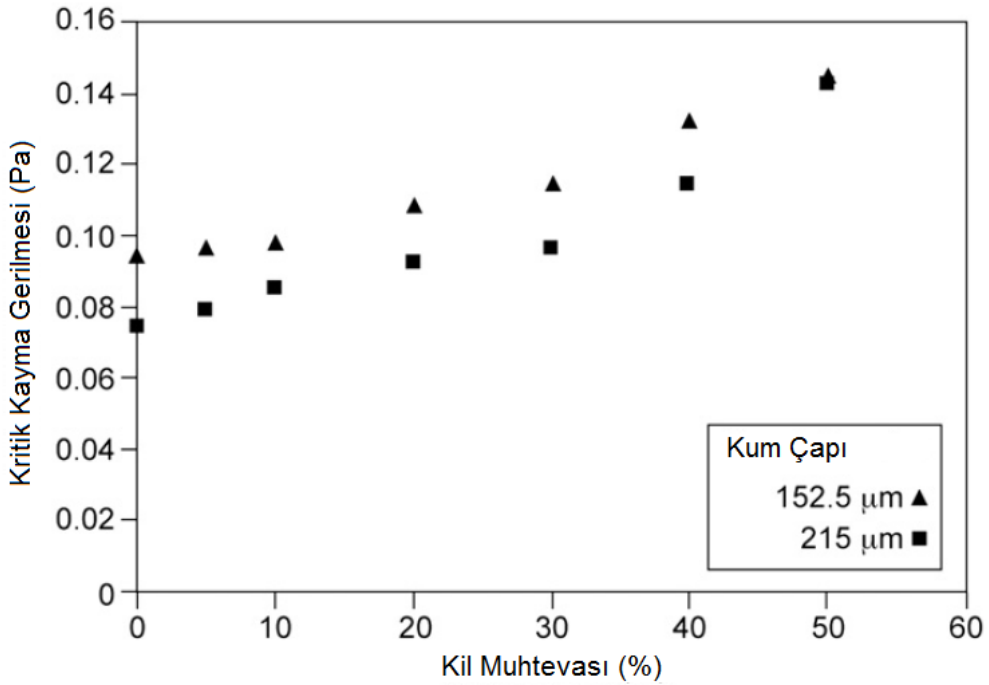


Şekil 4.6 Konsolide ve konsolide olmamış deniz sedimenti için Kritik Kayma Gerilmesi Medyan Tane Boyutu ilişkisi (Thomsen ve Gust [116], Grabowski vd. [61])

Tane Boyutu Dağılımı (Kil ve kum Muhtevası)

Zemini ortalama tane boyutuyla tanımlamak oldukça pratik olsada, doğal koheziv zeminler belli bir tane boyutu aralığından oluşmaktadır. Aslında farklı boyutlardaki tanelerin rölatif oranları zeminin oyulabilirliğini etkileyebilmektedir. Kum tabana kil ilave edildiğinde, zemini erozyona karşı daha dirençli hale getirmektedir (Mitchener ve Torfs [137]; Panagiotopoulos vd. [117], Grabowski vd. [138]) (Şekil 4.7). Şekil 4.7'te iki farklı tane boyutlu kum ile doğal elenmiş haliç çamuru karıştırılarak elde edilen karışımlarda deneyler yapılmıştır.

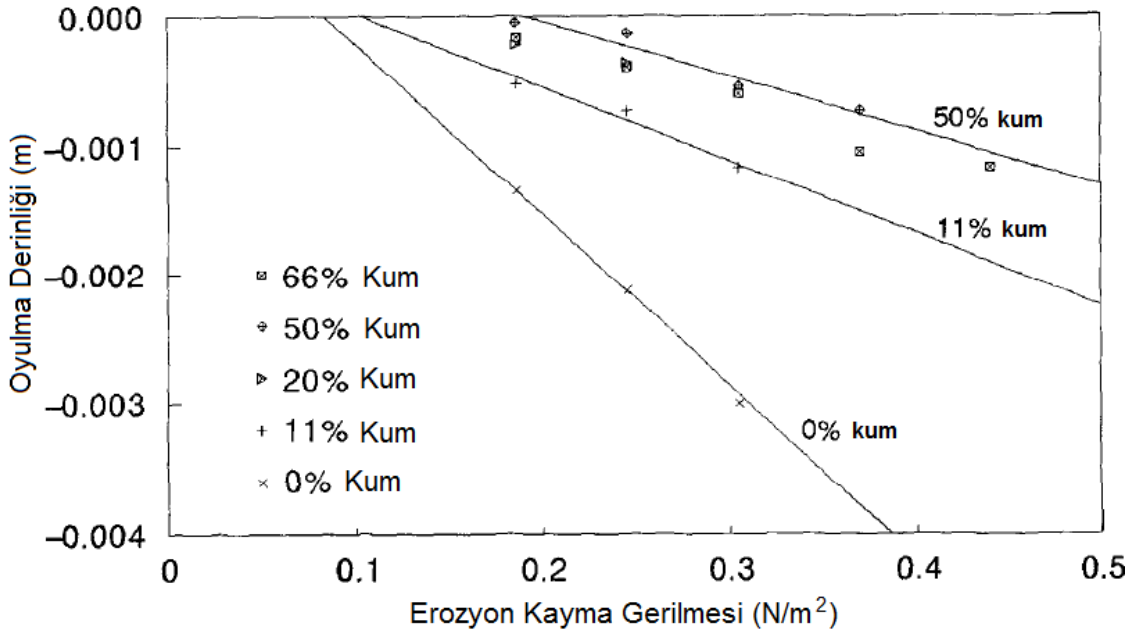
Kil/kum adezyonu, kil kohezyonu ve hidrodinamik olarak pürüzsüzleşmenin kombinasyonu oyulmanın başlama sınırında artışa neden olmaktadır. Düşük kil muhtevalarında, küçük kil mineralleri kum taneleri arasındaki boşlukları doldurarak daha düzgün bir yüzey oluşturur ve böylece oyulması daha da zorlaşır. Lick vd. [132] yapılan deneysel çalışmada %2 bentonit gibi düşük kil muhtevasında; koheziv olmayan taneler birbirine yapıştırarak, kil partiküllerinin silt ve kum boyutundaki taneleri kapladığı öne sürülmüştür. %4-10 gibi yüksek kil muhtevasında ise sedimentin yapısal sistemini; kum tanesi sisteminden kil minerali sistemine değiştirmektedir. Yani koheziv olmayandan koheziv zemine değişmesi sağlanmaktadır (Van Ledden vd. [139], Winterwerp ve Van Kesteren [58]).



Şekil 4.7 Yapay zemin karışımı için kil muhtevasının fonksiyonu olarak kritik kayma gerilmesi (Thomsen ve Gust [116] , Grabowski vd. [61])

%30-50'nin üzerinde saf kile yaklaşan karışımlarda, birim hacim ağırlıktaki azalmadan dolayı erozyon sınırının düştüğüne inanılmaktadır. Farklı türdeki saf kil mineralleri ve doğal çamurlar için kayma gerilmesiyle kil muhtevasının pozitif korelasyonu kanıtlanmıştır. Kumlu zeminlerde kil muhtevasının dengeleyici etkisi çok yaygın olarak bilinmektedir. Kayma gerilmesinin kil mineralojisinden de etkilendiği bilinmektedir. Torfs [140] yaptığı çalışmasında kuma eklediği montmorillonitte, kaolin ve doğal deniz çamuruna göre daha düşük kritik kayma gerilmeleri elde etmiştir.

Mitchener veTorfs [137] yapay bir zemin için kum muhtevasının %0 ile 60 aralığında kritik oyulma kayma gerilmesi ile oyulma derinliği arasındaki ilişkiyi araştırmıştır. Şekil 4.8'den görüldüğü gibi kumun varlığı hem yüzeyin erozyon kayma gerilmesini artırmış hem de uygulanan kayma gerilmesinde zeminin oyulma derinliğini azaltmıştır. Kum tabanlar için erozyon kayma gerilmesi sadece kil tabana göre derinlikle daha hızlı artmaktadır.



Şekil 4.8 Yapay zemin karışımı için Erozyon kayma gerilmesi profilleri (Mitchener ve Torfs [137])

Tane boyutu dağılımının oyulabilirik üzerindeki etkisinin araştırıldığı birçok çalışma kil muhtevasına odaklanan laboratuvar çalışmalarıdır. Bu çalışmalar arazi çalışmalarıyla da desteklenmiştir. Bu konuda en çok bilinen çalışmalardan biri olan Houwing [118]'da, kil muhtevasının artmasıyla (%4-35) oyulma oranının iki kat azaldığı belirtilmiştir. Gerbersdorf vd. ([141],[142])'de ise kritik kayma gerilmesi ve kum muhtevası arasında

negatif korelasyon bulmuşlardır. Molinas ve Hosny [143]'de kumlu tabanlarda kil muhtevasının %40'a kadar artmasıyla oyulma derinliğinin azaldığı ve oyulma hacminin de kil muhtevasının artmasıyla azaldığı belirlenmiştir.

Sıcaklık

Yapılan ampirik çalışmalarla, zemindeki oyulabilirlikle sıcaklığın pozitif korelasyonda olduğu kuramlaştırılmıştır. Homejen kil kullanılarak yapılan laboratuar deneylerinde oyulma oranının ve oyulma derinliğinin sıcaklıkla değiştiği belirtilmiştir.

Oyulabilirliğe sıcaklığın etkisini açıklamak için iki farklı hipotez vardır. Birincisi; sıcaklıkla partiküller arasındaki bağların zayıflaması ve oyulmanın artmasıdır (Mehta ve Parchure [144]). Bu hipotez sıcaklıktaki artmayla zeminin gücünün azaldığını gösteren daha önceki çalışmalarla da (Grissinger [145], Zreik vd. [146]) desteklenmektedir. İkincisi ise; sıcaklığın artışı tabanda hızı artıran ve yüksek permabiliteye katkıda bulunan boşluk suyunun viskozitesini azaltmasıdır (Winterwerp ve van Kesteren [58]). Kelly ve Gularte [98], homojen illit taban için sıcaklığın 10^0C'den 30^0C'ye artmasıyla erozyon oranın 3 kat arttığını belirlemiştir. Zreik vd. [146] deneyler sırasında ortam sıcaklığının değişiminin yüzeyin stabilitesini etkilediğini belirlemişlerdir. Sabit kayma gerilmesinde, tabanda 29^oC'de 20^oC'ye göre daha fazla oyulma derinliği oluşmaktadır. Bu çalışma, akış sıcaklığı 2^oC arttığında oyulmayı %30 arttırdığını göstermiştir (Wynn ve Mostaghimi [147]).

Hoomehr vd. [148] kaolinit ve vermikülit mineralli koheziv zeminlerin oyulma oranının, su sıcaklığının artmasıyla önemli derecede arttığını yaptıkları deneysel çalışmayla belirlemişlerdir. Erozyona suyun sıcaklığının etkisi kil mineralojisi ve zemin yapısı ile değişmektedir. Kaolinde meydana gelen oyulma suyun sıcaklığındaki 7^0C artışla ikiye katlanırken, vermikülitte oluşan oyulma su sıcaklığındaki 15^0c artışla üç katından fazlasına katlanmaktadır. Montmorillonit de oluşan oyulmanın sıcaklıktan etkilenmediği belirlenmiştir. Yani partiküller arası bağların gücü arttıkça suyun sıcaklığının daha az etkisi olmaktadır.

Özgül kütle ve Su Muhtevası

Laboratuar ve arazi çalışmalarında yoğun olarak araştırılan koheziv zeminin oyulabilirliğinde rol oynayan özgül kütle ve su muhtevası zemin içindeki katı-sıvı oranının ölçüsüdür (Rowell [149], Avnimelech vd. [150]). Bu parametreler birbiriyle

ters orantılıdır ve her ikisi de koheziv zemin için konsolidasyon seviyesini gösteren zemin tanelerinin yoğunluk derecesini göstermektedir. Koheziv zeminin oyulabilirliğine özgül kütlenin önemi literatürde oldukça iyi araştırılmıştır. Özgül kütle, sedimentin birim hacim ağırlıdır (gr/cm^3) ve tane ağırlığına, yoğunluk ve su muhtevasına ve hava ceplerinin varlığına bağlıdır.

Özgül ağırlık arttıkça oyulabilirlik azalmaktadır. Başka bir deyişle, yoğun zeminler daha düşük yoğunluktaki zeminlere göre 100 kata kadar daha düşük oyulma oranlarına (Jepsen vd. [151], Lick ve Mcneil [152]) ve 5-8 kata kadar daha büyük oyulma sınırlarına (Bale vd. [153], [120]) sahiptir. Bu da doğal koheziv zeminlerde oyulmadaki derinlikle değişiminin başlıca sebebidir.

Göl, nehir ve deniz çamurları için Amos vd. [119] tarafından kritik kayma gerilmesi ve ıslak özgül kütle arasındaki deneysel olarak elde edilmiş olan ilişki (4.1) denklemi ile verilmiştir.

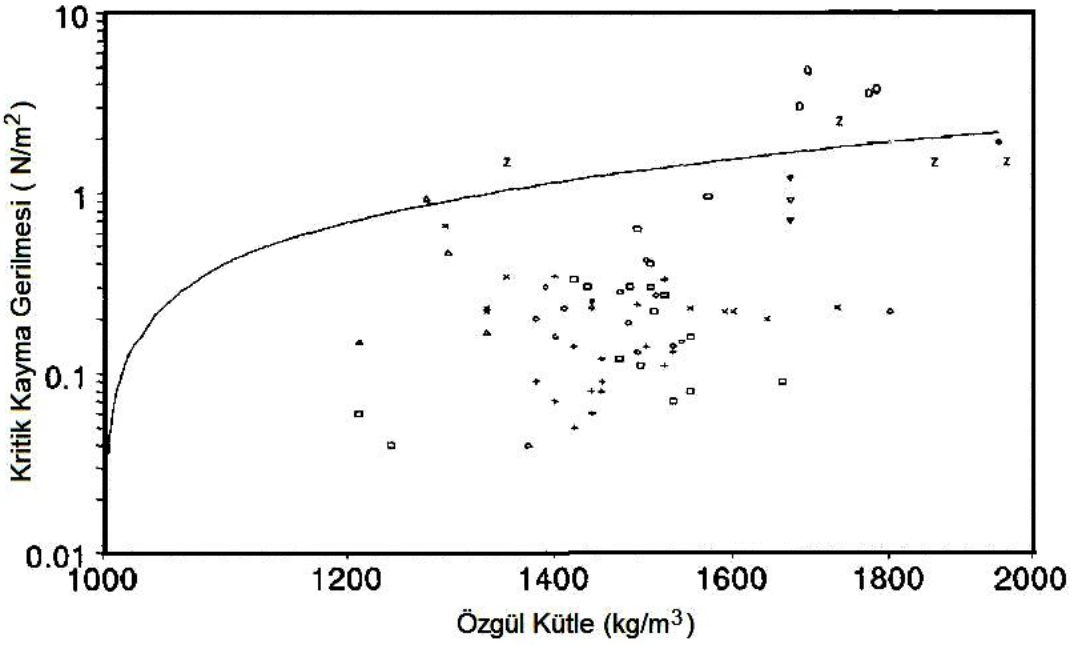
$$\tau_{kr} = 5.44\times10^{-4}\left(\rho_b\right) - 0.28 \qquad (4.1)$$

Burada τ_{kr}, kritik kayma gerilmesi (N/m^2), ρ_b ıslak özgül kütle (kg/m^3) dir. Islak özgül kütle 800-2000 kg/m^3 arasında değişmektedir. 1000 kg/m^3'nin altındaki özgül kütleler zemin içerisinde gaz bulunmasından kaynaklanmaktadır. Zemin içerisinde gaz bulunması da zeminin oyulabilirliğini artırır (Jepsen vd. [154]). Bu denklemin kullanımına zemin içerisinde kum tabakalarının oluşabildiği nehir tabanları gibi yüksek enerjili sistemlerde dikkat edilmelidir (Mcneil ve Lick [155]). Kum kilden daha büyük özgül kütleye ve daha düşük kritik kayma gerilmesine sahiptir (Gerbersdorf vd. [141], [142]).

Mitchener ve Torfs [137] yaptığı çalışmalarında doğal zeminlerde özgül kütle-kritik kayma gerilmesi değişimini incelemiştir (Şekil 4.9). Kritik kayma gerilmesinin zeminin özgül kütlesiyle arttığı görülmektedir. Mineralojisi, boşluk suyu kimyası ve biyolojik etkilerinin her bir zemin için farklı olduğundan, farklı yerlerden temin edilen zeminler ve farklı kil tipleri için farklı eğilimler gösterdiği görülmektedir.

Gilliott [156], Van Ledden vd. [139], Winterwerp ve Van Kesteren [58] gibi birçok araştırmacı aslında koheziv zeminin oyulma davranışını, özgül kütlenin değil kilin direk olarak mekanik özelliklerini etkilediği için su muhtevasının belirlediğini iddia etmiştir. Su muhtevası, birim ağırlıktaki zeminin su miktarının ağırlık ölçümüdür. Kil

kayma gerilmesine maruz kaldığında, özellikle plastik deformasyon ve viskoz akım gibi çeşitli şekillerde cevap verebilir (Gilliot [156]). Konsolide olmuş killer plastik deformasyona uğrar. Aşıldığında zeminin sabit gerilme altında sürekli deformasyona uğradığı akma sınırına kadar malzeme gerilmeye cevap vermez. Bu davranış su muhtevasının değişimiyle değişmektedir. Bu değişimi Atterberg limitleri tanımlamaktadır. Plastik davranış için Plastik limit (w_P) minimum su muhtevasını ve likit limit (w_L) maksimum su muhtevasını tanımlamaktadır (Grim [157]). Çok konsolide olmuş nehir ağzı zeminlerinin likitlik indisi 1'den küçük ve oyulmaya karşı daha dirençliyken; yeni yığılmaya başlamış zemin ve yüzeysel agrega tabakaları gibi konsolide olmamış zeminlerin likitlik indisi 1'den büyüktür ve kolayca oyulma oluşabilir (Amaryan [158], Bale vd. [120]). Fakat, bu genelleştirme bütün doğal ince zeminler için geçerli olmayabilir. Amos vd. [159] yüksek su muhtevalarındaki (yani düşük ıslak birim hacim ağırlığındaki) göl zemini için dikkat çekecek derecede yüksek oyulma sınırları saptamışlardır.

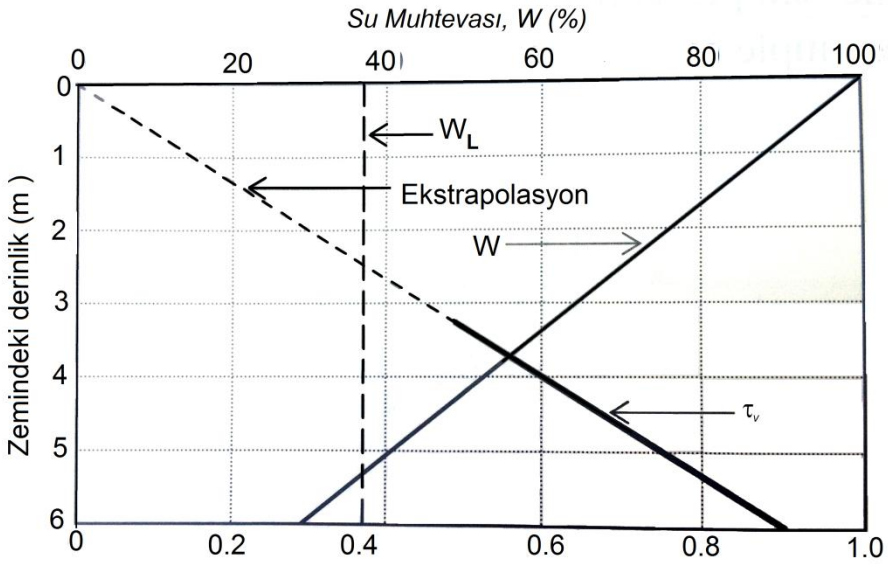


Şekil 4.9 Doğal örselenmemiş zeminlerde erozyon için kritik kayma gerilmesi özgül kütle ilişkisi (Mitchener ve Torfs [137])

Plastisite indisi (W_L-W_P) ve zeminin aktivitesi (W_P/kil muhtevası) gibi parametreler sırasıyla zeminin plastik davranışı ve kil muhtevası hakkında ek olarak bilgi sağlamaktadır (Grim [157], Whitlow [160]). Bununla birlikte Partheniades [161]'e göre; plastik kil minerali suyun kimyasına bağlı olarak hareket eden su altında çok daha

kolay oyulduğu bilinirken, zemin yüzeyinin oyulabilirliğinin tahmin edilmesi için bu ölçümlerin faydası tartışmaya açıktır.

Şekil 4.10'da çamurun su muhtevasının (w) ve Vane kesme Mukavemetinin (τ_v) derinlikle değişimi görülmektedir. Likit limiti (W_L) aşan su muhtevalarında zeminin üst tabakaları zayıf olduğundan, Vane Kesme Mukavemeti aletler ile belirlenememiştir. Bu yüzden kayma gerilmesi-derinlik çizgisi tahmin edilmiştir (Mehta [107]).



Şekil 4.10 Siltli kil için yapılan Vane kesme testinin sonuçları (Lambe ve Whitman [162], Mehta [107])

4.1.2 Oyulmayı Etkileyen Kimyasal Faktörler

Zeminin kimyasal özellikleri tanelerin elektro-kimyasal çekimlerini etkilemektedir. Literatürde oldukça az araştırılan zeminin oyulabilirliğini etkileyen bu kimyasal özellikler tane mineralojisini, su kimyasını ve organik muhtevayı kapsamaktadır.

Kil mineralojisi

Zemin mekaniğinde kil mineralojisinin zeminin oyulabilirliğindeki etkisinin önemli olduğunun kabul edilmesine rağmen literatürde oldukça az çalışmada dikkate alınmıştır. Koheziv zemin erozyonunu araştıran laboratuar çalışmalarının birçoğunda ticari olarak ulaşılabilen veya araziden alınan doğal killer kullanılmıştır ve çalışma sonuçlarına kil mineralojisinin potansiyel şaşırtıcı etkileri net olarak dikkate alınmamıştır. Crooks ve Pye [163] gibi birkaç araştırmacı kil mineralojisini, Gerbersdorf vd. ([141], [142]) ise

çalışmalarında mineralojiyi belirleyen katyon değişim kapasitesini (CEC) araştırmışlardır.

Kil mineralleri elektro-kimyasal aktivitesine ve boyutlarına göre üç ana gruba ayrılmaktadır (Partheniades [161]). (Çizelge 4.6) Bunlar;

1. Kaolin
2. Mika (illit)
3. Smektit (Montmorillonit ve Bentonit)

Kaolin en büyük tane boyutuna ve en düşük katyon değişim kapasitesine (CEC) yani en az elektrokimyasal aktiviteye sahip olan mineraldir. Kil bileşenleri birbirine van der Walls bağlarıyla bağlıdır, yani su ve katyonlar tanelerin dış yüzeyleri ve kenarlarıyla etkileşebilmektedir. Smektit en küçük tane boyutuna ve en yüksek katyon değişim kapasitesine sahiptir. Bu mineraller en fazla elektro-kimyasal aktiviteli mineraldir ve en büyük dereceli plastisiteyi göstermektedir (Grim [157]). Ayrıca smektit killer kesme vanası gibi geoteknik olarak ölçümlerde en yüksek kesme mukavemetine sahiptir. Katyon değişim kapasitesi tane boyutuyla değişim göstermektedir (Grim [164], Mehta [107]). Kaolin için tane boyutuyla katyon değişim kapasitesinin değişimi Çizelge 4.7'de verilmiştir. Çalışmalarda katyon değişim kapasitesi (CEC) birimi 100 gr'daki milieşdeğerlik sayısı (meq/100gr) yani 100 gr'daki kilin içerdiği negatif yük olarak verilmiştir.

Taneler arası çekim smektitlerde kaolinden daha düşüktür, yani taneler arasından su ve katyonlar, hidrasyon sırasında zeminin şişmesine neden olarak süzülebilir. Smektit killeri yani montmorillonit ve bentonit zeminler içinde en yüksek oyulabilirliğe sahiptir. Daha sonra sırasıyla mika (yani illit) ve kaolin gelmektedir (Morgan [165]) (Çizelge 4.6) Yüksek katyon değişim kapasitesi ve şişmesi yüksek oyulabilirliğin sebebidir. Kil taneleri arasında su süzüldüğü zaman, taneler birbirinden uzaklaşmakta ve taneler arasında etkileşim azalmaktadır. Böylece daha kolay oyulabilir zemin haline gelmektedir. Torfs [140] yaptığı laboratuar çalışmasında bu hipotezi destekleyerek, aynı kil muhtevasındaki yapay kil karışımlarından montmorillonitin kaolinden daha düşük kritik kayma gerilmesinde oyulduğunu belirlemiştir. Gerbersdorf vd. [142] yaptığı arazi çalışmasıyla tam aksini öne sürmüş ve katyon değişim kapasitesi (CEC) ile kritik kayma gerilmesi arasında pozitif korelasyon belirlemişlerdir. Çalışmaların birbiriyle çelişmesinin sebebinin suyun kimyası olduğu düşünülmektedir (Grabowski vd. [61]). Kandiah [121] deneysel çalışmasında suyun kimyasına bağlı olarak katyon değişim

kapasitesinin kritik kayma gerilmesi ile pozitif veya negatif korelasyon gösterdiğini ispatlamıştır.

Çizelge 4.6 Başlıca kil minerallerinin özellikleri ve oyulmaya karşı dirençleri (Grabowski [61])

	Tane Çapı[a]	Plastisite [b]	CEC[a] (meq /100g)	Su emme[a]	Zemin içinde Oyulabilirlik[b]	Sediment İçinde Oyulabilirlik[c]	
						Düşük SAR *temiz su*	Yüksek SAR deniz suyu
Kaolin	Büyük	Düşük	3-15	Düşük *Şişmez*	Düşük	Orta	Orta
İllit	Orta	Orta	10-40	Orta *Şişmez*	Orta	Düşük	Yüksek
Montmorillonit	Küçük	Yüksek	80-150	Yüksek *Şişer*	Yüksek	Düşük	Yüksek

[a]Grim [157] ve Parthenides [161]

[b]Morgan [165] ve Brady ve Weil [166]

[c]Kandiah [121]

Çizelge 4.7 Kaolin için tane boyutuyla katyon değişim kapasitesinin değişimi (Grim [164], Mehta [107])

Boyut (μm)	10-20	5-10	2-4	1-0.5	0.5-0.25	0.25-0.1	0-0.05
CEC (meq/ 100gr)	2.4	2.6	3.6	3.8	3.9	5.4	9.5

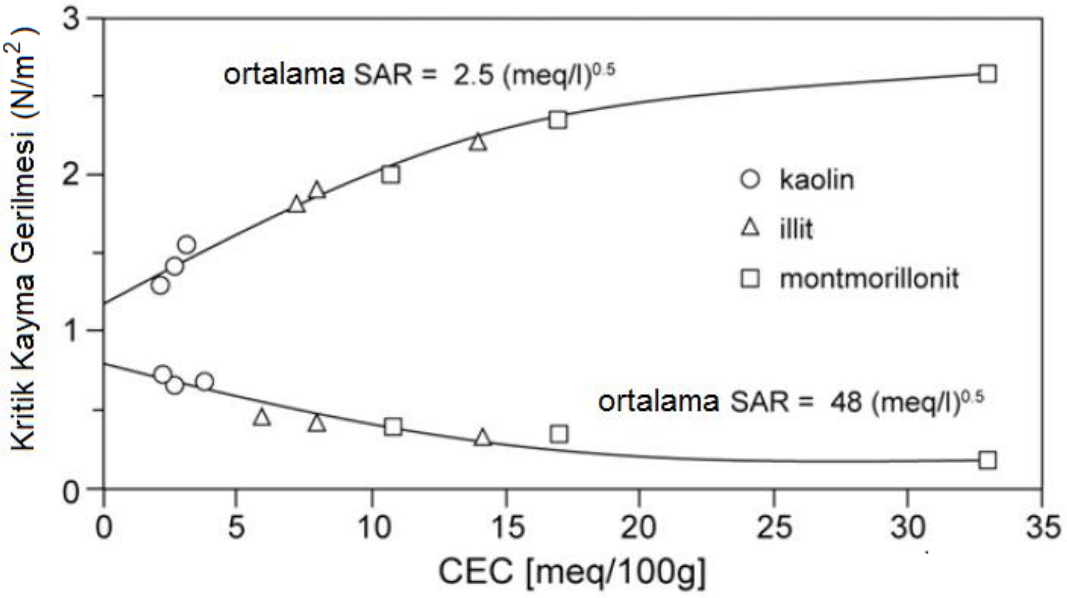
Suyun Kimyası

Yapılan birçok araştırmada; suyun kimyasının taneler arasındaki bağları etkilediği için oyulmayı etkilediği belirlenmiştir.

Oyulabilirliğin belirlenmesinde çözülmüş iyonların önemli bir rolü olduğu zemin mekaniği araştırmalarında oldukça iyi bilinmektedir ancak zeminler için yalnızca sadece başlangıç seviyesinde araştırılmıştır. Zemin araştırmacıları için en önemli parametre sodyum emme oranıdır (SAR). Sodyum emme oranı (SAR), zemin içersindeki tek değerli (Na^+) ve çift değerli (Ca^{2+} ve Mg^{2+}) katyon konsantrasyonlarının rölatif oranıdır. Yüksek sodyum emme oranına (SAR) sahip zeminler (>13-15) sodyumlu olarak sınıflandırılmaktadır. Yüksek sodyum emme oranında kil mineralleri daha çok su emmektedir, bu şişme ve minerallerin dağılması yüksek poroziteli, düşük permabiliteli

ve yüksek oyulabilirliği olan bir zemine neden olur (Rowell [149], Brady ve Weil [166]).

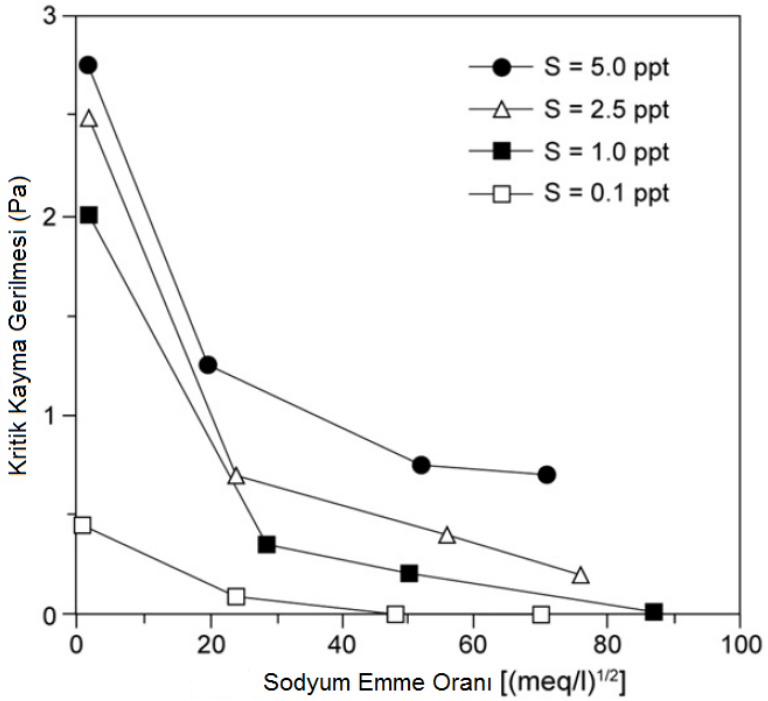
Suyun kimyasının rolünü inceleyen araştırmacılardan biri olan Kandiah [121], yüksek sodyum emme oranında saf montmorillonitten oluşan zeminlerin kaolinden daha düşük kritik kayma gerilmesine sahip olduğu belirtilmiştir (Şekil 4.11). Bununla birlikte düşük sodyum emme oranında montmorillonit zeminler kaoline göre oyulmaya karşı daha dirençlidir.



Şekil 4.11 Sodyum emme oranının (SAR) ve katyon değişim kapasitesinin (CEC) fonksiyonu olarak kritik kayma gerilmesi ([58], [61], [121])

Başka bir deyişle, montmorillonitten oluşan koheziv zeminler kaolinden daha sağlamdır. Kandiah [121] şişmeyen saf illit kili ile yaptığı ayrı bir çalışmayla kritik kayma gerilmesinin SAR ile negatif korelasyonlu olduğunu ve tuzluluk ile pozitif korelasyonlu olduğunu göstermiştir. (Şekil 4.12)

Parchure ve Mehta [167], göl çamuru kullanarak ve tuzluluk seviyelerini değiştirerek yaptıkları deneysel çalışmada, zeminin kayma gerilmesinin tuzluluktaki dört kat artışla (0,5-2 ppt) ikiye katlanmıştır (0.08 - 0.17 Pa). Zeminin derinliklerinde oyulma sınırı yüzeydekinden daha da fazla etkilenmektedir, bu yüzden oyulma derinliği artan tuzlulukla azalmaktadır (0-10ppt). Sonuç olarak %5 gibi yüksek tuzlulukta koheziv sediment erozyona karşı çok daha dirençlidir.



Şekil 4.12 Saf illit kili için Sodyum emme oranının (SAR) ve tuzluluğun fonksiyonu olarak kritik kayma gerilmesi ([58], [61], [121])

Tuzluluk ve diğer zemin özellikleri arasındaki etkileşim yüzünden, arazi çalışmalarından elde edilen sonuçlarda, tuzluluğun zeminin erozyonuna etkisi tartışmalıdır. Debnath vd. [122] doğal deniz ve temiz su killerinin erozyon parametresinin (β) tuzlulukla negatif korelasyonda olduğunu göstermişlerdir. Bununla beraber Amos vd. [159] erozyon sınırının; verilen özgül kütlede doğal deniz ve temiz su için benzer olduğunu belirlemişlerdir. Spears vd. [168] tuzluluk gradyanıyla oyulma sınırının önemli derecede arttığını belirlemiştir. Yapılan çalışmalarda kullanılan örneklerde tuzluluk özgül kütleyle pozitif değişmektedir. Sodyum emme oranının (SAR), tuzlu bataklıkların stabilitesinde önemli bir kontrol olduğu bilinmektedir. Crooks ve Pye [163], tuzlu bataklık zemini için kalsiyum muhtevası ve erozyon sınırı arasında pozitif korelasyon belirlemiştir.

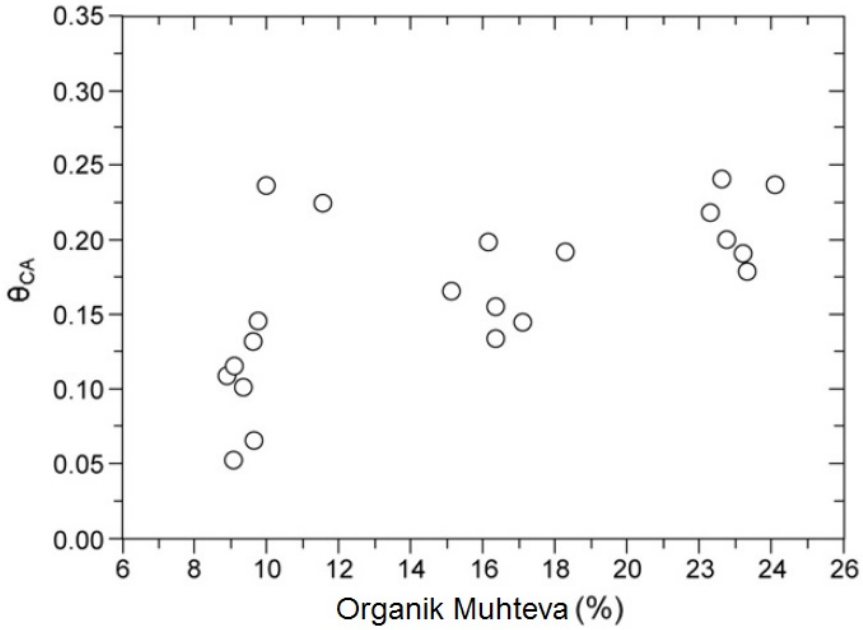
Birçok biyojeokimyasal süreçleri önemli derecede etkileyen su kalitesi; çok önemli bir gösterge olmasına rağmen, zeminin oyulabilirliğine pH'ın etkisi çok az araştırılmıştır. Winterwarp ve Van Kesteren [58] yüksek pH'larda zeminin oyulabilirliğinin arttığı belirlemişlerdir. Çünkü hidrojen iyonlarındaki (H^+) azalış, daha fazla itme kuvveti ve daha büyük çift katmanlı kalınlıkla sonuçlanmaktadır. Kandiah [121] homojen kaolin ve montmorillonit tabanlar için üniform taban kayma gerilmesinde oyulma oranı ve pH'ın pozitif bağıntılı olduğunu göstermiştir. Ravisangar vd. [169] pH etkisinin tuzluluğa

bağlı olduğunu öne sürmektedir. Laboratuar deneylerinde asidik suyun (pH=4.8) orta derecede bazik suya göre (pH=7.6) kritik kayma gerilmesinden daha büyük kayma gerilmesinde oyulmayan daha sağlam zemine neden olduğunu belirtmişlerdir. Literatürde zemin erozyonuna pH etkisinin araştırıldığı arazi çalışması bulunamamıştır.

Metaller, koheziv zeminin oyulabilirliğinde potansiyel olarak etkilidir. Demir (Fe), Aliminyum(Al) ve Manganez (Mn) gibi çözülebilir metaller, teorik olarak kohezyonu artırarak ve zeminin oyulabilirliğini azaltarak kil partiküllerinin çift katmanlı kalınlığını azaltabilir. (Winterwerp ve Van Kesteren [58])

Organik İçerik

Zeminin organik muhtevası oyulabilirliği belirlerken kritik bir faktör olarak tanımlanmıştır (Morgan [165]) ve koheziv zeminin yığılmasındaki dengeleyici rolü arazi ve laboratuar çalışmalarıyla desteklenmiştir. Organik içerik, zeminin birim kütlesi içinde organik madde miktarıdır. %2'den daha düşük organik içeriğe sahip olan zeminler oyulabilir olarak dikkate alınmaktadır ve % 0'dan %10'a kadar organik içerik ile oyulabilirlik negatif orantılıdır (Morgan [165], Brady ve Weil [166]). Organik içerik, belirlenmesinde geleneksel olarak kullanılan method olan yanmadaki (550^0C'deki 4 saatlik) ağırlık kaybına (LOI) bağlı olduğu için kimyasal faktör olarak tanımlanmıştır (Grabowski vd. [61]). Ancak bu methodla organik içeriğin cinsi ayırt edilememektedir (Rowell [149]). Akarsu taban malzemesi ile yapılan ilk laboratuar çalışmaları, doğal organik malzemenin ortadan kaldırılmasıyla, birim hacim ağırlığı ile erozyon oranları değiştiğinden zeminin nasıl konsolide edileceğininde değiştiğini göstermiştir (Lick ve McNeil [152]). Son zamanlardaki bir laboratuar çalışmasında, boşluk suyunun kayda değer miktarda çözülmüş katyon içerdiğinde doğal çözülmüş organik maddenin (DOM) yığılmış kaolin tabanların stabilitesini arttırdığını göstermiştir (Ravisangar vd. [169]). Yapılan arazi çalışmaları da; koheziv zeminin organik içeriğinin sağlamlaştırma rolünü desteklemektedir. Righetti ve Lucarelli [123] yaptıkları deneysel çalışmada göl kıyısı malzemesi için adezyonu niteleyen kritik shields parametresinin bir bölümü olan boyutsuz adezyon katsayısının, organik içerikle arttığı ve Şekil 4.13'te yanma esnasındaki ağırlık kaybının (LOI) % 8'den 25'e 5 kat arttığı görülmektedir. Akarsu sedimentleri için de organik muhteva ile kritik kayma gerilmesi arasında pozitif korelasyon belirlenmiştir. (Aberle vd. [170], Gerbersdorf vd. [142]) Organik malzemenin parçacıklar arasındaki çekimi etkilediğine inanılmaktadır.



Şekil 4.13 Boyutsuz adezyon katsayına organik muhtevanın etkisi ([61],[123])

Sonuç olarak, doğal zeminlerde organik muhtevanın su muhtevasıyla önemli derecede pozitif korelasyonlu ve birim hacim ağırlığı ile negatif korelasyonlu olduğunun göz önünde bulundurulması oldukça önemlidir (Avnimelech vd. [150]).

4.1.3 Oyulmayı Etkileyen Biyolojik Faktörler

Neredeyse bütün doğal zeminler içinde mikroskobik (bakteri, tek hücreli, mantar ve diyatom gibi) ve makroskobik (solucanlar, çift kabuklu yumuşakçalar ve derisi dikenliler gibi) organizmalar yaşamaktadır. Su altında yaşayan organizmalar zemin yüzeyindeki hidrodinamik koşulların değişmesiyle, zeminin bileşenlerini ve yapısıyla birlikte zemin dinamiğini değiştirebilmektedir (Jumars ve Nowell [171], Jones vd. [172]).

Organizmalar koheziv zeminin oyulabilirliğini, beslenme ve dışarı atılma sırasında zeminin içinde ve üstünde fiziksel olarak bulunarak ve oluşturdukları içerikleri ve yapılarıyla (fosil izleri, kökler, hücredışı polimerik içerik gibi) etkilemektedir. Bunların etkilerinin miktarı; organizmanın boyutuna ve miktarına, hareketlerinin miktarına ve sıklığına, biyolojik yapılarının mekanik özelliklerine ve konsantrasyonlarına ve diğer biyolojik toplulukların herbir bileşeni ile ilişkisine bağlıdır.

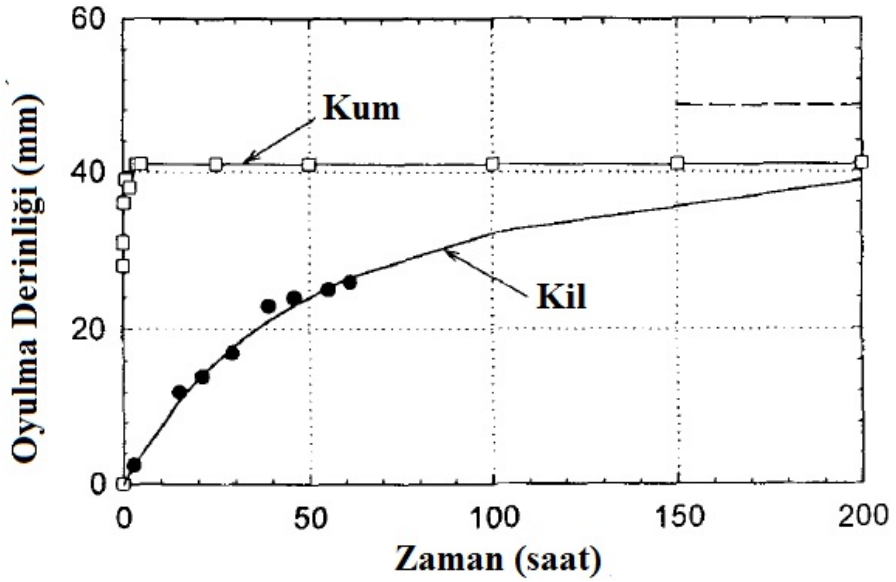
Organizmaların zemin yüzeyindeki hareketi malzemeyi tekrar askı haline getirebilmekte veya oyulabilirliği etkileyecek zemin özelliklerini değiştirebilmektedir.

Zeminin içindeki veya yüzeyindeki bentik (su altında yaşayan) organizmaların hareketi koheziv zeminin oyulabilirliğini etkileyebilmektedir. Sgro vd. [124] nehir ağzındaki zeminlerde, midyelerin dikey hareketlerinin zemini gevşettiğinden oyulabilirliğini arttırdığını ispatlamışlardır. Organizmaların taban yüzeyine yakın yerlerdeki yatay hareketlerinin de oyulabilirliğini arttırdığı belirlenmiştir (Nowell vd. [173], Blanchard vd. [174], Graf ve Rosenberg [175], Orvain vd. [176]) fakat bu etkilenmenin zeminin karakteristiklerine, taban topografyasına ve organizmaların bıraktıkları izlerin özelliklerine bağlıdır (Jumars ve Nowell [171]).

Zemin içindeki organizmaların beslenme, yaşama ve göç esnasında oluşturdukları fosil izleri ve tüneller zemin özelliklerini ve oyulabilirliği önemli derecede etkilemektedir. Konsolide olmuş zeminlerde su dolu odacıkların oluşmasıyla zeminin su muhtevası artmakta ve birim hacim ağırlığını azalmaktadır. Bazı çalışmalar fosil izleri ve tünellerle ilişkili olarak su muhtevasının artmasının, daha düşük kayma mukavemeti (Gerdol ve Hughes [177], Mazik ve Elliott [178]), daha düşük erozyon sınırı (Widdows vd. [127]) ve daha fazla oyulmuş zemin hacmi (Fernandes vd. [179]) ile sonuçlandığını göstermiştir. Bunun tam tersine bazı araştırmacılar da kayma mukavemetinde (Murray vd. [180]) ve erozyon sınırında (Fernandes vd. [126]) artış belirlemişlerdir. Fernandes vd. [126] solucanlı nehir ağzı zemininde kritik kayma hızının %22'ye kadar arttığı fakat erozyon başladığında %30-67 daha hızlı oyulduğunu; bununla beraber Widdows vd. [127] solucan yoğunluyla kritik erozyon hızında azalma ve oyulma hacminde artış belirlemiştir. Her iki çalışmanın ortak sonucu ise fosil izleri ve tünellerin oyulma sınırı aşılır aşılmaz, erozyon oranını artırmasıdır.

4.2 Kohezyonlu Zeminde Oyulma Süreci

Koheziv zeminlerdeki oyulma süreci, koheziv olmayan zemindeki oyulma sürecinden oldukça farklı olduğu bilinmektedir. Briaud vd. [73] koheziv zeminlerdeki erozyon oranı ve oyulmanın, koheziv olmayan zemine göre 1000 kat daha yavaş olduğunu belirtmiştir. Briaud vd. [181] kilde ve kumda yer alan köprü ayakları etrafındaki maksimum oyulma derinliklerini karşılaştırmak amacıyla yaptıkları deneysel çalışmada deney başlangıcından itibaren 200 saat sonra (8.33 gün) bile kildeki oyulma derinliğinin hala arttığını belirtmiştir. (Şekil 4.14)



Şekil 4.14 Kil ve kumda oluşan oyulma derinliklerinin karşılaştırılması (Briaud vd. [181])

Kaba taneli zeminlerde oyulmaya karşı direnci tanelerin ağırlığı etkilerken, ince taneli zeminlerde oyulmaya karşı direnci ağırlığın ve taneler arasındaki elektromanyetik ve elektrostatik kuvvetlerin kombinasyonu etkilemektedir. (Briaud vd. [60])

Kohezyonlu zeminlerdeki taneler arasındaki elektro-kimyasal kuvvetler sebebiyle; kaba taneli zeminlerde yani kohezyonsuz zeminlerde oyulma tane-tane gerçekleşirken, kohezyonlu zeminlerde oyulma yine tane-tane olabilirken parça parçada oyulma oluşabilmektedir. (Briaud vd.[60])

Partheniades [80], koheziv tabanda yapılan çalışmaların önemli sonuçlarını aşağıdaki gibi sıralamıştır.

- Taban malzemesinin kritik kayma gerilmesi gözle görülen (makroskobik) kayma gerilmesinden iki ya da üç katı mertebesinde daha küçüktür.
- Kritik kayma gerilmesi benzer zeminler için geniş bir aralıkta değişim gösterebilir.
- Zeminin kayma gerilmesi, erozyona karşı zemin direncini belirlemekte tek kriter olarak kullanılamaz.
- Aynı sonuç zeminin mekanik bileşeni ve plastisite indeksi içinde geçerlidir. Bu parametreler koheziv taban malzemesinin ayrıntılı iç yapısı ya da topaklanmanın sebebi olan ve erozyona karşı dirençte başlıca etken olan partiküller arası fizikokimyasal kuvvetleri temsil etmesi gerekmeyen ikincil ölçütlerdir.

- Akım tarafından oluşturulan erozyon mekanizması kayma gerilmesi tarafından meydana getirilen göçmeden çok farklıdır.
- Erozyon zaman içerisinde durabilir. Bu zeminin erozyona karşı direncinde; derinlikle ve büyük olasılıkla zamanla meydana gelen artışın göstergesidir.
- Zeminin hazırlanma şekli ve özellikle kompaksiyon süresince su muhtevası erozyona karşı direncini büyük ölçüde etkileyebilir. Belirli koşullar altında su altındaki zemin, direncini tamamen kaybedebilir ve uygulanmış hiçbir kayma gerilmesi olmasa dahi bütünlüğünü kaybedebilir.

Van Ledden [81] kum-kil karışımı tabanlarda erozyon için kritik kayma gerilmesini tanımlarken kimyasal ve biyolojik faktörleri ihmal ederken, sadece fiziksel faktörleri göz önünde bulundurarak (4.2) ve (4.3) denklemlerini elde etmiştir. Bu denklemlerle kritik kayma gerilmesi ile %0-100 aralığındaki kil muhtevası arasındaki ilişkiyi belirlemişlerdir. Tüm kil muhtevalarında formüllerin uygulanabilmesi için karışımdaki koheziv ve koheziv olmayan arasında ayrım yapılmıştır. Formülde kritik kil muhtevası olarak tanımlanan ($P_{m,kr}$) ve koheziv ile koheziv olmayan arasındaki geçişi gösteren bir katsayı bulunmaktadır. Eğer kil muhtevası bu kritik kil muhtevasından büyükse; kil ve kum karışımı olan bu malzemenin koheziv malzeme davranışı göstereceği düşünülmüştür. Böylece koheziv olmayan kum ile kil karışımı için kritik kayma gerilmesi (4.2) denklemi, koheziv karışım için (4.3) denklemi verilmiştir.

$$\frac{\tau_{e,cr}}{\tau_{e,s}} = (1+C)^{\beta} \qquad C < P_{c,kr} \tag{4.2}$$

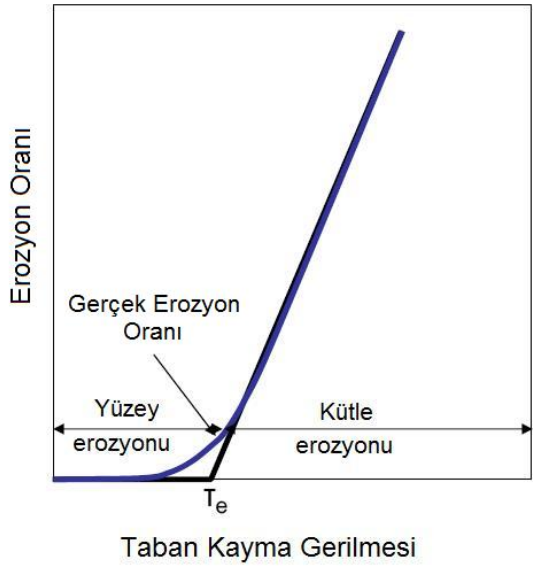
$$\tau_{e,c} = \frac{\tau_{e,s}\left(1+P_{c,kr}\right)^{\beta} - \tau_{e,m}}{1-P_{c,kr}}(1+C) + \tau_{e,m} \qquad C > P_{c,kr} \tag{4.3}$$

Burada $\tau_{e,cr}$ ve $\tau_{e,c}$ sırasıyla koheziv olmayan ve koheziv kum ile kil karışımı için kritik kayma gerilmesi, $\tau_{e,s}$ ve $\tau_{e,m}$ sırasıyla saf kum ve saf kil için kritik kayma gerilmesi, C ve $P_{c,kr}$ sırasıyla kil yüzdesi ve kilin kritik yüzdesi ve β ise deneysel bir katsayıdır.

Her kil tipi için kritik kil muhtevası katsayısının seçiminde büyük bir aralık içinden seçilmesi gerekmesi bu ifadenin eksikliği olarak görülmektedir. Bu katsayı bölgesel olarak zemine göre değişeceğinden tek bir değerin kullanılması mümkün olamamaktadır. Aralık geniş olduğundan ve katsayının belirlenmesinin tam olarak

doğru olduğu bilinemediğinden kritik kayma gerilmesinin tahmininde yanlışlıklara neden olabilmektedir (Ahmad vd. [54]).

Koheziv zeminde yığılma sürecinde veya doğal olarak oluşabilen zeminde farklı durumlar yüzünden oluşan mikro çatlaklarla, tabandan hem taneler yani yüzey veya tane erozyonu hem de tabakalar veya bloklar halinde yani kütle erozyonu şeklinde oluşabilir (Raudkivi [74]). Yüzey erozyonu; uygulanan kayma gerilmesinin belirlenen kritik kayma gerilmesini aştığı zaman, kütle erozyonu ise uygulanan kayma gerilmesinin zeminin mukavemetini aştığı zaman oluşmaktadır. Genellikle akarsularda oluşan kütle erozyonunun oyulmanın en önemli şekli olduğu düşünülmektedir (BCHF [182]). Krone [183] bu süreci; "yüzeysel erozyon oranı; basınç değişimi ve yüzey kaymasının tabandan topakları çıkarmak için yeterli olana kadar kayma gerilmesi ile lineer artar ve böylece kayma gerilmesindeki artış yeni gelen parçaların ani parçalanmasına neden olur" şeklinde tanımlamaktadır. Şekil 4.15 erozyon oranı ile; düşük kayma gerilmesindeki yüzey erozyonu ve malzemenin kayma mukavemetinin aşıldığında oluşan kütle erozyonu ile birlikte kayma gerilmesi arasındaki idealleştirilmiş ilişkiyi göstermektedir.



Şekil 4.15 Koheziv zeminde idealleştirilmiş erozyon oranı-taban kayma gerilmesi ilişkisi (Langendoen [184])

Partheniades [185] yüzey erozyon oranının boyutsuz artık kayma gerilmesinin lineer fonksiyonu olduğunu bulmuştur. Ariathurai ve Arulanandan [186] koheziv zeminlerde (10000kg/m^2) basınçla konsolide edilmiş üniform malzeme) kayma gerilmesi ve erozyon oranı arasında lineer bir ilişki bulmuş, ancak bazı örselenmemiş örneklerde

lineer olmayan bir ilişki belirlenmiştir. Parchure ve Mehta [167] yumuşak haliç killerinde çalışma yapmış ve erozyon oranı kritik kayma gerilmesinden daha büyük kayma gerilmesi ile exponansiyel olarak arttığını bulmuştur. Mehta [187] ise kısmi konsolide olmuş tabanlarda exponansiyel bir ilişki ve tam konsolide olmuş tabanlarda lineer bir ilişki olduğu sonucuna varmıştır.

Navarro [188] deneysel olarak erozyon oranlarını ölçmüş ve düşük kayma gerilmelerinde yüzey erozyonu, yüksek kayma gerilmelerinde ise kütle erozyonu oluştuğunu belirlemiştir. Bu iki mekanizma ve rölatif erozyon oranları ile diğer araştırmacıların denklemleri Çizelge 4.8'de gösterilmiştir. Burada düşük kayma gerilmesi denklemi katsayısı M_1=0.007-0.117 kg/m^2/s ve yüksek kayma gerilmesi denklemi katsayısı M_2=0.41-2.45 kg/m^2/s olarak verilmiştir. Bütün erozyon formülleri zeminin mineral bileşimi, organik malzemeler, tuzluluk, kuru yoğunluk, sıcaklık, pH değeri ve sodyum emme orani (SAR) gibi malzeme özelliklerine bağlı katsayılar içermektedir. Jowett ve Elliott [75] koheziv Yeni Zellanda akarsularında kullanılmak üzere modelleme çalışmaları için $E_e = M_3(\tau - \tau_{kr})$ denklemini önermişlerdir.

Burada E_e erozyon oranı (kg/m^2/s), M,M_1,M_2 ve M_3 sabitler (M=0.005-0.015 kg/m^2/s, M_1=0.007-0.117 kg/m^2/s, M_2=0.41-2.45 kg/m^2/s (Navarro [188]), M_3=1.39-2.63x10^{-3} kg/N/s), τ ve τ_{kr} taban kayma gerilmesi ve kritik kayma gerilmesi (N/m^2), E_0x10^5= 0.04-3.2 gr/cm^2/dak, α= 4.2 - 25.6 m/N$^{1/2}$ (Parchure ve Mehta [167]), E_c=0.0019 kg/m^2/s, α=0.63-28.7 m/N$^{1/2}$ (Navarro [188]) dir.

Yapılan bu çalışmalarla konsolide olmuş koheziv killerde kayma gerilmesi ve oyulma oranı arasındaki ilişkinin yaklaşık olarak lineer olduğu görülmektedir. Lineerden farklı durumlar tamamen zeminin özelliklerine ve derinlikle değişen yığılan zeminin konsolidasyon derecesine bağlı olarak oluşmaktadır.

Çizelge 4.9'da her saatte milimetreden metreye değişen erozyon oranları verilmiştir. Navarro [188] ve Briaud vd. [192]'nin yaptığı çalışmalarda; yüksek erozyon oranlarının zeminin zayıf kohezyonuyla ilgili olduğu belirlenmiştir. Çok düşük oyulma oranlarıda(<10mm/h) çok konsolide olmuş kil zeminlerde oluşmuştur.

Çizelge 4.8 Koheziv zeminde erozyon oranını belirlemek için kullanılan bazı denklemler (Jowett ve Elliott [75])

Denklem	**Araştırmacı**
$E_e = M\dfrac{(\tau-\tau_{kr})}{\tau_{kr}}$	Partheniedes [185], Ariathurai ve Arulanandan [186]
$E_e = M_3(\tau-\tau_{kr})$	Thorn ve Parsons [189]
$E_e = M_1\dfrac{(\tau-\tau_{kr})}{\tau_{kr}} \quad \tau<\tau_{C2}$ $E_e = M_2\dfrac{(\tau-\tau_{c2})}{\tau_{c2}} \quad \tau\geq\tau_{C2}$	Otsubo ve Maruka [190], Krone [183], Navarro [188]
$E_e = E_c e^{\alpha\left(\frac{\tau-\tau_{kr}}{\tau_{kr}}\right)}$	Navarro [188]
$E_e = E_0 e^{\alpha(\tau-\tau_{kr})^{1/2}}$	Parchure ve Mehta [167]
$E_e = A\rho^m\tau^n$	Roberts vd. [115]
$E_e = \dfrac{a_0}{T_d^m}\left(\dfrac{\tau-\tau_{kr}}{\tau_{kr}}\right)^n$	Hawley [191]
$E_e = Be^{\alpha(\tau_b-\tau_s)}$	Raudkivi ve Hutchinson [106]

Çizelge 4.9 Koheziv zeminde her N/m^2 için ölçülen erozyon oranları (Jowett ve Elliott [75])

Yazar (lar)	**Yazarın kullandığı birim**	**g/m^2/s**	**m/h***
Shaikh vd. [193]	0.3-0.8 N/m^2/dak	0.5-1.4	0.002-0.005
Thorn ve Parsons [189]	0.158 kg/m^2/dak	2.63	0.01
Ariathurai ve Arulanandan [186]	0.003-0.008 g/cm^2/dak	0.5-0.8	0.02-0.003
Kelly ve Gularte [98]	0.0057-0.01 g/cm^2/s	57-100	0.21-0.37
Briaud vd. [192]	0.0004-0.4 kg/m^2/s	0.4-400	0.001-1.5
Aberle vd. [194]	0.003-0.087 kg/m^2/s	3-87	0.01-0.32
Navarro [188]	0.05 kg/m^2/s (>%20 kil)	50	0.19
Debnath vd. [195]	0.004-0.2 kg/m^2/s	4-200	0.015-0.75
Elliott vd. [196]	0.001-0.15 kg/m^2/s	1-150	0.003-0.56

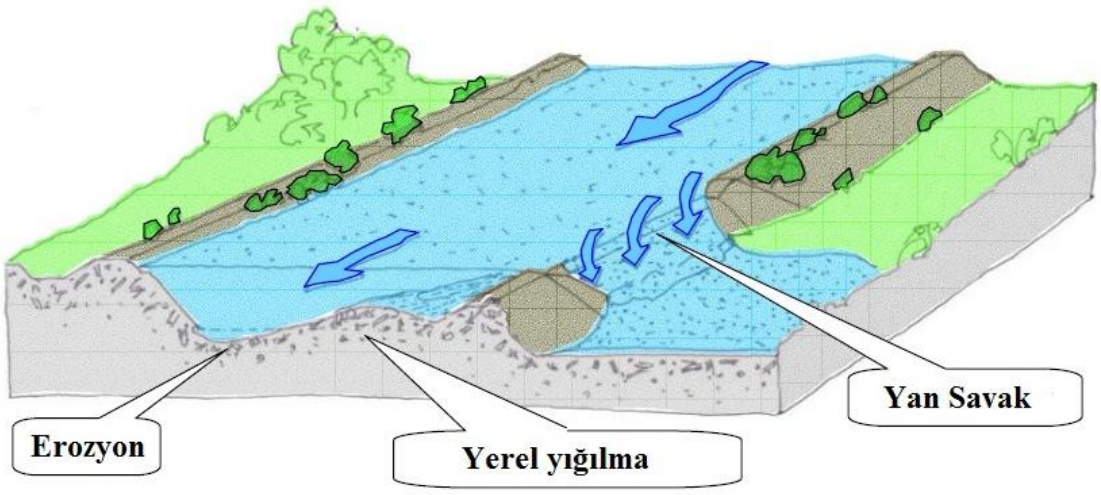
* Elliott vd. [196]'da Auckland akarsularında ölçülen kuru özgül kütle 967 kg/m^3 kabul edilmiştir.

BÖLÜM 5

KONU İLE İLGİLİ ÇALIŞMALAR

5.1 Giriş

Akarsu mühendisliğinde genel olarak hareketli taban şartları birçok araştırmacı tarafından araştırılmıştır. Yan savak akımından dolayı meydana gelen morfolojik taban değişikliği de oldukça gözde bir araştırma konusudur. Doğal olarak yan savak olduğunda, taban kayma gerilmesi ve ana kanaldaki zemin taşıma kapasitesi aniden azalır. Böylece yan savak çevresinde meydana gelen erozyon ile tabanda yerel olarak meydana gelen yığılma Şekil 5.1'de görülmektedir.



Şekil 5.1 Yan savak etrafında ana kanalda tabanda veya yerel olarak oluşan yığılma ve oyulma (Rosier [4])

Kohezyonlu malzemeli tabanda meydana gelen oyulma özelliklerini inceleyen araştırmalar 1950'lerden itibaren başlamıştır. Doğada karşılaşılan hidrolik yapılar etrafındaki oyulma problemine çözüm bulabilmek için hem arazi hemde laboratuar

çalışmaları yapılmıştır. İlk zamanlarda yapılan araştırmaların birçoğu oyulma başlangıcı ve gelişimi ile ilgilidir. Hem kohezyonlu hem de kohezyonsuz zeminde; zemin özellikleri ile oyulma arasındaki ilişki, taban hareketinin başlaması, kritik kayma gerilmesinin ve oyulmaya etkili olan parametrelerin belirlenmesi gibi birçok konuda araştırma mevcuttur. Ayrıca, kohezyonlu zemin ile kohezyonsuz zeminde meydana gelen oyulma sürecinin benzerlikleri ve farklılıkları da diğer bir araştırma konusudur.

Yan savaklar için yapılan araştırmalarda ise; akım yapısı, yan savak kesitinde oluşan su yüzü profilleri, yan savak debi katsayılarının belirlenmesi, yan savak çeşitlerinin benzerlikleri ve farklılıkları, yan savakların kullanıldığı yerlerde karşılaşılan diğer problemler araştırılmıştır.

5.2 Kohezyonlu Malzeme ile İlgili Çalışmalar

Grissinger [145] yaptığı çalışmada; kararlı akım şartlarında özgül ağırlığın, suyun sıcaklığının, kil çeşidi, kil yüzdesi ve kil minerallerinin dağılımının oyulmaya etkisini araştırmıştır. Zeminin oyulabilirliği; kritik kayma gerilmesi yerine oyulma oranı ile tanımlanmıştır. Bu çalışmanın başlıca sonuçları aşağıda verilmiştir.

- Kil partiküllerinin dağılımının oyulabilirliği çok belirgin olarak etkilediği, homojenlik arttıkça erozyon oranının azaldığı belirlenmiştir.
- Kalsiyum katkılı montmorillonit istisna olmakla birlikte bütün zemin karışımlarında kil muhtevasının artmasıyla oyulabilirlik azalmıştır.
- Sonuçların yetersiz bulunmasına rağmen, zeminin yoğunluğu arttıkça erozyona karşı direncin kısmen arttığı belirlenmiştir. Aslında özgül ağırlık zemin örneğinin ortalama birim hacim ağırlığıdır. Erozyon ise; kompaksiyon tekniklerine, kompaksiyon sırasındaki su muhtevasına ve doymuş zeminin şişme derecesine göre yüzey tabakalarının yoğunluğuna bağlı olarak yüzey ile ilgili bir olgudur. Yüzeydeki birim hacim ağırlığı aralığı ortalama zemin birim hacim ağırlığından oldukça farklı olabilir.
- Kompaksiyon sonrası ve akım ile deneylere başlamadan önce zeminin su muhtevası olarak tanımlanan başlangıç su muhtevası erozyon oranına oldukça etkilidir. İllit ve montmorillonit karışımlar ile balçık zeminler için başlangıç su muhtevasının

artmasıyla oyulma oranı minimum orana kadar azalmakta, bu değerden sonra artmaktadır.

- Kompaksiyon sonrası zaman olarak tanımlanan koheziv zeminin yaşı da erozyon oranına etkilidir. Yaşlanma öncesi ve sonrası oyulma oranları oranının 10 kat olduğu belirlenmiştir. Yaşlanma etkisi özellikle kompaksiyondan 4 saat sonra oyulma zamanla hızla azalmaktadır.
- Erozyon oranı suyun sıcaklığının artmasıyla artmaktadır. 35^{o}C'deki oyulma oranı 20^{o}C'deki oranın iki katıdır.

Mitchener ve Torfs [137] balçık ve kum karışımı zeminlerin erozyonu üzerine yaptıkları çalışmalarında; balçığa kum eklendiğinde (Balçık < 62.5 μm) kritik kayma gerilmesinin arttığını belirlemişlerdir. Balçığa %50'ye kadar kum eklendiğinde kritik kayma gerilmesi 2 kat artmaktadır. Tam aksine kum tabana % 30'a kadar balçık eklendiğinde kritik kayma gerilmesi 10 kat kadar artmaktadır. Kum yüzdesinin %70 ile %100 arasında olduğu zeminlerde kritik kayma gerilmesi kumun tane boyutuna ve balçığın koheziv özelliklerine bağlıdır. Eğer kuma yeterli derecede balçık eklenirse zeminin balçıkmış gibi davranacağı belirtilmiştir. Zemin ağırlıkça %3 -15 balçık olduğunda; kumlu zeminden koheziv tipteki erozyona geçişin sağlandığı belirtilmiştir. Böylece ağırlıkça %15'ten fazla balçık içerdiğinde koheziv zemin için sediment taşınımı denklemlerinin kullanılabileceği belirtilmiştir. Kuma balçık eklendiğinde sediment hareketi için gerekli olan eşik şartlarının artmasıyla erozyonun başlangıcı gecikmekte, aynı zamanda oluşan oyulma oranı da azalmaktadır. Benzer olarak kum muhtevasının artmasıyla balçığın oyulma oranı azalmaktadır. Eğer kuma %3'ten fazla balçık eklenirse karışımın oyulma oranı 5 kat azalabilmektedir. Balçık zemine %20'den fazla kum eklenirse oyulma oranı 10 kat azalmaktadır. Kritik kayma gerilmesi ve özgül kütle arasındaki ilişki ise;

$$\tau_{kr} = E1\left(\rho_b - 1000\right)^{E2} \qquad (5.1)$$

denklemi ile verilmiştir. Burada; ρ_b, özgül kütle (kg/m^3); E1=0.015 ve E2=0.73 ve τ_{kr} kritik kayma gerilmesidir (N/m^2).

Molinas ve Hosny [143] koheziv ve koheziv olmayan malzeme karışımında ve suya doymuş ya da doymamış koheziv malzemede yer alan köprü ayaklarındaki oyulmayı araştırmışlardır. Bu amaçla 3 farklı deney seti hazırlamışlardır. Birinci set koheziv

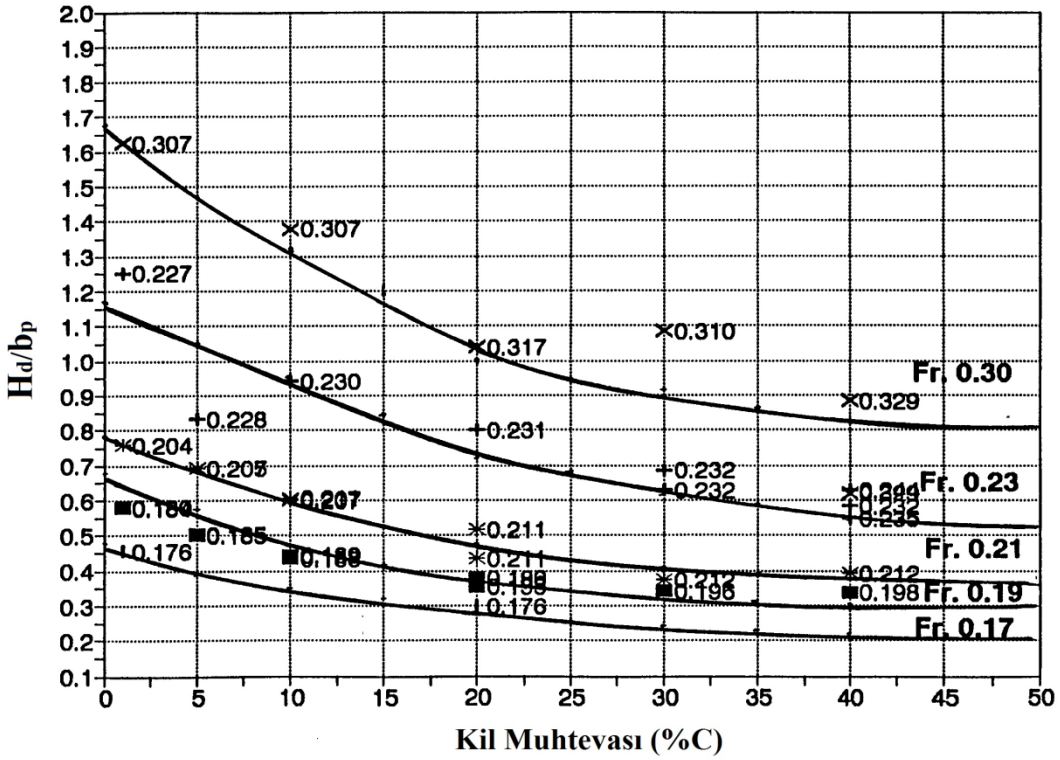
olmayan malzemede kil muhtevasının etkisini, ikinci set suya doygun olmayan koheziv tabanlarda kompaksiyon etkisini ve üçüncü set ise suya doygun koheziv tabanlarda başlangıç su muhtevasının etkisini belirlemek için kurulmuştur.

Molinas ve Hosny [143] kohezyonlu tabandaki köprü ayakları için oyulma derinliğini etkileyen boyutsuz parametreleri aşağıdaki gibi belirlemişlerdir.

$$H_d / b_p = f\left(Fr, \frac{\tau}{\rho V_1^{\,2}}, C, Comp, W_c \right) \qquad (5.2)$$

Burada H_d = oyulma derinliği, b_p=Ayak genişliği, H_d /b_p=boyutsuz oyulma derinliği, Fr= Froude sayısı, τ= Taban kayma gerilmesi, V_1= yaklaşan akımın hızı, ρ =akışkanın özgül kütlesi, C = kil muhtevası , Comp= kompaksiyon derecesi, W_c malzemenin başlangıç su muhtevasıdır.

Molinas ve Hosny [143] koheziv olmayan malzeme içerisinde koheziv malzemenin varlığının oyulma derinliğinde azalmaya neden olduğunu belirlemişlerdir. Bütün deney setlerinde karışım taban malzemesinin içinde koheziv malzemenin muhtevası arttıkça oyulma derinliğinin azaldığını belirlemişlerdir. Karışım taban malzemesi içindeki kil muhtevası arttıkça partiküller arasındaki kohezyon kuvvetinin oyulma sürecinin kontrolünde önemli bir rol oynadığı belirlenmiştir. Kumlu tabanlarda kil muhtevasının %40'a kadar artmasıyla oyulma derinliği azalmaktadır (Şekil 5.1). Bu değerden daha büyük kil muhtevasında kompaksiyon, su muhtevası gibi parametreler daha etkin olmaktadır. Karışım taban malzemesi içinde farklı kil muhtevalarında boyutsuz oyulma oranının Froude Sayısıyla değişimi Şekil 5.2'de verilmiştir.

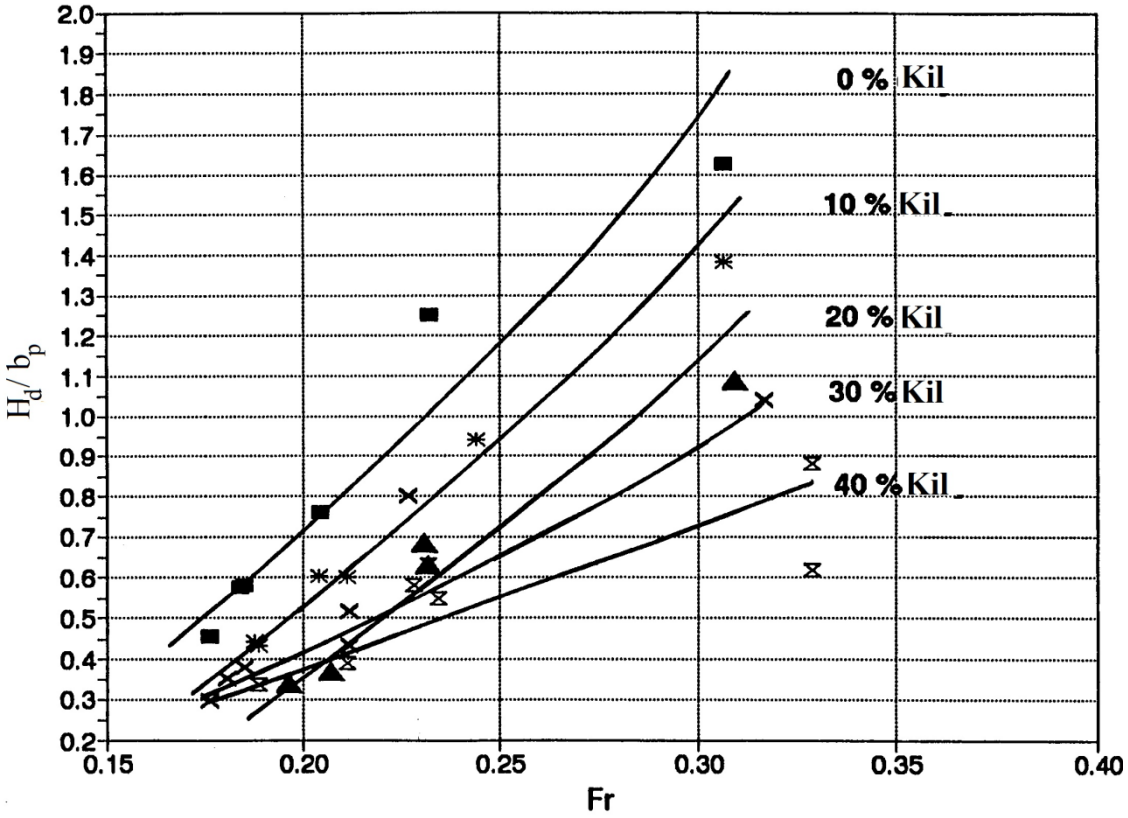


Şekil 5.2 Oyulma oranına kil muhtevasının etkisi (Molinas ve Hosny [143])

Ayak etrafındaki oyulma hacminin de kil muhtevasının artmasıyla azaldığı belirlenmiştir. Oyulma çukurunun doğada olduğu gibi konik olduğu belirlenmiştir. Farklı akım şartları altında, karışım taban malzemesi içindeki kil muhtevası azaldıkça oyulma çukurunun kenar eğimlerinin dikleştiği görülmüştür. Oyulma çukurunun boyutları incelendiğinde; debinin artmasıyla oyulma çukurunun boyutlarının arttığı gözlenmiştir. Oyulma derinliği (H_d) ve oyulma hacmi (V_s) arasındaki bağıntı (5.2) denklemi ile verilmiştir.

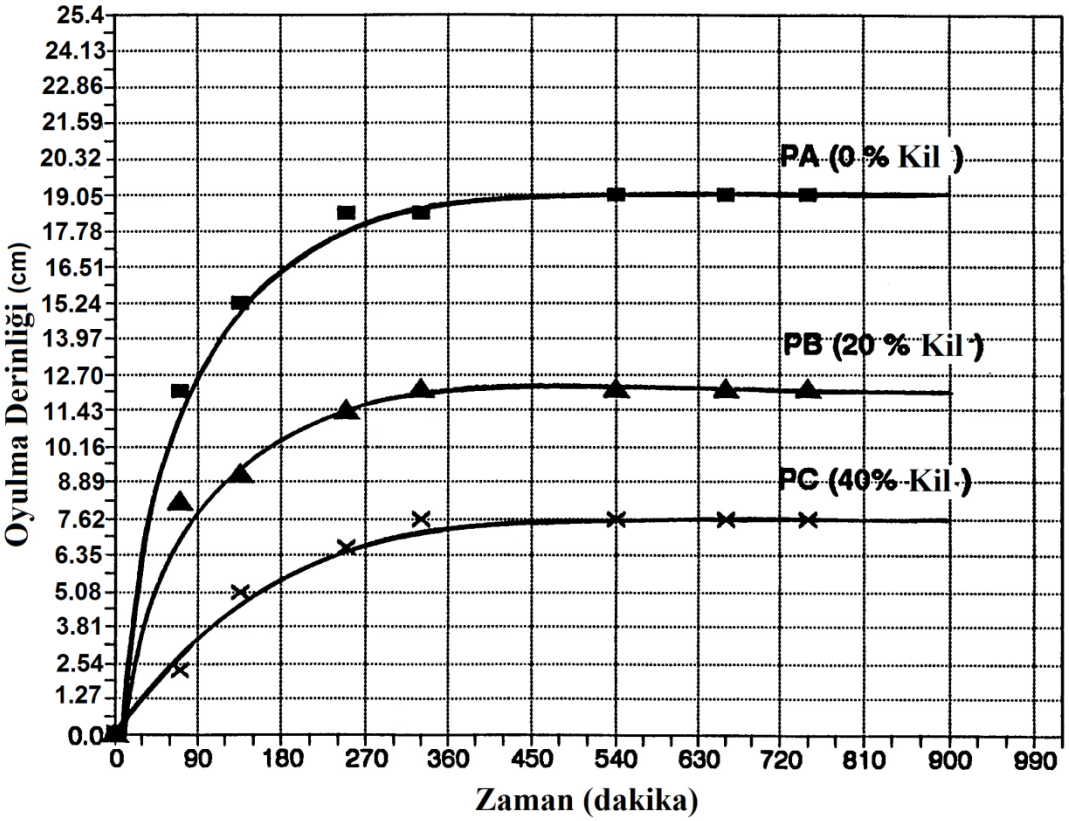
$$\left(\frac{H_d}{b_p}\right) = 0.4\left(\frac{V_s}{b_p^{\,3}}\right)^{0.41} \qquad (5.2)$$

Aynı akım derinliğinde, oyulma derinliği sadece yaklaşım hızının fonksiyonu olarak değişmektedir (Şekil 5.3). Yaklaşım hızı veya Froude Sayısı arttığında köprü ayakları etrafından daha fazla malzeme oyulduğu gözlenmiştir.

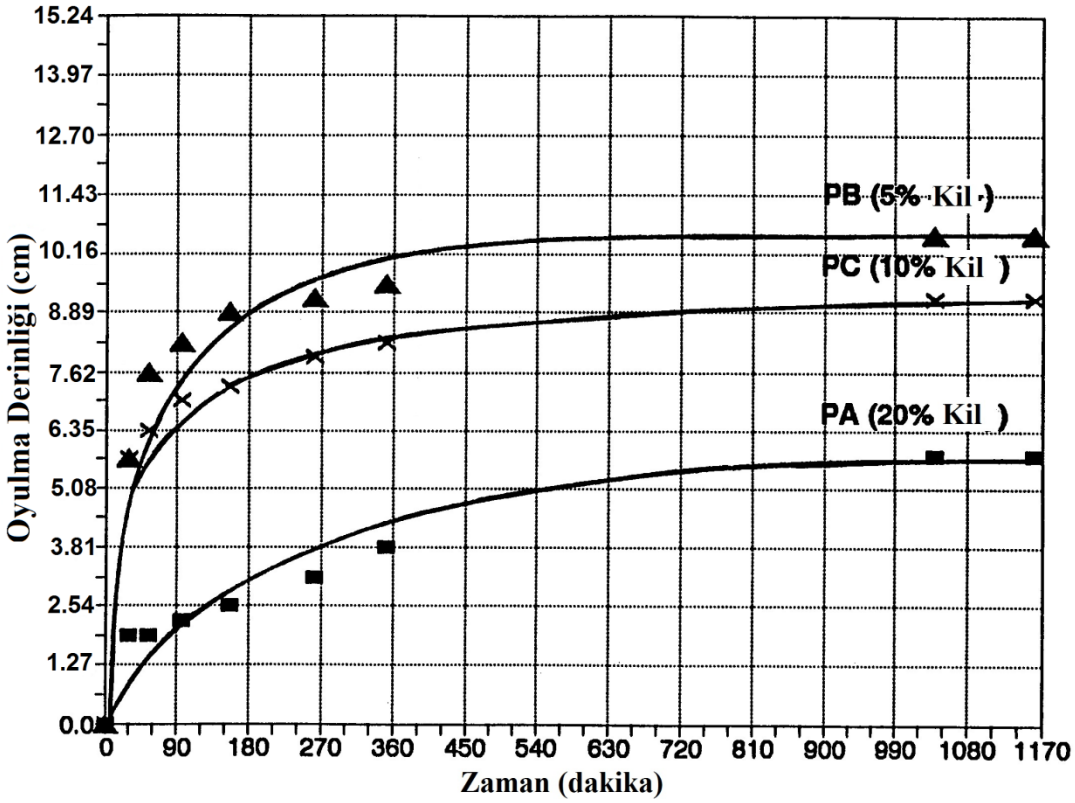


Şekil 5.3 Farklı Yaklaşım Froude Sayıları için Oyulma Oranına Kil Muhtevasının Etkisi (Molinas ve Hosny [143])

Bu araştırmada denge oyulma derinliğine ulaşmak için bütün deneyler 960 dakika sürdürülmüştür. Oyulmanın %90'ının deney sürelerinin ilk 360 dakikasında oluştuğu gözlenmiştir. Şekil 5.4 ve Şekil 5.5'te görüldüğü gibi daha düşük kil muhtevalı karışım taban malzemesinde daha yüksek kil muhteva eden malzemeyle karşılaştırıldığında daha kısa sürede denge oyulma derinliğine ulaştığı belirlenmiştir. Yani malzemede bulunan daha yüksek orandaki kil muhtevasında, denge oyulma derinliğine ulaşma süresi daha da uzun sürede gerçekleşmektedir.



Şekil 5.4 Oyulma sürecine kil muhtevasının etkisi-1 (Molinas ve Hosny [143])

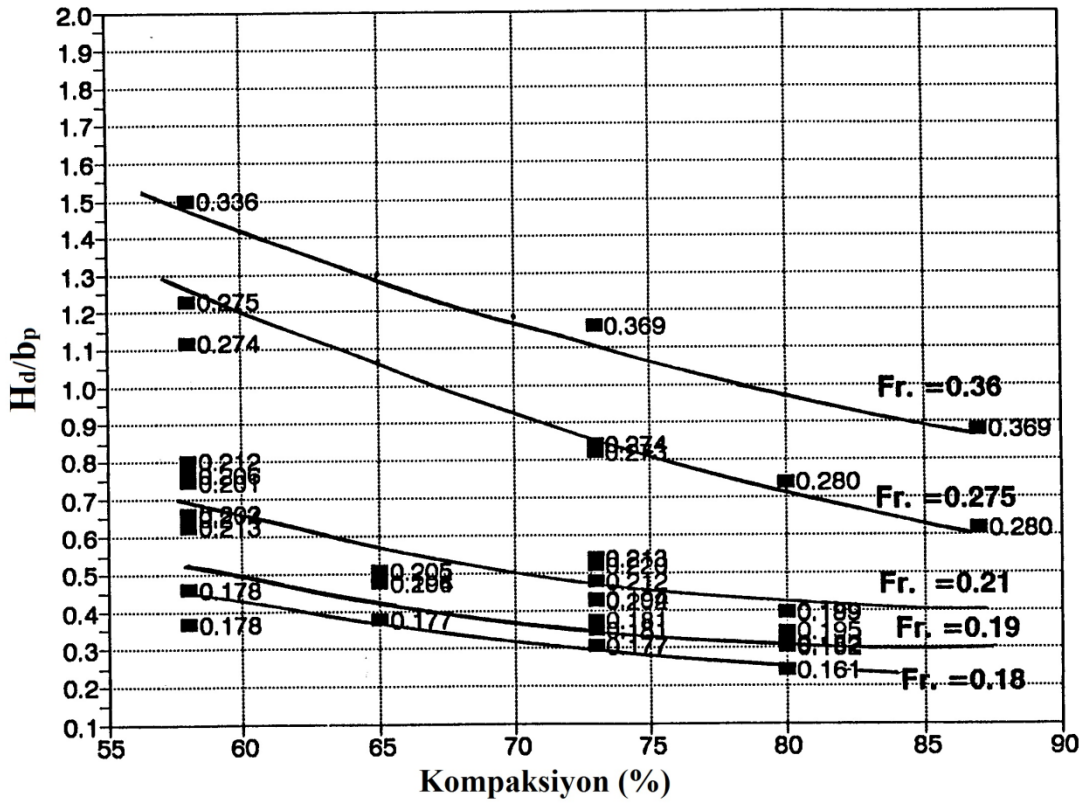


Şekil 5.5 Oyulma sürecine kil muhtevasının etkisi-2 (Molinas ve Hosny [143])

Silt-kil muhtevası tüm malzemenin kuru ağırlığının %31'ine kadar olan kil-kum karışımı malzemeli tabanda köprü ayağı oyulması için elde edilen ifade aşağıdaki gibi (5.3) verilmiştir. Bu denklem temiz su oyulması ve Froude Sayısının 0.18 ile 0.33 aralığı için geliştirilmiştir.

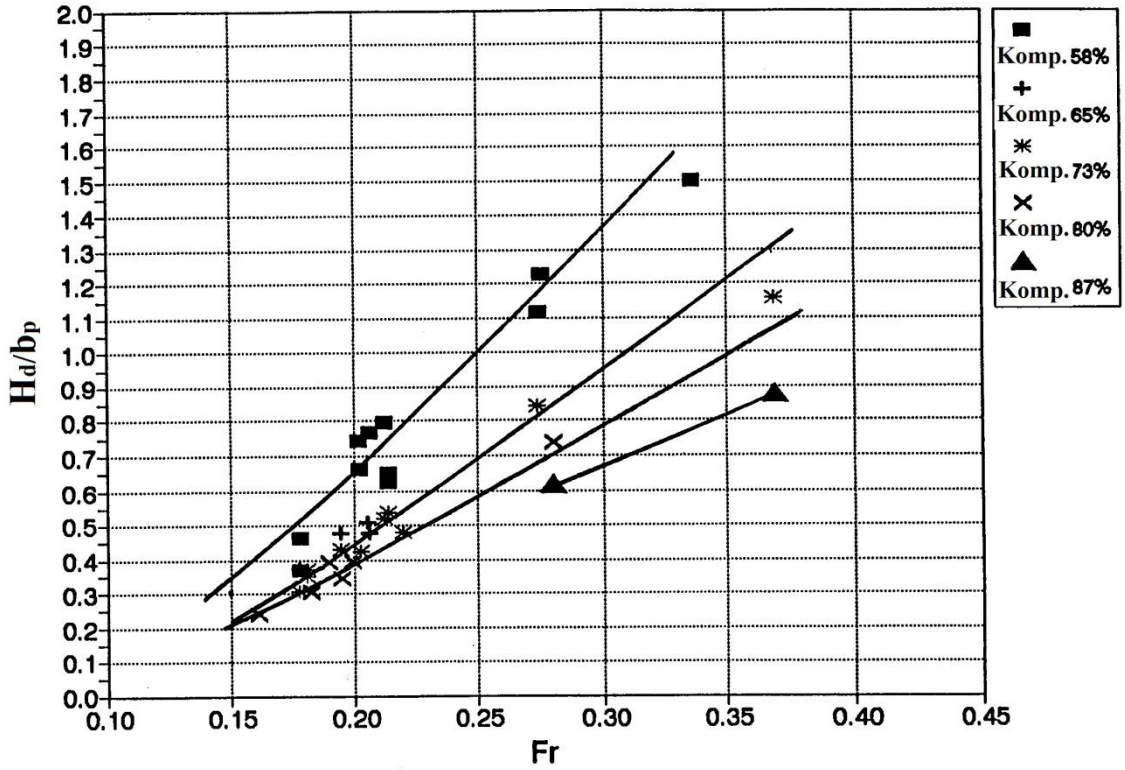
$$\left(\frac{H_d}{b}\right)_p = 18.92\left(\frac{Fr^{2.08}}{(1+C)^{1.88}}\right) \tag{5.3}$$

Molinas and Hosny [143] yaptıkları ikinci set deneylerde; köprü ayağı etrafında farklı kompaksiyon derecelerinde doymamış kil malzemede kompaksiyon miktarı arttıkça oyulma derinliğinin azaldığı belirlemiştir. (Şekil 5.6) Daha az sıkıştırılmış kil malzemede, su kil partiküllerinin yüzeyi boyunca nüfuz ettiğinden şişmeye neden olmakta, kil partikülleri arasındaki kuvvet azalmakta ve böylece oyulma derinliği artmaktadır. %100 koheziv malzemeden oluşan doymamış tabanda, koheziv olmayan malzemeyle karşılaştırıldığında oyulma çukuru kenarlarının daha dik olduğu hatta bazı deneylerde 90^0'lik açı oluşturduğu belirlenmiştir. Koheziv malzemenin kompaksiyon miktarı arttıkça oyulma çukuru kenar eğimlerinin arttığı belirlenmiştir.



Şekil 5.6 Oyulma oranına kompaksiyonun etkisi (Molinas ve Hosny [143])

Koheziv malzemenin kompaksiyonu arttıkça oyulma çukuru hacminin önemli oranda azaldığı belirlenmiştir. Farklı kompaksiyon dereceleri için yaklaşım Froude sayısı ve hızın artmasıyla oyulma oranı artmaktadır. (Şekil 5.7)



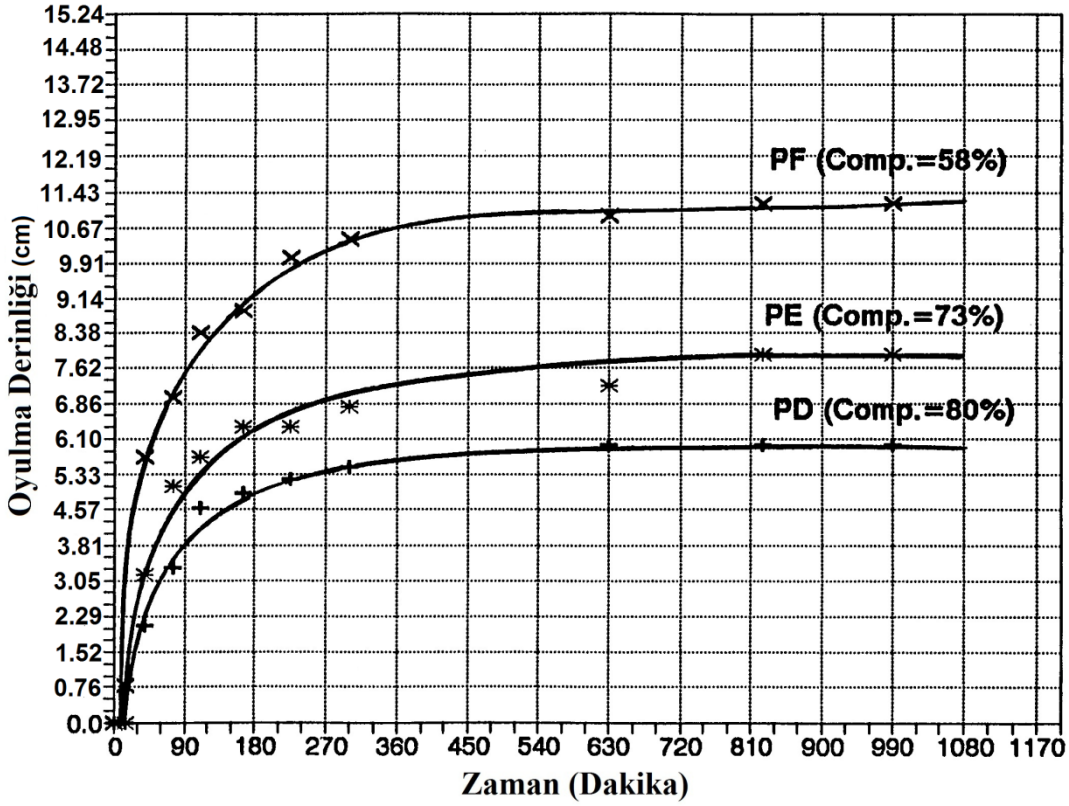
Şekil 5.7 Farklı Froude sayıları için kompaksiyonun oyulma oranına etkisi (Molinas ve Hosny [143])

Oyulma derinliğinin zamanla gelişiminin koheziv malzemenin kompaksiyonundan oldukça etkilendiği belirlenmiştir. Şekil 5.8 ve Şekil 5.9'da görüldüğü üzere %80 kompaksiyon olan tabandaki koheziv malzeme için oyulma derinliğinin %90'ına ilk 300 dakikada ulaşırken, %58 kompaksiyonlu zeminde denge oyulma derinliğinin %90'ına ilk 90 dakikada ulaşılmıştır.

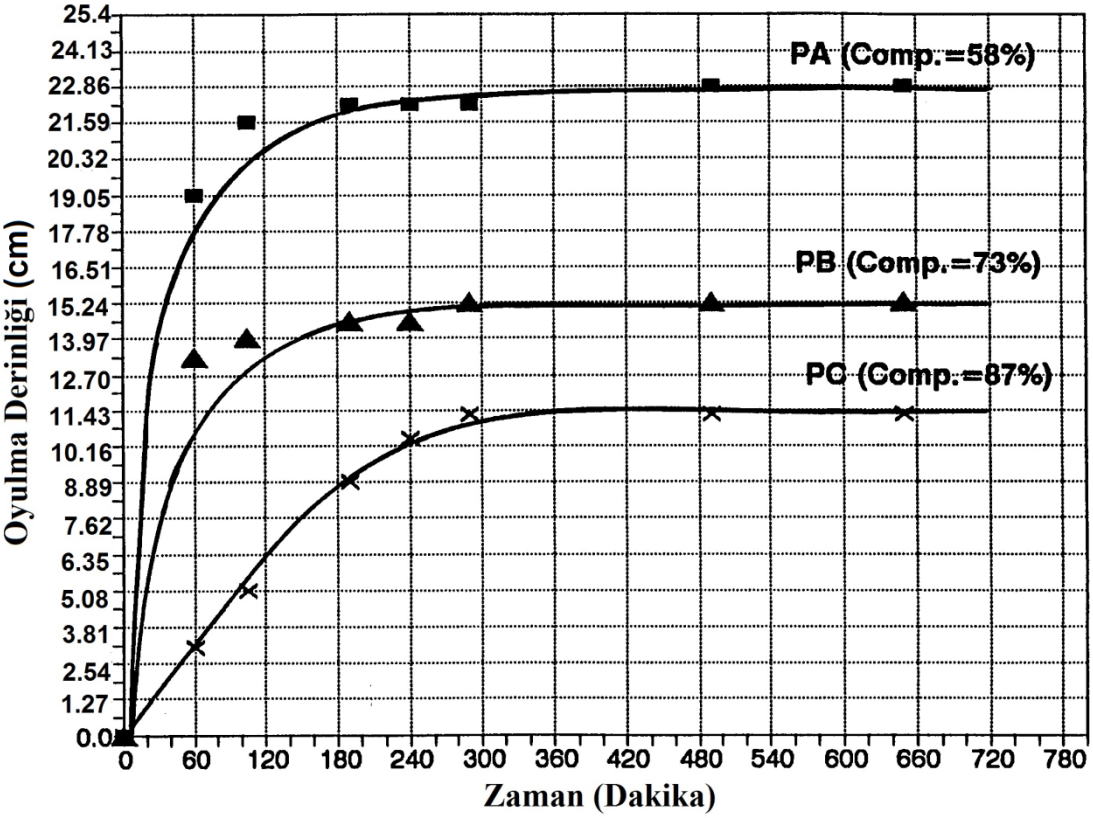
Doymamış koheziv malzemedeki boyutsuz oyulma oranı belirlenen boyutsuz parametrelere bağlı olarak aşağıdaki (5.4) gibi elde edilmiştir.

$$\left(\frac{H_d}{b}\right)_p = 2.71(W_c)^{-0.36} Fr^{1.92}\left(\frac{\tau}{\rho V^2}\right)^{0.023}(Comp.)^{-1.62} \qquad (5.4)$$

Burada başlangıç su muhtevası (W_c) 0.15 ile 0.5 arasında, Kompaksiyon 0.5 ile 1 arasındadır. Bu denklem Froude sayısının 0.18 ile 0.37 aralığında elde edilmiştir.



Şekil 5.8 Oyulma sürecine kompaksiyonun etkisi-1 (Molinas ve Hosny [143])



Şekil 5.9 Oyulma sürecine kompaksiyonun etkisi-2 (Molinas ve Hosny [143])

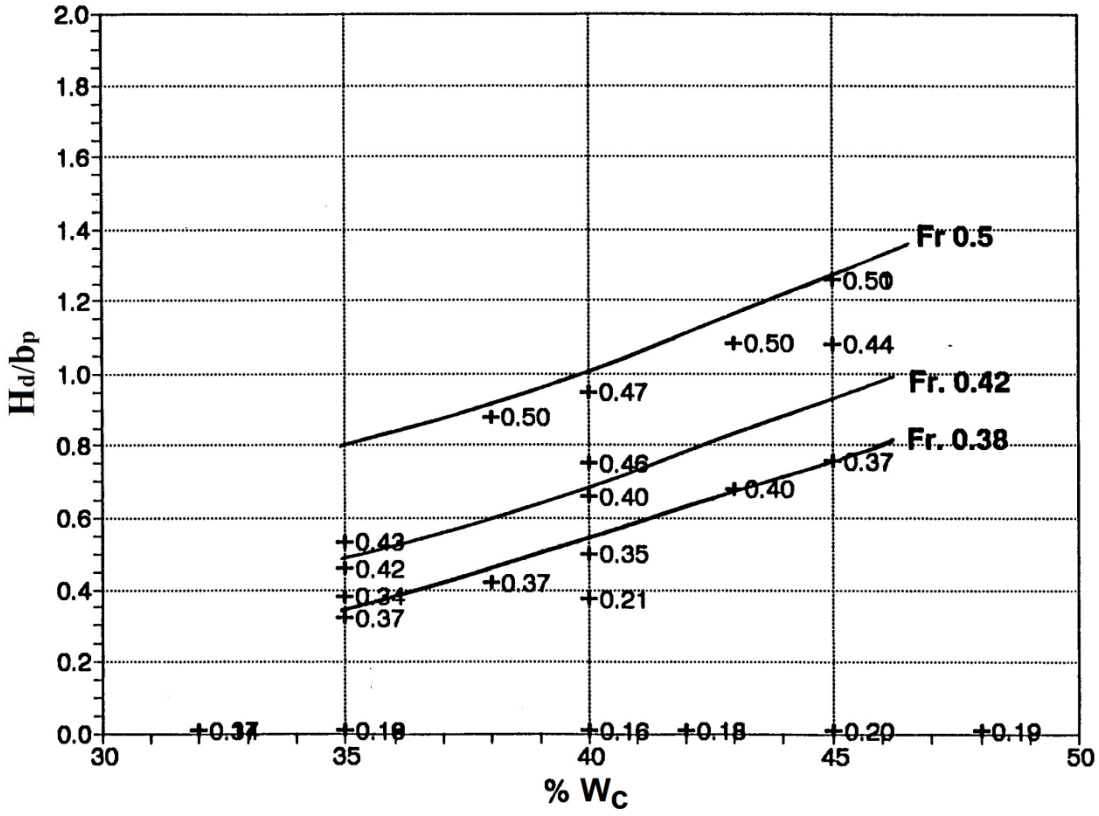
Molinas and Hosny [143] yaptıkları üçüncü set deneylerde ise; doygun koheziv tabanda, hem nehir rejimi hem de sel rejimi şartlarında başlangıç su muhtevasının köprü ayakları etrafındaki oyulmada oldukça etkin olduğunu belirlemişlerdir. Doymuş koheziv malzemede oyulma çukurunun kenar eğimleri de, kumlu tabanda ve kil-kum karışımında oluşan kenar eğimlerine göre daha diktir. Oyulma çukurunun kenar eğimleri başlangıç su muhtevasının azalmasıyla artmaktadır. Başlangıç su muhtevasının azalmasıyla oyulma derinliği ve hacmi azalmaktadır. Doymuş koheziv malzemedeki oyulma derinliği (H_d) ve oyulma hacmi (V_s) arasındaki bağıntı (5.5) denklemi ile verilmiştir.

$$\left(\frac{H_d}{b_p}\right) = 0.719\sqrt{\frac{V_s}{b_p^{\,3}}} \qquad (5.5)$$

Verilen başlangıç su muhtevası değeri için yaklaşan akım hızının artmasıyla oyulma derinliği artmaktadır. (Şekil 5.10) Eğer verilen akım şartları için başlangıç su muhtevası artıyorsa, oyulma derinliğide artmaktadır. %32 başlangıç su muhtevasındaki doymuş koheziv malzemede 0.56'dan daha küçük Froude sayılarında oyulma görülmemiştir. Doymuş koheziv malzemede, farklı başlangıç su muhtevalarında oyulma derinliğinin zamanla değişimi Şekil 5.11 ve Şekil 5.12'de verilmiştir. Doymuş koheziv malzemede maksimum oyulma derinliğine ulaşma süresinin (900 dk) kil-kum karışımı malzemeye göre (420 dk) daha uzun sürdüğü belirlenmiştir. Maksimum oyulmanın %90'ına kil-kum karışımında ilk 300 dakikada ulaşırken, doymuş koheziv malzemede ilk 540 dakikada ulaştığı görülmüştür.

Doymamış koheziv tabanla karşılaştırıldığında, doymuş killer için yüksek başlangıç su muhtevalarında fiziksel anlamını kaybettiği için boyutsuz taban kayma gerilmesi ($\tau/\rho V^2$)ihmal edilmiştir. Doymuş koheziv malzemede kompaksiyon da su muhtevasıyla ilşkili olduğundan bu parametrede kaldırılmıştır. Oyulmanın başlama kriteri olan kritik Froude sayısının (Fr_C) doymuş koheziv malzemede başlangıç su muhtevasının fonksiyonu olduğu belirlenmiştir. Kritik Froude sayısı (Fr_C) için başlangıç su muhtevasına (W_c) bağlı olarak (5.6) denklemi verilmiştir.

$$Fr_c = \frac{0.035}{W_c^2} \qquad (5.6)$$



Şekil 5.10 Oyulma oranına doymuş malzemenin başlangıç su muhtevasının etkisi (Molinas ve Hosny [143])

Başlangıç su muhtevasının 0.15 ile 0.5 aralığı ve Froude sayısının 0.18 ile 0.506 aralığında doymuş koheziv malzemenin oyulması için (5.7) denklemi geliştirilmiştir. Bu denklem (Fr-Fr_c) parametresinin negatif değerleri ve sel rejimi şartlarındaki sonuçlar dahil edilmeden belirlenmiştir.

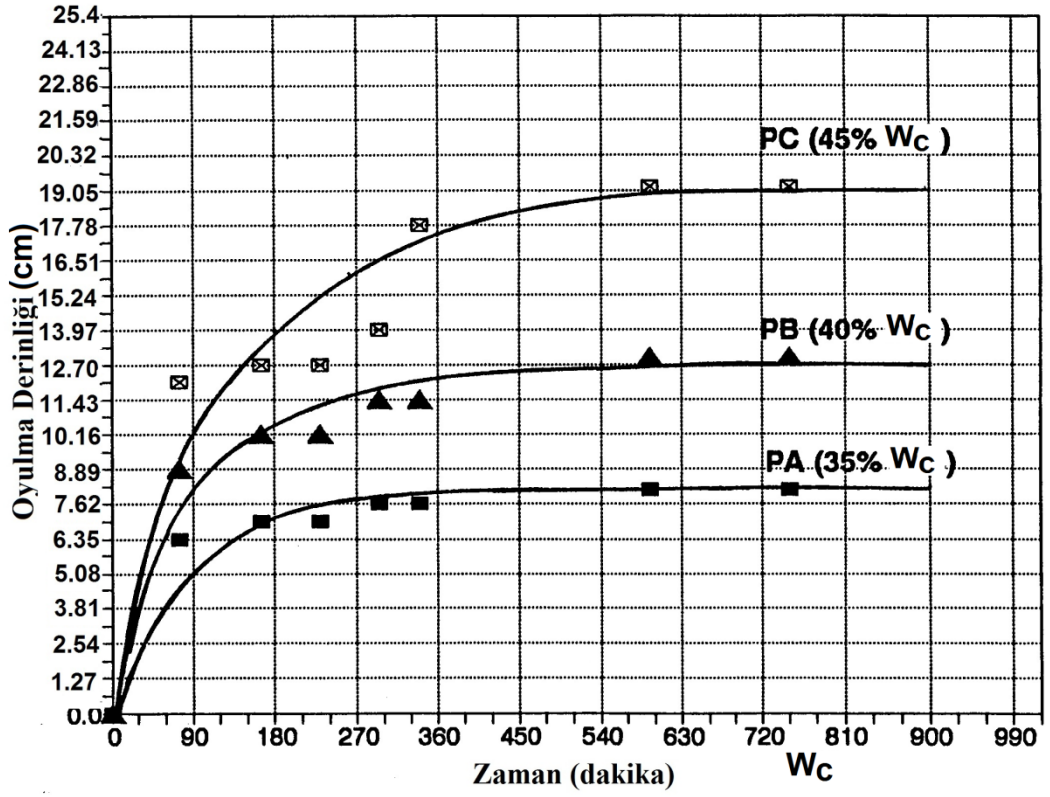
$$\left(\frac{H_d}{b}\right)_p = 5.48(W_c)^{1.14}(Fr - Fr_c)^{0.6} \tag{5.7}$$

Sel rejimi dahil bütün veriler için elde edilen denklem (5.8) denklemi ile verilmiştir.

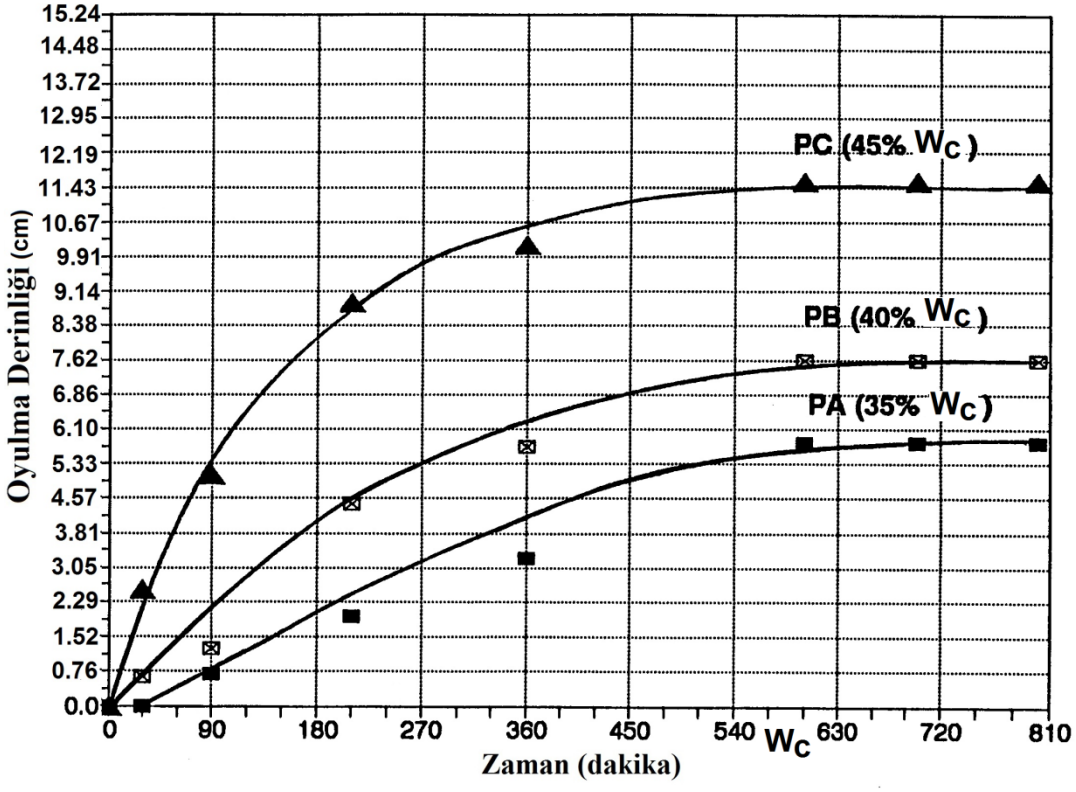
$$\left(\frac{H_d}{b}\right)_p = 5.5(W_c)(Fr - Fr_c)^{0.6} \tag{5.8}$$

Doymuş kilin başlangıç su muhtevası %32 olduğunda sel rejimi şartlarında elde edilen denklem ise (5.9) denklemi ile verilmiştir.

$$\left(\frac{H_d}{b}\right)_p = 2.5(W_c)(Fr - Fr_c)^{0.6} \tag{5.9}$$



Şekil 5.11 Oyulma sürecine doymuş malzemenin başlangıç su muhtevasının etkisi-1 (Molinas ve Hosny [143])



Şekil 5.12 Oyulma sürecine doymuş malzemenin başlangıç su muhtevasının etkisi-2 (Molinas ve Hosny [143])

Molinas ve Hosny [143] hem doymamış hem de doymuş koheziv malzeme için yaptıkları Set 2 ve Set 3 deneylerini birleştirerek maksimum oyulma derinliğinin belirlenmesi için pratikte kullanılmak üzere Hosny [197]'de de belirtilen genel bir denklem (5.10) elde etmişlerdir.

$$\left(\frac{H_d}{b}\right)_p = 0.9(W_c)^{-2/3} Fr^{3/2} (Comp.)^{-2} \qquad (5.10)$$

Molinas [198] Colorado State Üniversitesi tarafından USA Federal Otoyol İdaresi'ne köprü ayakları ile ilgili 1991-1996 yılları arasında yapılan çalışmaları değerlendirmek için bir rapor hazırlanmıştır. Çalışma, 5 farklı deney kanalında, 20 farklı kohezyonsuz zemin ve 10 farklı kohezyonlu zemin için yapılmıştır. Çalışmanın detayları aşağıda isimleri görülen 6 ciltte rapor olarak hazırlanmıştır.

1) Köprü ayaklarında temiz su oyulmasına kaba malzeme yüzdesi ve sediment dağılımının etkisi,

2) Dairesel ayaklar etrafındaki temiz su oyulmasına akım hidrografının ve sediment dağılımının deneysel olarak incelenmesi,

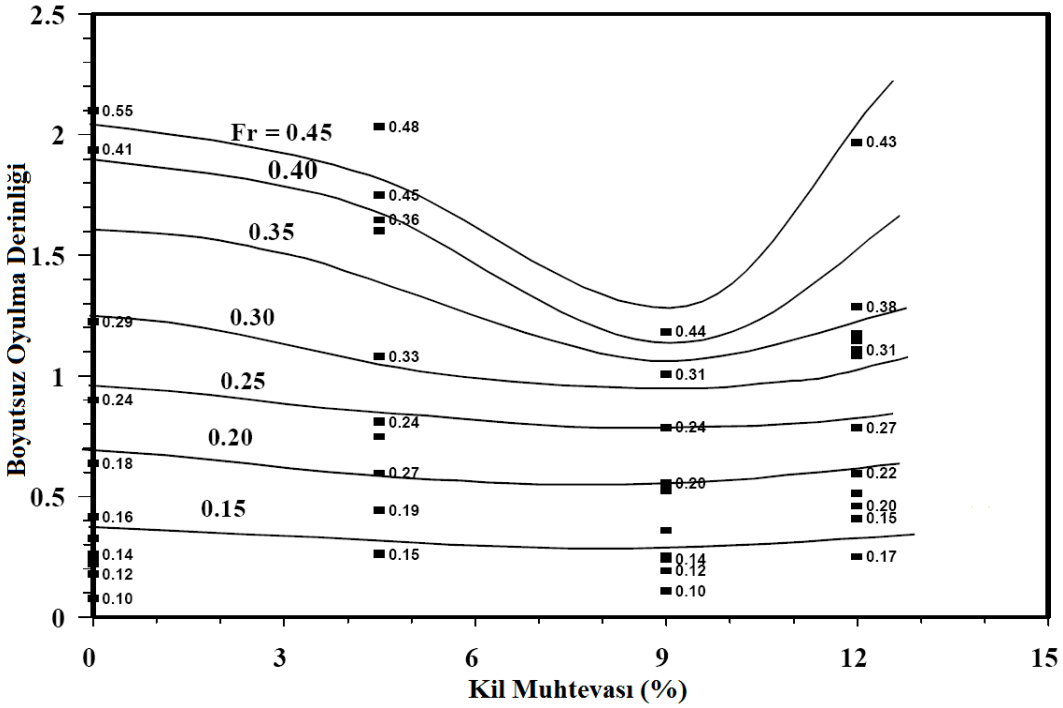
3) Üniform olmayan taban malzemesi durumunda köprü kenar ayağı oyulması,

4) Kohezyonlu malzemede dairesel ayaklar etrafındaki oyulmanın deneysel incelenmesi,

5) Köprü kenar ayağı oyulmasına kohezyon etkisi ve

6) Üniform ve tabakalı zeminde köprü kenar ayağı oyulması.

Bu 6 ayrı çalışmanın özeti niteliği taşıyan bu çalışmanın 4. bölümünde düşük kil muhtevasında kil-kum karışımında köprü ayakları etrafındaki oyulma incelenmiştir. Sonuçlar az miktardaki koheziv malzeme içeriğinin bile oyulma miktarını oldukça azalttığını göstermiştir. Şekil 5.13' te köprü kenar ayaklarında koheziv malzeme muhtevasının değişiminin etkisini göstermektedir. Şekilde görüldüğü gibi kil muhtevasının artmasıyla oyulma derinliği azalmaktadır. Bununla birlikte belirli bir değerden sonra bu davranış tersine dönmektedir.



Şekil 5.13 Kil Muhtevasının Köprü Kenar Ayağı Oyulmasına Etkisi (Molinas [198])

Montmorillonitik/kaolin killi kumlarda ölçülen oyulma derinliklerini, benzer akım ve geometri şartları altında kumda ölçülen oyulma derinlikleri ile normalleştirmiş ve değeri 0 ile 1 aralığında olan bir azaltma faktörü (K_{CC}) belirlemişlerdir. Bu azaltma faktörü kil muhtevasına bağlı olarak aşağıda (5.11) verilmiştir.

$$K_{CC} = \frac{1}{1+\left(\frac{C}{\alpha}\right)^{\beta}} \qquad 0 \le C \le 11 \tag{5.11}$$

Bu azaltma faktörü denkleminde montmorillonit kil için α,β= 16 ve 1.5, , kaolin kil için α, β= 16 ve 3.8 olarak belirlenmiştir. Böylece ayak şekli ve genişliği, akım derinliği ve kum özellikleri yaklaşık olarak sabit tutulduğunda, farklı akım şartları altında kil muhtevasının etkisi belirlenebilmektedir.

Aynı çalışmanın 5.Bölümünde Montmorillonit kil tabanlarda köprü orta ayağı oyulması açıklanmıştır. Bu bölümde deneysel çalışmanın amacı doygun olmayan sıkıştırılmış ve doygun koheziv tabanda bulunan köprü orta ayaklarında oyulma mekanizmasını etkileyen parametreleri belirlemek ve yerel oyulma derinliklerinin miktarını öngörebilmek için denklemler geliştirmek olarak belirtilmiştir. Bu bölümde yapılan orta ayak oyulma deneyleri doygun ve doygun olmayan koheziv malzeme şartları olmak

üzere sınıflandırılmıştır. Deneylerin ayrıntıları Hosny [197], Molinas vd. [199] ve [200] ile Molinas ve Hosny [143]'te verilmiştir.

Yapılan çalışmada doygun olmayan sıkıştırılmış kil zeminde ve doygun kil zeminde yer alan orta köprü ayağı oyulmaları arasında fark olduğu belirlenmiştir. Bu farklılık yerel ayak oyulmasını kontrol eden parametreleri etkilemektedir. Doygun olmayan sıkıştırılmış montmorillonit killerde; başlangıç su muhtevası, Froude sayısı, zemin kayma gerilmesi ve kompaksiyon oranına göre oyulma derinliği denklemi belirlenmiştir. Koheziv zeminin kompaksiyonundaki artmayla oyulma derinliği ve hacmi azalmaktadır. Doymamış şartlarda oyulma derinliği için (5.4) denklemine benzer olarak (5.12) denklemi elde edilmiştir. Burada başlangıç su muhtevası (W_c) ve kompaksiyon yüzde olarak verilmiştir. Bu denklem başlangıç su muhtevası %15-50, kompaksiyon %50-100, Froude sayısı 0.18-0.37 aralığında ve zemin kayma gerilmesi değerleri 0.1-0.45kg/cm^2 arasındaki deneyler ile elde edilmiştir.

$$\left(\frac{H_d}{b}\right)_p = 24.715\left(W_c\right)^{-0.36} Fr^{1.92}\left(Comp.\right)^{-1.62} \qquad (5.12)$$

Doygun koheziv zeminlerde (Montmorillonit kil) ise boyutsuz zemin kayma gerilmesi ihmal edilerek oyulma derinliği başlangıç su muhtevası ve Froude sayılarının farkının ($Fr-Fr_i$) fonksiyonu olarak (5.7) denklemine benzer şekilde (5.13) denklemi tanımlanmıştır.

$$\left(\frac{H_d}{b}\right)_p = 0.0288\left(W_c\right)^{1.14}\left(Fr - Fr_i\right)^{0.6} \qquad Fr \geq Fr_i \qquad (5.13)$$

Burada Fr_i , köprü ayağında oyulmayı başlatan Froude sayısı ($Fr_i = 350/W_c^2$) olarak tanımlanmıştır. (5.13) denklemindeki 0.0288 katsayısı sel rejimi şartlarında 0.0131 olmaktadır.

Çalışmanın 6. bölümünde ise kenar ayak oyulmasında kohezyonun etkisi araştırılmıştır. Taban malzemesi olarak 2 farklı koheziv malzeme kullanılarak daha büyük ölçekli iki kanalda deneyler yapılmıştır. İlk taban malzemesi %32 kil, %30 silt ve %38 ince kum içermektedir. İkinci taban malzemesi karışımı ise saf kaolin kili ile orta kumun karıştırılmasıyla elde edilmiştir. Bu karışım %30 kil ve %70 kum içermektedir. Kaolin kili karışımı için taban malzemesinin harekete başlangıç hızı yapılan deneylerle 0.6 m/s olarak belirlenmiştir. Montmorillonit kil deneylerinde doymuş ve doymamış malzeme

şartları için; kompaksiyon, başlangıç su muhtevası ve kayma mukavemetinin etkisi araştırılmıştır.

Böylece kohezyonlu zeminlerde, kenar ayak oyulmasının zemin özelliklerine bağlı birçok değişkene bağlı olduğunu görülmüştür. Montmorillonit zeminlerde rölatif oyulma derinliğinin başlangıç su muhtevasına ve kompaksiyon oranına bağlı olduğu görülmüştür. Doygun olmayan montmorillonit karışımlarda; kompaksiyon oranının ve başlangıç su muhtevasının artmasıyla kenar ayak oyulma derinliği azalmaktadır. Doygun koheziv zeminlerde ise oyulma derinliği başlangıç su muhtevasının fonksiyonu olup ters orantılıdır. Başlangıç su muhtevasının (W_c) %25'ten düşük olduğu doymamış montmorillonit killerde koheziv malzemedeki oyulmanın (H_d), koheziv olmayan malzemede ki oyulmaya (H_{dnc}) oranı (5.14) denklemi ile verilmiştir. (Molinas vd. [201]).

$$\frac{H_d}{H_{dnc}} = \left(2.186 - 0.05342 W_c\right)\begin{pmatrix} 15.407 - 0.522 Comp. + 0.006087 Comp.^2 \\ - 0.0000235 Comp.^3 \end{pmatrix} \qquad (5.14)$$

Başlangıç su muhtevasının %28-45 aralığındaki montmorillonit killerde oyulma oranı (5.15) denklemi ile verilmiştir.

$$\frac{H_d}{H_{dnc}} = \left(4.76 - 0.451 W_c + 0.01361 W_c{}^2 - 0.000126\, W_c{}^3\right)\begin{pmatrix} 0.339 + \\ 0.01744 Comp. \end{pmatrix} \qquad (5.15)$$

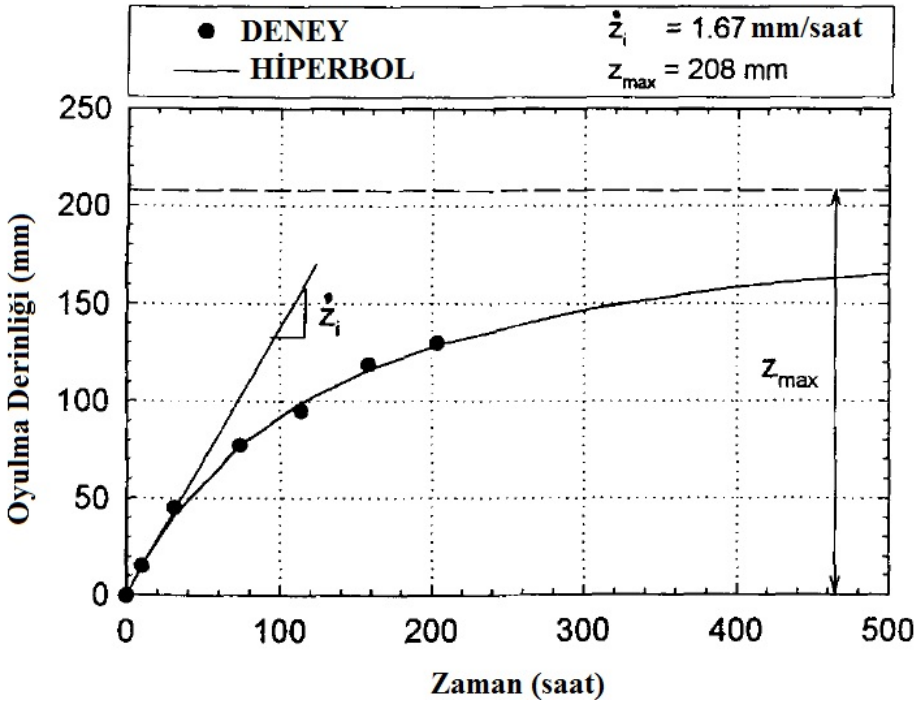
(5.14) ve (5.15) denklemleri başlangıç su muhtevasının %12 ile 45 aralığı, kompaksiyonunda %58 ile 89 aralığı için geliştirilmiştir. Bu denklemler Froude sayısının 0.1 -0.6 , zemin kayma mukavemetinin 0.1-0.63 kg/cm^2 aralıklarıdaki deneylerden elde edilmiştir.

Doygun olmayan kaolin karışımlarında aynı deney şartları altındaki koheziv olmayan malzeme ile karşılaştırıldığında toplam oyulmanın %80 daha küçük olabileceği belirlenmiştir. Doymamış kaolin kilinde oyulma oranı için (5.16) denklemi verilmiştir.

$$\frac{H_d}{H_{dnc}} = \left(0.12 + 0.014 W_c - 0.00205 W_c^2 - 0.000057\, W_c{}^3\right)\begin{pmatrix} 0.4 \\ + 0.017 Comp. \end{pmatrix} \qquad (5.16)$$

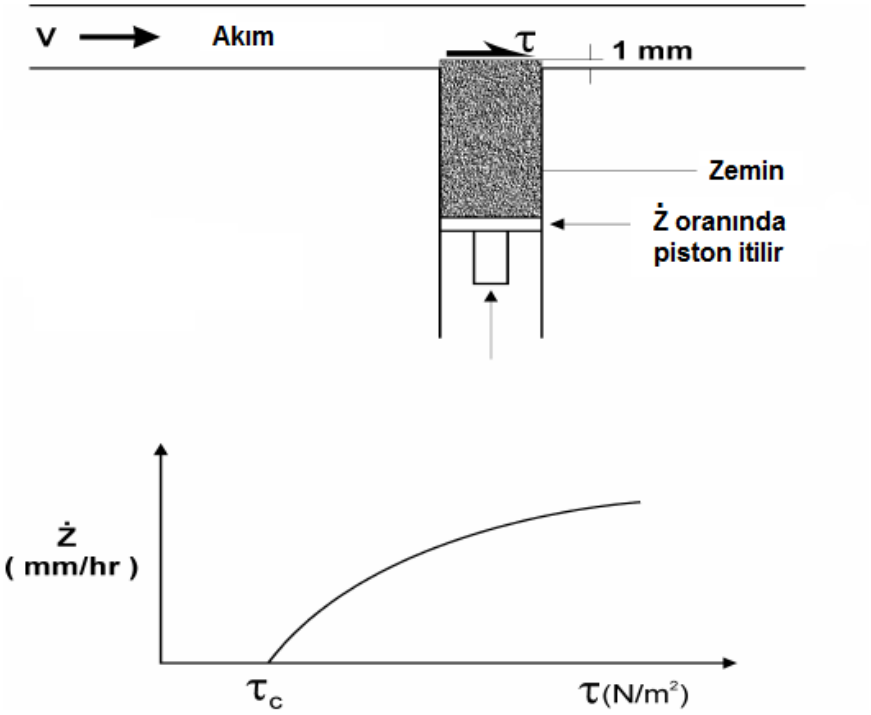
Briaud vd. [181] kilde ve kumda yer alan köprü ayakları etrafındaki maksimum oyulma derinliklerini karşılaştırmak amacıyla deneysel çalışma yapmıştır. Pratikte kum zemindeki maksimum oyulma derinliği denklemlerinin kil zemin içinde kullanıldığını

ama bunun için net bir çalışma olmadığını belirtmişlerdir. Çapları 25 mm ile 210mm arasında değişen ayaklar için düşük plastisiteli porselen kili, orta plastisiteli armstone kili (çömlekçilikte kullanılan bir tür kil), yüksek plastisiteli bentonit kili ve iki farklı üniform kumda deneylerini gerçekleştirmiştir. Kil zeminde; deney başlangıcından itibaren 200 saat sonra (8.33 gün) bile oyulma derinliğinin hala arttığını belirtmişlertir. (Şekil 5.14) Benzer köprü ayağı çapı, akım derinliği ve akım hızı şartlarında maksimum oyulma derinliğinin ince kumdaki değeri 41 mm iken, düşük plastisiteli kilde 48,7 mm olduğu görülmüştür. Bu karşılaştırma Şekil 4.14'te görülmektedir. Bununla beraber; başlangıç oyulma oranı kum için 840 mm/saat iken; kilde 0.95 mm/saat olarak belirlenmiştir. Deney sonuçları; maksimum oyuma derinliğinin köprü ayağının önünde değil arkasında oluştuğunu, maksimum oyulma derinliğinin kumda ve kilde yaklaşık olarak aynı olduğunu ve bununla birlikte oyulma oranının oldukça farklı olduğunu göstermiştir. Böylece kildeki oyulma hızının kumdakinden 1000 kat daha düşük olduğu belirtilmiştir. Bu yüzden kil zeminlerde; oyulma oranı çok düşük olduğundan fırtına sırasında bile maksimum oyulma derinliğine ulaşılamayabileceğinden, oyulmanın zamana bağlı değişimine dayanan bir metod uygulanmasının mümkün olduğu belirtilmiştir. Bu da yerine özgü oyulma oranı analizinin killerde mümkün iken kumlarda mümkün olmadığını göstermiştir. Bu method Briaud vd. [73]'te verilmiştir.



Şekil 5.14 Kil zeminde oyulma derinliği-zaman grafiği (Briaud vd. [181])

Briaud [202]'te yaptığı çalışmayla ince taneli zeminlerin oyulabilirliğini deneysel olarak araştırmış, kritik kayma gerilmesi veya erozyon fonksiyonunun (mm/saat) başlangıç eğimi ile zemin özellikleri arasında net bir ilişki bulamamıştır. Yani temel zemin özellikleri ve oyulabilirlik paramatreleri arasında basit ve geçerli bir ilişki belirlenememiştir. Aslında farklı killer farklı oranda oyuluyorsa, erozyon fonksiyonu ve parametreleri zemin özelliklerinin fonksiyonu olmalıdır. Öyleyse oyulabilirlik ve zemin özellikleri arasında bir ilişki vardır ancak bu ilişki oldukça karışıktır. Bunun yerine yerinden alınan koheziv zeminde erozyon fonksiyonunu ölçmek için bir aparat geliştirmenin daha kolay olduğunu belirtmişlerdir. Bu aparatı erozyon fonksiyon aparatı veya EFA olarak tanımlamışlardır. Erozyon fonksiyon aparatı (EFA) (Şekil 5.15) 1991'de düşünülmüş, 1992'de tasarlanmış ve 1993'te yapılmıştır.



Şekil 5.15 EFA Şematik diyagram ve test sonuçları (Briaud [202])

Briaud vd. [60] bir rapor halinde sundukları çalışmalarında SRICOS-EFA Methodu ile koheziv zeminde köprü ayakları ve yapılar etrafındaki oyulmayı araştırmışlardır. Bu metotta araziden Shelby tüpü ile örnekler toplanmış ve erozyon oranı-kayma gerilmesi eğrisini oluşturmak amacıyla EFA ile test edilmiştir. Bir zeminin erozyon fonksiyonunu veren EFA testi (Erosion Function Apparatus), koheziv zeminlerde oyulma oranı methodunun (SRICOC) tamamlayıcısı haline gelmiştir. Silindir ayaklar etrafındaki düz

tabanda oyulma başlamadan hemen önce oluşan maksimum kayma gerilmesi, τ_{max} (5.17) denklemini kullanarak hesaplanmaktadır.(Wei vd. [203], Briaud vd. [192], [204])

$$\tau_{\max} = 0.094\rho V^2 \left(\frac{1}{\log \mathrm{Re}} - \frac{1}{10} \right) \tag{5.17}$$

Burada ρ; suyun özgül kütlesi (kg/m^3), V; ortalama akım hızı (HEC-RAS bilgisayar programıyla yapılan hidrolojik analizle elde edilen, köprü ayağı bulunmadığında ayağın yerinde oluşacak hız), Re; köprü ayağı reynolds sayısı $\left(VD/\upsilon\right)$dır. D, köprü ayağı çapı, υ suyun kinematik viskozitesidir. (20^o C'de 10^{-6} m^2/s) Briaud vd. [192]'de üç farklı kil zeminde yapılan 36 deney ve kumda yapılan 7 deney ile toplam 43 laboratuar deneylerindeki sonuçlar kullanılarak elde edilen (5.18) denklemiyle maksimum oyulma derinliği (H_{max}) hesaplanmıştır.

$$H_{\max}(mm) = 0.18\,\mathrm{Re}^{0.635} \tag{5.18}$$

Zamana (t) karşılık oyulma derinliğinin şeklinin eğrisini veren denklem (5.19) denklemi ile verilmiştir.

$$H = \frac{t}{\frac{1}{\dot{Z}} + \frac{t}{H_{\max}}} \tag{5.19}$$

Burada $\dot{Z}$; (mm/saat) maksimum kayma gerilmesi değerinde EFA testinden elde edilen oyulma oranı-kayma gerilmesi eğrisinden okunan başlangıç oyulma oranıdır. Bu metot sabit hızda, üniform zeminde ve ayak çapının iki katı olan su derinliğinde tanımlanmıştır. (Briaud vd. [60] ve [66])

Elde edilen (5.18) denklemi maksimum oyulma derinliğinin sadece ayak Reynolds sayısına yani akım hızına ve ayak genişliğine bağlı olduğunu göstermektedir. Zemin özelliklerine bağlı olmadığı için kil ve kum için bir farklılık olmadığı görülmektedir. Bu yüzden farklı erozyon direncine sahip olan farklı zeminlerde aynı ayak şekli ve akım şartlarında denge oyulma derinliği aynı olabildiği belirtilmiştir. Bu, diğer çalışmalar (Hosny [197]) ile çelişki oluşturmaktadır. Ting vd.[205]'te bunu araştırmacılar killerin karışık doğası, erozyon dirençlerinin birçok faktörden etkilenmesi ve erozyon dirençlerinin ölçeklendirilmesinin zorluğu yüzünden koheziv zemindeki yerel oyulma deneylerinin zorluğuna bağlamaktadır.

Ting vd. [205], kumdaki ve kilde oluşan oyulma derinliklerini karşılaştırmak ve Reynolds sayısı, Froude sayısı ve yaklaşan akımın su derinliğinin oyulma derinliklerine etkisini belirlemek amacıyla kil tabanda dört farklı köprü ayağı boyutunda deneylerini gerçekleştirmiştir. (5.17) denklemine göre aynı hız için küçük silindir boyutlarında daha büyük kayma gerilmesi (τ_{max}) oluşmuştur. Kil tabandaki oyulma oranının kuma göre daha yavaş olmasına rağmen, kildeki denge oyulma derinliğinin kumdaki ile aynı olduğu belirlenmiştir. Oyulma çukurunun şeklinin ayak Reynolds sayısı ile ilişkili olduğu, düşük Reynolds sayılarında ayaklar etrafındaki oyulma derinliği birbirine benzer olduğu, büyük Reynolds sayılarında ise oyulma çukurunun büyük bir kısmının ayağın arkasında oluştuğu belirlenmiştir. Elde edilen denge oyulma derinliğinin ayak Reynolds sayısı ile oldukça ilişkili olduğu ve yapılan deney şartlarında Froude sayısı ile rölatif akım derinliğinin oyulma derinliğine önemli bir etkisinin olmadığı belirlenmiştir. Her bir deney için; oyulma derinliği zaman eğrisini kullandıkları hiperbolik ekstrapolasyon ile

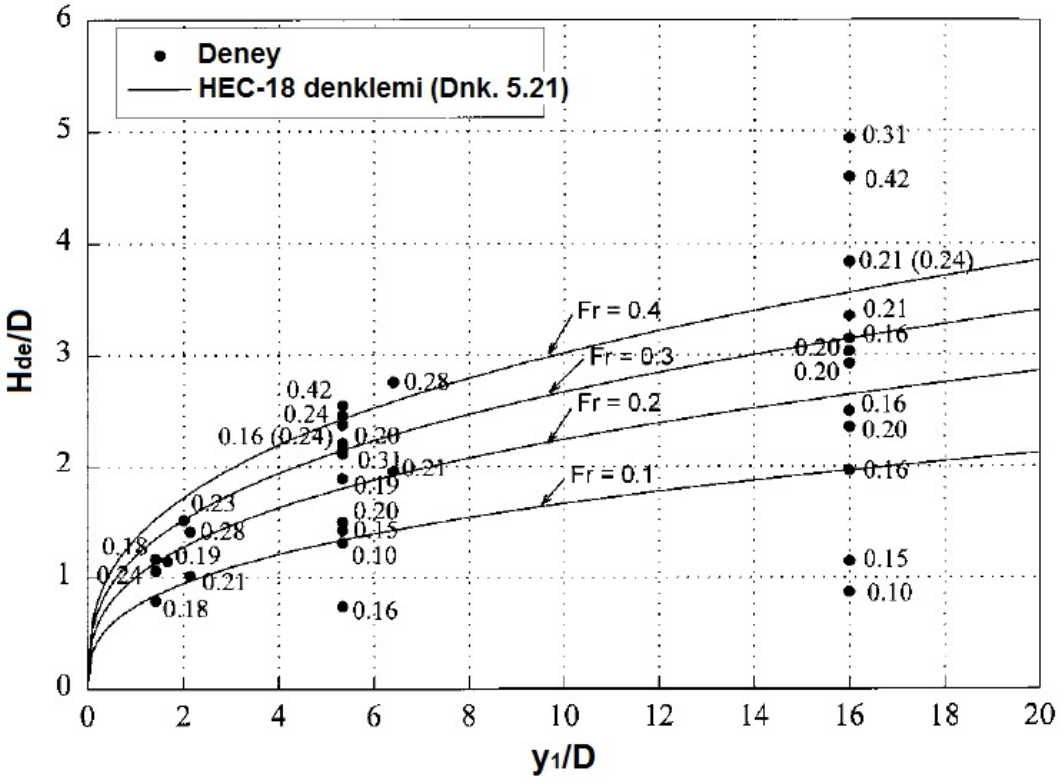
$$H_t = \frac{t}{a + bt} \tag{5.20}$$

denklemini elde etmişlerdir. Burada H_t ; t zamanındaki oyulma derinliği, 1/a ; t=0'da başlangıç oyulma oranı, 1/b ise $t \to \infty$ iken denge oyulma derinliğidir. a ve b değerleri Levenberg-Marquardt methodu kullanılarak belirlenmiştir. 142.5 saat deney süresi olan bir deney için 1/a=2.5mm/sa ve 1/b=178.2mm olarak belirlenmiştir. Çalışmada kohezyonsuz zeminlerde köprü ayağı oyulmasının hesaplanması için Colorado State Üniversitesi modifiye edilmiş olan HEC-18 denklemi (Richardson ve Davis [206]) (denklem 5.21) kullanılmıştır.

$$\frac{H_{de}}{D} = 2.0\, K_1 K_2 K_3 K_4 \left(\frac{y_1}{D}\right)^{0.35} \left(\frac{V_1}{\sqrt{g y_1}}\right)^{0.43} \tag{5.21}$$

Burada H_{de} ;denge oyulma derinliği, y_1 ; ayak membasında yaklaşan akım derinliği,K_1, K_2 K_3,K_4 düzeltme faktörleri (köprü ayağı şekli, atak açısı, taban topoğrafyası) D; köprü ayağı çapı, V_1 ;yaklaşan akımın hızı ve g; yerçekimi ivmesidir. Farklı Froude sayıları için rölatif oyulma derinliğinin (H_{de}/D) rölatif akım derinliği (y_1/D) ile değişimi Şekil 5.16'daki gibi verilmiştir. Bu şekilde Rölatif oyulma derinliğinin (H_{de}/D); rölatif akım derinliği (y_1/D) ile arttığı ve akım Froude sayısı ile azda olsa ilişkili olduğu

görülmektedir. Ayrıca bu çalışma; denge şartlarına bağlı olan ve oyulma oranının dikkate alınmadığı oyulma tahmin methodlarının, killi zemindeki bir taşkında yerel oyulma büyüklüğünü fazla tahmin edebileceğini göstermiştir.



Şekil 5.16 Farklı Froude sayıları için rölatif akım derinliği ile Rölatif oyulma derinliğinin değişimi (Ting vd. [205])

Salaheldin vd. [207] koheziv zeminde bulunan yapılar etrafında denge oyulma derinliklerini ve oyulma şeklini tahmin etmek için yeni bir yöntem geliştirmişlerdir. Bu yöntem Güney Karolina-Charleston'da Cooper nehri üzerinde yeni köprünün ana kuleleri için yapılan gemi çarpmalarına önlem olarak hazırlanan adalar için kullanılmıştır. Farklı düşey ve yatay ölçekteki üç küçük ölçekli model için deneyler gerçekleştirmiş birbiriyle karşılaştırılmıştır. Oyulma; yanlarda ön tarafa göre daha fazla gelişmiştir. Bu çalışmadan elde edilen maksimum oyulma derinliği Hosny [197] ile aynı büyüklükte ve diğer çalışmalardan (Briaud vd. [192] ve Richardson ve Davis [206]) daha küçük olarak belirlenmiştir. Denge durumundaki maksimum kayma gerilmesi, numunenin oyulabilirlik testlerinden elde edilen erozyon direncinden daha küçüktür. Oyulmadan hemen önce düz tabanda ölçülen maksimum kayma gerilmesi değerleri, kritik kayma gerilmesinden daha büyüktür. Wei vd. [203] tarafından bulunan (5.17)

denkleminin hem laboratuar deneylerinde hem de tam ölçekte mantıklı sonuçlar verdiği belirlenmiştir.

Ansari vd. [208] taban malzemesi olarak kullanılan kohezyonsuz malzemeye kohezyonlu malzemeye benzeştirmek için farklı oranlarda kil karıştırılmıştır. Benzer deney şartları için, koheziv zemindeki boyutsuz maksimum oyulma derinliğinin koheziv olmayan zemindekine göre daha az veya hatta çok daha fazla olabileceğini belirtmişlerdir. Koheziv zeminlerde su muhtevasının; oyulma sürecini ve maksimum oyulma derinliğinin yerini belirleyen başlıca parametre olduğunu belirtmişlerdir.

Oyulma derinliğinin zamanla değişiminin, koheziv olmayan sedimenttekine benzer bir davranış gösterdiği gözlemlenmiştir. Bununla birlikte koheziv sediment için deneylerin süresinin farklı olarak 6-60 saat arasında olduğu gözlenmiştir. Yapılan çalışmayla kohezyonlu sedimentte yer alan köprü ayağı etrafındaki maksimum oyulma derinliği için (5.19) ve (5.20) denklemleri geliştirilmiştir.

$$\frac{H_d}{H_{dnc}} = 1.51\left(\frac{C_*}{\phi_*}\right)^{0.2} \qquad I_p=0 \quad \text{için} \qquad (5.19)$$

$$\frac{H_d}{H_{dnc}} = 0.5\left(\frac{C_*}{\phi_*}\right)^{-0.2} \qquad I_p \geq 4 \quad \text{için} \qquad (5.20)$$

Burada ; C_*, (5.21) ifadesiyle tanımlanan boyutsuz kil muhtevası ve ϕ_* (5.22) ifadesiyle tanımlanan boyutsuz katsayıdır.

$$C_* = \frac{C.C_u}{(\gamma_s - \gamma_w).d_a} \qquad (5.21)$$

$$\phi_* = \frac{C\tan\phi_c + (1-C)\tan\phi_s}{\tan\phi_s} \qquad (5.22)$$

Burada H_d kohezyonlu sedimentte maksimum oyulma derinliği, H_{dnc} aynı akım ve köprü ayak şartlarında kohezyonsuz sedimentte maksimum oyulma derinliği, C koheziv katı madde içindeki kil muhtevası, C_u ve ϕ_c optimum su muhtevasında sırasıyla kohezyon ve içsel sürtünme açısı, ϕ_s karışımdaki kohezyonsuz katı maddenin içsel sürtünme açısı ve γ_d kohezyonlu katı maddenin kuru özgül ağırlığıdır.

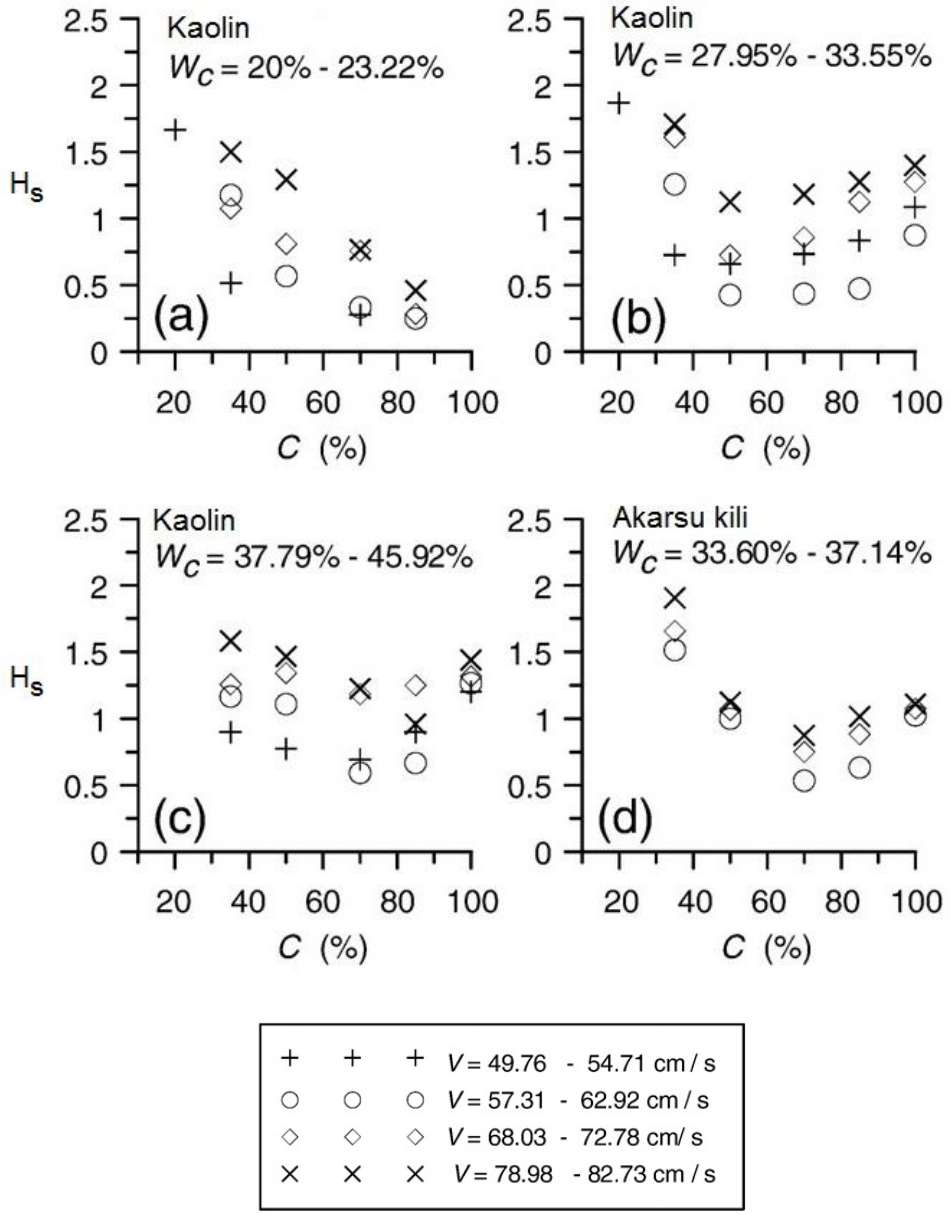
Ansari vd. [209] bu çalışmasında ise hem kohezyonsuz hem de kohezyonlu malzemede batık dairesel jet altında meydana gelen oyulmayı deneysel olarak araştırmıştır. Kil

içeriğinin %10 ile %20 arasında olan (yani plastik olmayan katı maddede) malzemelerde oyulma çukurunun şevleri, oyulmanın başlangıçtaki evreleri boyunca neredeyse 90^0 ye eşit olmaktadır. Bununla birlikte, birçok malzeme için denge halindeki oyulma çukurunun geometrisi kohezyonsuz katı maddeninkine benzemektedir. Kil içeriğinin %20'den fazla ve plastisite indisinin >1 olduğu plastik katı maddelerdeki oyulma çukurunun şev eğimlerinin bütün oyulma sırasında 90^0 civarında olduğu gözlenmiştir. Bu katı maddelerdeki oyulmanın partiküllerin kümeleşmesi (yumaklar halinde) şeklinde oluştuğu gözlenmiştir. Koheziv plastik katı maddedeki (I_p>0) oyulma özellikleri aynı jet akımı özellikleri altındaki kohezyonsuz katı maddedekine göre oldukça farklı olduğu belirlenmiştir.

Debnath ve Chaudhuri [210]'da kil-kum tabana yerleştirilen silindir ayak etrafındaki oyulma araştırılmıştır ve oyulma süreci anlatılmıştır. Yapılan deneylerle kil muhtevasının, su muhtevasının, ayak Froude sayısının ve zemin kayma mukavemetinin; maksimum denge oyulma derinliğine, denge oyulma çukuru geometrisine, oyulma sürecine ve oyulmanın zamanla değişimine etkisi araştırılmıştır. Koheziv tabanda silindir ayakta meydana gelen oyulma üzerine yapılan çalışmalarda, kil tabanda meydana gelen maksimum denge oyulma derinliğinin kum tabandakine benzer olduğu belirtilmiştir. Kil-kum karışımlı tabanlarda kil muhtevası arttıkça maksimum denge oyulma derinliğinin azaldığı belirtilmiştir. Koheziv tabanda düşük su muhtevasında kil muhtevasının artmasıyla boyutsuz oyulma derinliği azalmaktadır. Daha yüksek su muhtevalarında boyutsuz oyulma derinliği belirli kil muhtevasına kadar azalmakta daha sonra artmaktadır. Molinas ve Hosny [143], kil muhtevasının %5 ile 40 arasındaki değerleri için kil muhtevasının artmasıyla boyutsuz oyulma derinliğinin azaldığını gözlemlemişlerdir. Düşük su muhtevasında kil muhtevasının artmasıyla kayma mukavemeti artmaktadır. Oyulma derinliklerinde olduğu gibi kil muhtevasının fonksiyonu olarak Vane kayma mukavemeti değerlerinde de bir dönüm noktası mevcuttur.

Şekil 5.17a,b.c'de farklı su muhtevalarında kaolin kili-kum karışımı tabanlar için, Şekil 5.17d' de ise Ganj nehri kili-kum karışımı için kil muhtevasının (C) fonksiyonu olarak boyutsuz maksimum denge oyulma derinliği (H_s) verilmiştir. Yüksek su muhtevalarındaki koheziv taban için kil muhtevasının fonksiyonu olarak boyutsuz maksimum denge oyulma derinliği ilk olarak azalmakta daha sonra C'nin belli bir

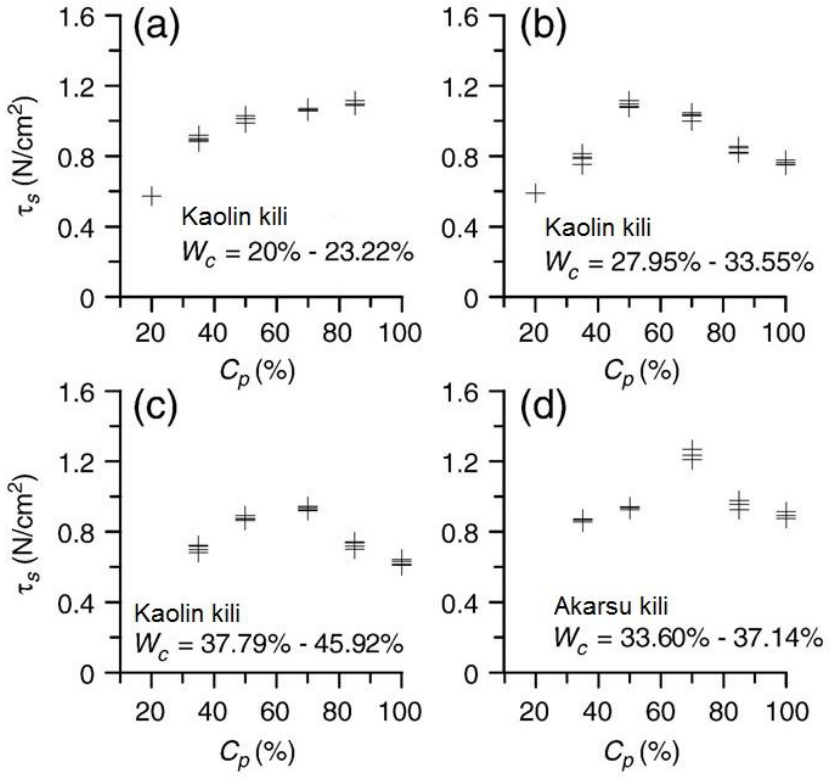
değere ulaşmasıyla sürekli olarak artmaktadır (Şekil 5.17 b-c-d). Benzer olarak Şekil 5.17 c ve d'deki su muhtevaları için boyutsuz maksimum denge oyulma derinliğinin; kil muhtevasının (C) %70 değerine kadar azaldığı ve bundan sonra arttığı görülmektedir.



Şekil 5.17 Kil-kum karışımında kil muhtevasının fonksiyonu olarak boyutsuz maksimum denge oyulma derinliğinin karşılaştırılması (Debnath ve Chaudhuri [210])

Şekil 5.17'deki ilişki kil-kum karışımı tabanın taban kayma mukavemetine bağlı olarak açıklanabilmektedir. Farklı deneyler için kil ve su muhtevalarının fonksiyonu olarak Vane kayma mukavemeti de benzer eğilim göstermiştir (Şekil 5.18). Şekil 5.18a'da gösterilen su muhtevası aralığı için taban kayma mukavemetinin (τ_s), kil muhtevasının

artmasıyla arttığı açıkça görülmektedir. Kil muhtevasının fonksiyonu olarak Vane kayma mukavemetindeki dönüş, boyutsuz maksimum denge oyulma derinliği için belirlenen kil muhtevasında oluşmaktadır. $W_{c=}$ %27.95-33.55 su muhtevası aralığındaki (Şekil 5.18b) kaolin kili-kum karışımındaki deneylerde dönüş %50 kil muhtevasında iken, su muhtevası W_c =%37.79 - 45.92 aralığında iken (Şekil 5.18c) dönüş %70 kil muhtevasında gerçekleşmektedir. Şekil 5.18d'de ise akarsu kili-kum karışımı için dönüş yaklaşık olarak %70 kil muhtevasında gerçekleşmiştir. Bu etkinin mümkün açıklamasının kil-silt-kum ağ yapısına bağlı olabileceği belirtilmiştir (Van Ledden vd. [139]). Kil-silt-kum karışımı için bu ağ yapısının gücünün her bileşenin rölatif olarak oranına bağlı olduğu belirtilmiştir (Mitchener ve Torfs [137]). Böylece Vane kayma mukavemetinin kil-kum karışımı tabanlarda maksimum denge oyulma derinliklerini ifade eden önemli bir parametre olduğu belirtilmiştir.



Şekil 5.18 Kil-kum karışımında kil muhtevasının fonksiyonu olarak taban kayma mukavemetinin karşılaştırılması (Debnath ve Chaudhuri [210])

Debnath ve Chaudhuri [210] çalışmalarında kil-kum karışımında farklı aralıklardaki kil muhtevası ve su muhtevası için (5.23),(5.24),(5.25),(5.26) ve (5.27) denklemlerini elde etmişlerdir. Bu denklemler Çizelge 5.1'de verilmiştir.

Çizelge 5.1 Kil-kum karışımında farklı aralıklardaki kil muhtevası ve su muhtevası için elde edilen oyulma derinliği denklemleri (Debnath ve Chaudhuri [210])

Denklem	Şartlar	Denklem no
$H_s = 2.05\, Fr_p^{1.72} C^{-1.29}\ \hat{\tau}_s^{-0.37}$	$W_c = \%20 - 23.22$ $\%20 \le C \le \%85$	(5.23)
$H_s = 3.64\, Fr_p^{0.22} C^{-1.01}\ \hat{\tau}_s^{-0.69}$	$W_c = \%27.95 - 33.55$ $\%20 \le C \le \%50$	(5.24)
$H_s = 20.52\, Fr_p^{1.28} C^{0.19}\ \hat{\tau}_s^{-0.89}$	$W_c = \%27.95 - 33.55$ $\%50 \le C \le \%100$	(5.25)
$H_s = 3.32\, Fr_p^{0.72} C^{-0.62} W_c^{0.36}\ \hat{\tau}_s^{-0.29}$	$W_c = \%33.60 - 45.92$ $\%20 \le C \le \%70$	(5.26)
$H_s = 8\, Fr_p^{0.61} C^{0.58} W_c^{1.24}\ \hat{\tau}_s^{-0.19}$	$W_c = \%33.60 - 45.92$ $\%70 \le C \le \%100$	(5.27)

Burada $H_s (= H_{de}/D)$ boyutsuz maksimum denge oyulma derinliği, Fr_p $(=V/(gD)^{0.5})$ ayak Froude sayısı, C kil-kum karışımındaki kil yüzdesi, $\hat{\tau}_s (= \tau_s / \rho V^2)$ boyutsuz taban kayma gerilmesi, ve W_c ise su muhtevasıdır. (5.23), (5.24) ve (5.25) denklemlerinde su muhtevasının ihmal edildiği görülmektedir. (5.23)-(5.27) denklemleriyle hesaplanan ile deneysel olarak elde edilen boyutsuz maksimum oyulma derinliği (H_s) arasındaki R^2 değeri sırasıyla 0.91, 0.82, 0.85, 0.80 ve 0.73 olarak belirlenmiştir. Koheziv sediment erozyonu özelliklerini etkileyen birçok parametre olduğundan (Berlamont vd. [211]) kil muhtevasının %20-100 ve su muhtevasının %20-45.92 aralıklarındaki kil-kum karışımlarında oyulma derinliğinin hesaplanmasında rahatlıkla kullanılabileceği belirtilmiştir. Ayrıca kil-kum karışımı tabandaki oyulma çukuru profilleri incelendiğinde kum tabanda oluşan oyulma çukuruna göre oldukça düzensiz olduğunu belirtmişlerdir. Bunun sebebini de kil-kum karışımı taban ile kum tabandaki oyulma mekanizmasının oldukça farklı olması olarak açıklamışlardır. Kil-kum tabanda yapılan deneylerde yerleştirilen kamera yardımıyla oyulmanın tane tane başladığı, ileri safhalarda öbek halinde ve tane tane devam ettiğini belirlemişlerdir. Genel olarak hem boyuna hem de enine oyulma çukuru profillerinin konik şekilde oluştuğunu ve su muhtevasındaki artış ile oyulma çukurunun enine ve boyuna profillerinin boyutları arttığını belirtmişlerdir.

Sonuç olarak bu çalışmada; diğer çalışmalardan farklı olarak koheziv tabanlardaki maksimum denge oyulma derinliğinin kumdakine benzediğini ancak kumdaki oyulma derinliğine göre daha küçük olduğunu belirlemişlerdir. Koheziv malzeme muhtevası

arttıkça maksimum denge oyulma derinliği azalmaktadır. Bu çalışma su muhtevası %24'ten küçük olduğunda, kil-kum karışımındaki kil muhtevasının artmasıyla denge maksimum oyulma derinliğinin azaldığını göstermiştir. Su muhtevası %27'den büyük olduğunda ise kil muhtevasının %50-70'e kadar olan değerlerinde denge maksimum oyulma derinliğinin azaldığı ve bu değerlerden sonra arttığını göstermiştir.

Debnath ve Chaudhuri [212] çalışmalarında kil-kum karışımı tabanlarda maksimum denge oyulma derinliğine, denge oyulma çukuru geometrisine ve oyulma sürecine kil muhtevasının, su muhtevasının ve kum boyutunun etkisi ile kil-kum karışımındaki kumun kritik hızına yakın değerlerde çalışılarak oyulmanın zamanla değişimini araştırmışlardır. Kil-kum karışımında kilin varlığının; oyulma derinliği ile oyulma çukurunun enine ve boyuna boyutlarını önemli derecede azalttığını belirlemişlerdir. Kum tabanda oyulma sürecinin köprü ayağının önünde başladığı ve maksimum oyulma derinliğinin bu bölgede oluştuğu, ancak kil muhtevasındaki artışla oyulmanın köprü ayağının yanlarından başladığı ve maksimum oyulma derinliğinin yanlarda oluştuğunu belirlemişlerdir. Dolayısıyla kumda ve kilde oluşan oyulma sürecinin birbirinden farklı olduğunu açıklamışlardır. Özellikle kil muhtevasının %5-25 değerlerinde, zaman oyulma derinliği grafiklerinde eğimin belirgin bir şekilde değiştiğini açıklamışlardır. Su muhtevası arttıkça maksimum oyulma derinliği oyulma çukurunun boyuna boyutu artmaktadır. Ancak oyulma çukurunun enine boyutu için net bir sonuç elde edilememiştir. İnce kumun bulunduğu kil-kum karışımında oluşan oyulma derinliğinin kaba kum bulunan karışımdakine göre önemli bir derecede olmasada daha fazla olduğu belirtilmiştir. Kil-kum karışımında bulunan köprü ayakları etrafında oluşan boyutsuz maksimum denge oyulma derinliğinin (H_s) ve boyutsuz denge oyulma çukurunun çapının ($\hat{X}_m$) hesaplanması için (5.28) ve (5.29) denklemlerini geliştirmişlerdir.

$$H_s = 8.2\, Fr_p^{0.79} C^{-0.28}\, W_c^{0.15}\, \hat{\tau}_s^{-0.38} \tag{5.28}$$

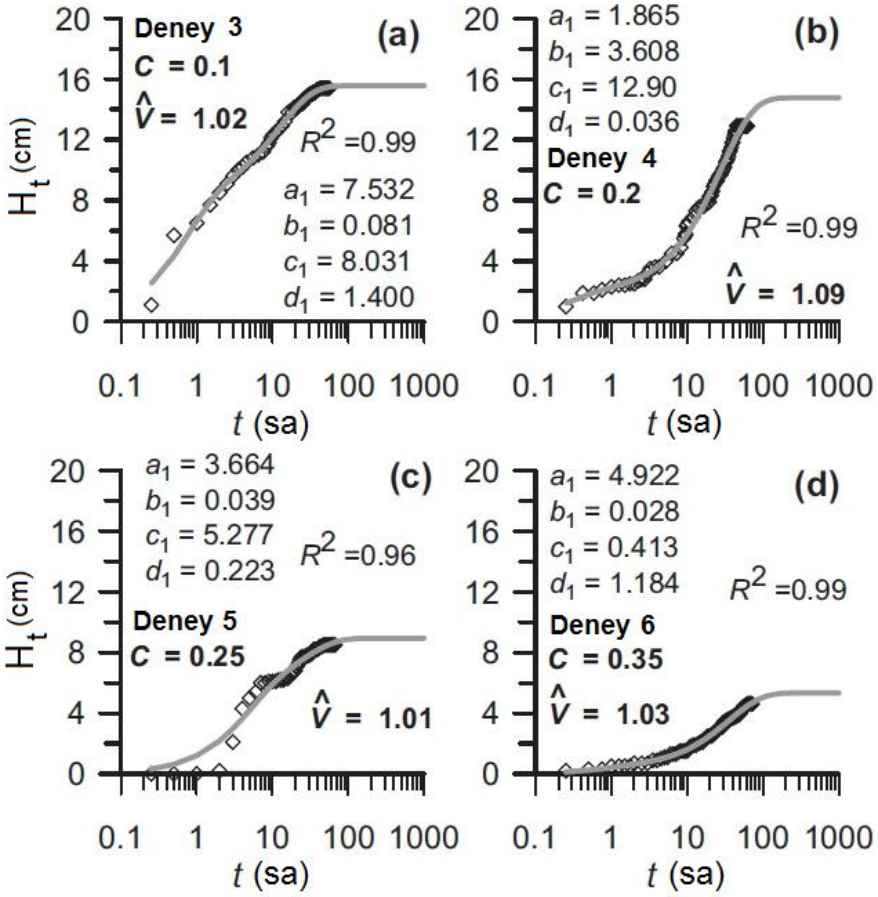
$$\hat{X}_m = 22.77\, Fr_p^{0.57} C^{-0.19}\, W_c^{0.20}\, \hat{\tau}_s^{-0.26} \tag{5.29}$$

Ayak Froude Sayısı (Fr_p), Kil muhtevası (C), Su muhtevası (W_c) ve taban kayma gerilmesinin fonksiyonu olarak elde edilmiş bu denklemler C≤0.4, Wc≤0.4 ve $0.78 \le \hat{V} \le 1.65$ şartlarında geçerlidir. Burada $\hat{V}$, kum için kritik hız ile boyutsuzlaştırılmış hız olarak tanımlanmıştır. Araştımacılar bu çalışmalarında Sheppard vd.[213]'te kum tabanda köprü ayağı oyulması için verilmiş olan oyulma

derinliğinin zamanla değişimini gösteren (5.30) denklemini kullanarak her bir deney için farklı katsayılar elde etmiştir.

$$H_t = a_1\left[1-\exp\left(-b_1.t\right)\right]+c_1\left[1-\exp\left(-d_1.t\right)\right] \qquad (5.30)$$

Şekil 5.19'da farklı deneyler için elde edilmiş bu katsayıları (a_1,b_1,c_1 ve d_1) ve elde edilmiş eğriler verilmiştir. Dört parametreli exponansiyel fonksiyonu kullanan (5.30) denkleminden elde edilen oyulma derinliğinin deneysel oyulma derinliğinden köprü ayağının %25i kadar az olduğu belirlenmiştir. Bu yüzden güvenlik açısından (5.28) denkleminden elde edilen maksimum denge oyulma derinliğine köprü ayağının %25'i kadar eklenmesi tavsiye edilmiştir.



Şekil 5.19 Zamanın fonksiyonu olarak oyulma derinliği ve (5.30) denklemi eğrileri (Debnath ve Chaudhuri [212])

Tan vd. [214] kapalı bir kanal sisteminde konsolidasyondan sonra koheziv katı maddenin erozyon sürecini deneysel olarak çalışmışlardır. Konsolide edilmiş katı maddenin kuru özgül ağırlığının oyulma oranı üzerindeki etkisini araştırmak için farklı

birleşimlerde ve farklı konsolidasyon sürelerinde kum ve kil karışımıyla hazırlanan test örnekleri üzerinde çalışmalar yapılmıştır. Oyulma sürecini etkileyen önemli faktörlerin; akım yatağındaki akımın gücü, tabanın mukavemeti, akımın sediment taşıma kapasitesi ve akımın konsantrasyonu olduğu belirtilmiştir. Oyulma sürecine akım şartlarının etkisi, aynı numune ile ayarlanabilen akım şartlarıyla yapılan deneylerle belirlenmiştir. Oyulma sürecinde kohezyon direncinin etkisini incelemek için; farklı bileşimlerdeki ve aynı bileşimde olup farklı konsolidasyon sürelerindeki katı maddelerde deneyler yapılmıştır.

Yerçekimi kuvveti veya diğer kuvvetler nedeniyle koheziv sediment daha yoğun bir hale gelmekte ve oyulması daha da zorlaşmıştır. Kuru özgül ağırlık, konsolidasyon süresinin fonksiyonu olarak kullanılarak oyulma sürecine konsolidasyonun etkisi ölçülmüştür. Koheziv sedimentin oyulma sürecinin tahmin edilebilmesi için kuru özgül ağırlığın tek başına kullanılamayacağı belirlenmiştir.

Deneysel sonuçlara bağlı olarak koheziv sediment için oyulma oranı denklemi aşağıdaki gibi elde edilmiştir.

$$\dot{z} = K\left(\gamma_{dc} - \gamma_0\right)\left[1 - \left(\frac{T}{T_d}\right)^n\right]\tau^2 \qquad (5.28)$$

Burada ż; oyulma oranı, K; sedimentin birleşimine bağlı bir katsayı, γ_{dc} ; belirlenen konsolidasyon süresinde konsolide edildikten sonraki kuru özgül ağırlık, γ_0 ; başlangıçtaki kuru özgül ağırlık, T; konsolidasyon süresi, T_d maksimum konsolidasyon süresidir. Bu formül akım şartları ile oyulma oranı arasındaki korelasyonu ve konsolidasyondan sonraki yığılma özelliklerini tanımlamaktadır.

Jae Oh vd. [215], koheziv malzemeli köprü ayaklarında oyulma derinliğinin tahmini için geliştirilen birçok metoda alternatif olarak; yerel Froude sayısı ile kritik Froude sayısı arasındaki farka göre yeni bir metot geliştirmişlerdir. Çünkü, yerel olarak oluşan hızın; kanal taban malzemesinin direndiği maksimum hız olan kritik hızdan büyük olduğu durumda köprü ayaklarında oyulma meydana gelmektedir. Ayak şekli, hizalanması, kanal geometrisi ve ayağın yeri olmak üzere dört düzeltme faktörüne bağlı olarak ayak etrafında oluşan maksimum oyulma derinliğinin (H_{max}) belirlenmesi için (5.24) denklemini geliştirmişlerdir.

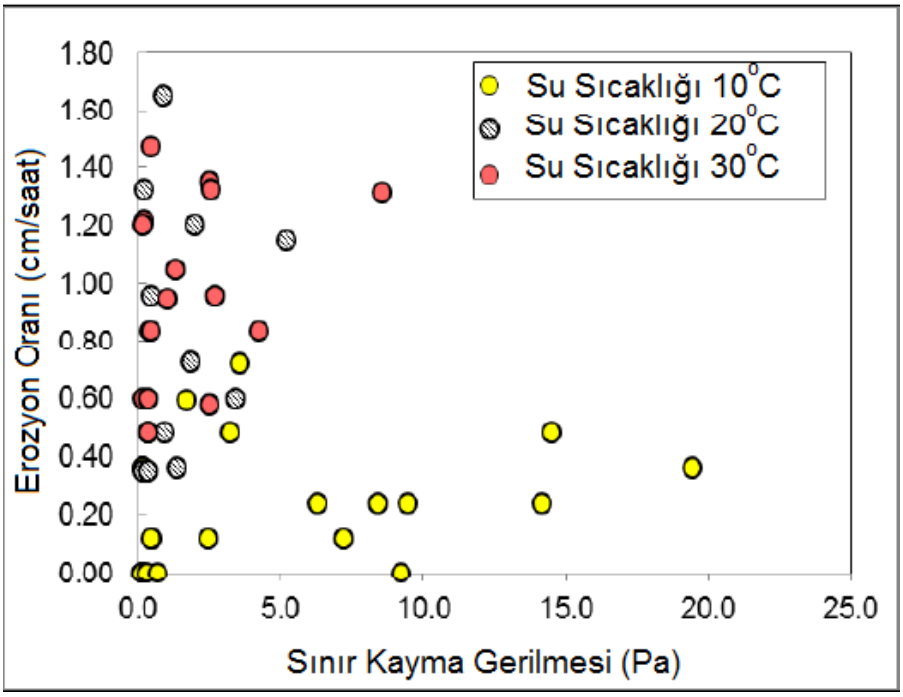
$$\frac{H_{\max}}{y_1} = K_1\ K_2\ K_L\, K_G\, K_{\mathrm{Re}}\, 7.94\left(1.65\ Fr\ - Fr_c\right)$$
$$= K_1\ K_2\ K_L\, K_G\ 243\ \mathrm{Re}^{-0.28}\ \left(1.65\ Fr\ - Fr_c\right) \qquad (5.24)$$

Burada K_1 ayak şekli için düzeltme faktörü; K_2 ayağın hizalanması için düzeltme faktörü; K_L ayak yeri için düzeltme faktörü; K_G kanal geometrisi için düzeltme faktörü; K_{Re} Reynolds sayısı etkisi için düzeltme faktörü; Re, Reynolds sayısı; Fr, yerel Froude sayısı, Fr_c kritik Froude sayısıdır.

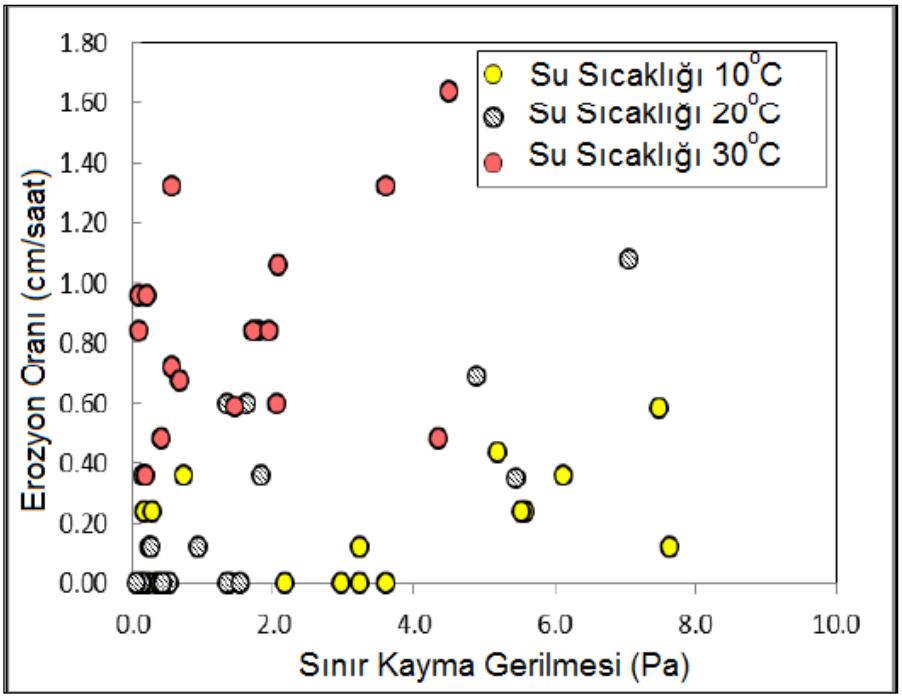
Debnath ve Chaudhuri [216] Kil-kum karışımı tabanda elips, kare ve dikdörtgen şeklindeki köprü ayakları etrafındaki oyulma sürecini ve yerel oyulmanın zamanla değişimini araştırmışlardır. Aynı taban özelliklerinde, daire köprü ayağı ile karşılaştırıldığında elips ayakta daha az, kare ve dikdörtgende daha fazla oyulma meydana geldiği belirlenmiştir. Dairesel olmayan ayaklardaki maksimum denge oyulma derinliği, dairesel ayaklarda oluşan maksimum denge oyulma derinliği ile şekil düzeltme faktörünün çarpımı şeklinde ve elde edilmiştir. Bu şekil düzeltme faktörü elips,dikdörtgen ve kare için sırasıyla 0.5-1, 1-1.8 ve 1-1.7 olarak belirlenmiştir.

Hoomehr vd. [148] yaptıkları deneysel çalışmayla koheziv zeminlerin oyulma oranının, su sıcaklığının artmasıyla önemli derecede arttığını belirlemişlerdir. Erozyona suyun sıcaklığının etkisi kil mineralojisi ve zemin yapısı ile değişmektedir. Kaolin karışımında 12^0C ile 20^OC arasında, vermikülit zeminde 20^0C ile 27^OC arasında erozyon oranları arasında oldukça önemli farklılık vardır. (Şekil 5.20 ve 5.21)

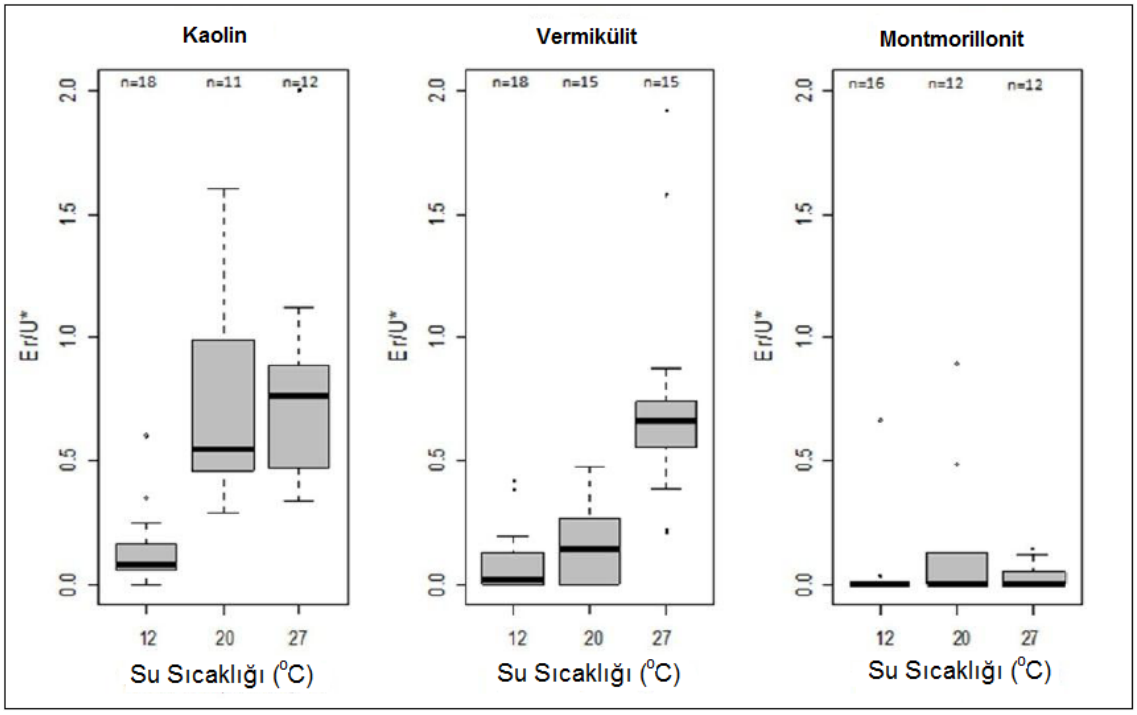
Kaolinin erozyonu suyun sıcaklığındaki 7^0C artışla ikiye katlanırken, vermikülit erozyonu su sıcaklığındaki 15^0c artışla üç katından fazlasına katlanmaktadır. Montmorillonit erozyonunun sıcaklıktan etkilenmediği belirlenmiştir. Böylece erozyon oranının farklı kil mineralojileri için değiştiği belirlenmiştir. (Şekil 5.22) Yani partiküller arası bağların gücü arttıkça suyun sıcaklığının daha az etkisi olmaktadır.



Şekil 5.20 Kaolinite için erozyon oranı- sınır kayma gerilmesi grafiği (Hoomehr vd. [148])



Şekil 5.21 Vermikülit için erozyon oranı-sınır kayma gerilmesi grafiği (Hoomehr vd. [148])



Şekil 5.22 Herbir ortalama su sıcaklığı için farklı kil tipleri için oyulma oranı/kayma hızı (Hoomehr vd. [148])

5.3 Yan Savak ile İlgili Çalışmalar

Fares [217], rijit tabanlı modelde yaptığı nümerik ve deneysel çalışmalarla; yan savak bölgesinde tahmin edilen ve ölçülen kayma gerilme değerleri arasındaki farkın en fazla %7 olduğunu göstermiştir.

Fares [217] ve [218], kıvrımlı bir kanalda yanal savaklanma durumunda sınır kayma gerilmesinin karakteristik değişimini incelemiştir. Ayrıca kıvrımlı Allan Water nehrinin yan savak (cutoff) kesitinde taban topoğrafyasındaki değişimleri incelemiş ve buna uygun idealleştirilmiş rijit tabanlı bir model geliştirerek sınır kayma gerilmesiyle ilgili detaylı çalışmalar yapmıştır. Bu model çalışmasında hem matematiksel hem de deneysel yaklaşımlar kullanılmıştır. Analizlerden elde edilen sonuçlar; kayma gerilmesindeki sürekli azalmanın kıvrımın yan savak bölgesinde olduğunu göstermiştir. Düşük savaklanma olması halinde kayma gerilmesindeki maksimum azalmanın %37, yüksek savaklanma halinde ise %82 olduğunu tespit etmiştir. Bu azalmanın, yan savak bölgesindeki kuvvetli yanal akımdan kaynaklanan ayrılma bölgesi ve durgunluk bölgesinin gelişimine bağlı olduğu belirtilmiştir.

Araştırmacı, savak kesitinde yanal savaklanmadan dolayı taban topoğrafyasında belirgin değişimler gözlemiş ve bu değişimleri aşağıdaki gibi sıralamıştır.

1.) Yanal savaklanmadan dolayı kıvrımın yarattığı sekonder akım ve su yüzü eğimi değişime uğramaktadır. Yanal akımın yarattığı sekonder akımın şiddetine bağlı olarak hız ve kayma gerilme dağılımında değişiklikler olmakta ve doğal olarak bu değişimler yanal akımın bulunduğu kesitte taban topoğrafyasında bozulmalara yol açmaktadır.

2.) Kıvrımın yarattığı düşey yönlü sekonder akım yapısı yanal savaklanmanın şiddetine bağlı olarak tamamiyle bozulmaktadır. Kıvrımlı kanalın dış kıyısında hız ve kayma gerilmelerinde önemli azalmalar olmaktadır.

3.) Kıvrımdaki yanal savaklanma bölgesindeki durgunluk ve ayrılma bölgesi, akımın hız profillerindeki değişimlerin bir sonucu olarak ortaya çıkmaktadır.

4.) Kayma gerilmelerindeki değişimlerin sonucunda yan savağın (cut-off) mansabında kanal genişliğinin %40'ı kadar bir mesafede boyuna bir bar oluşmakta (Talveg çizgisi kıvrımın iç kıyısına doğru kaymakta) ve mansap kesitinde tam yan savağın önünde bir oyulma çukuru oluşmaktadır. Boyuna bar ve oyulma çukuru, savaklanma oranı, Q_w/Q_1 ve rölatif savak yükü, h_1/p'e bağlıdır

Önen [1] çalışmasında, nehir rejimli akım şartlarında ve serbest savaklanma durumunda hareketli tabanlı (kohezyonsuz malzeme tabanlı) 180^0'lik kıvrımlı kanal boyunca dikdörtgen kesitli ve keskin kenarlı yan savaklar için gerçekleştirmiş ve toplam 900'e yakın deney yapmıştır. Boyut analizi sonucunda rölatif denge oyulma derinliğinin H_d/p'nin V_1/V_{kr} , h_1/p, L/p ve θ boyutsuzlarına bağımlı olduğu belirlenmiştir. Burada H_d, denge oyulma derinliği; V_1, yan savağın başlangıcındaki akım hızı; V_{kr}, kritik hız; h_1, yan savak membasında kanaldaki akım derinliği; p, yan savak eşik yüksekliği; L, yan savak uzunluğu ve θ kıvrım merkez açısıdır. Hem doğrusal kanalda hem kıvrımlı kanalda temiz su oyulması ($0.5 < V_1/V_{kr} < 0.95\text{-}1.0$) ve hareketli taban oyulması ($0.95\text{-}1.0 < V_1/V_{kr} < 2.5$) hallerinde H_d/p'nin V_1/V_{kr} ile değişimi deneysel olarak incelenmiştir.

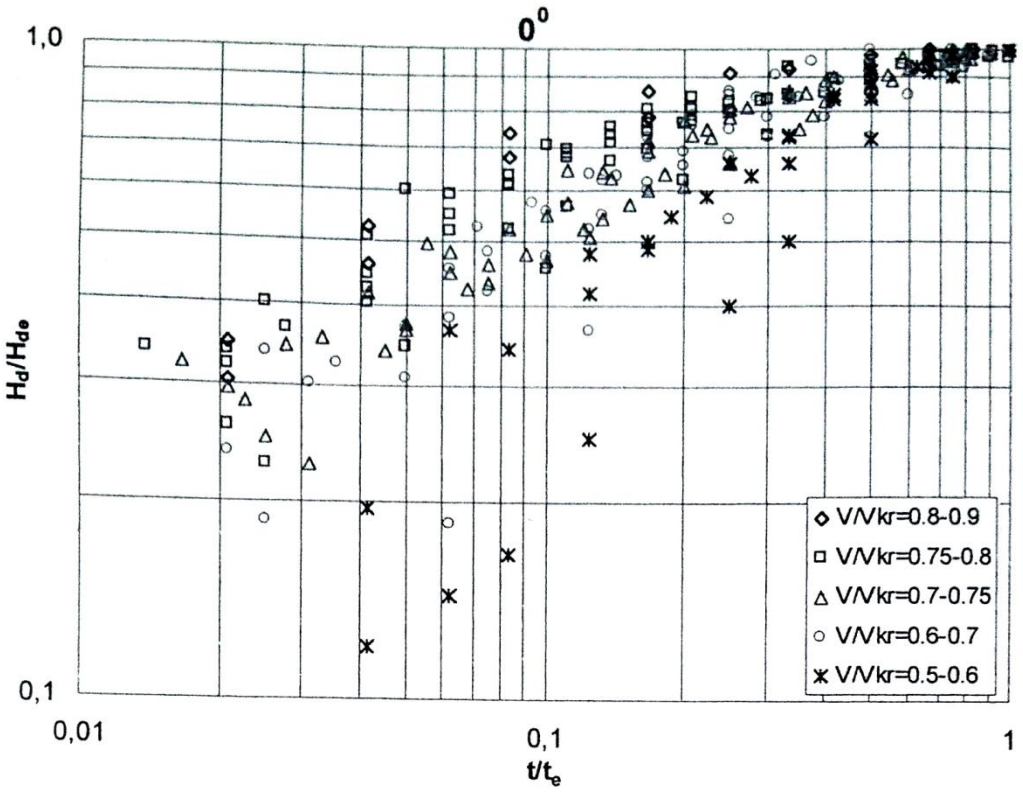
Doğrusal kanalda, temiz su oyulması halinde H_d/p'nin V_1/V_{kr} ile hemen hemen lineer arttığı, hareketli taban oyulmasında ise oyulmaya sebep olan yanal akımın (V_1/V_{kr} artmasıyla) zayıflaması ve membadan gelen taban dalgalarının oyulma çukurunu doldurmasıyla H_d/p'nin V_1/V_{kr} ile azaldığı belirlenmiştir. Kıvrımlı kanalda ise, temiz su oyulması halinde doğrusal kanalda olduğu gibi H_d/p'nin V_1/V_{kr} ile lineer olarak artmış, ancak kıvrımın yarattığı helikoidal akımın yanal akım yapısını bozmasıyla doğrusal

kanaldaki H_d/p 'den daha küçük değerler elde edilmiştir. Kıvrımlı kanaldaki hareketli taban oyulmasında ise, kıvrım tarafından yaratılan helikoidal akımın etkisinin artmasıyla birlikte oyulma derinliğinin temiz su oyulması pik değerinin etrafında salınım gösterdiği belirlenmiştir. Kıvrımlı kanalın $\theta=30^0$'lik kıvrım kesitinde maksimum hız yörüngesinin dış kıyıya yönelmesiyle, maksimum rölatif denge oyulma derinlikleri elde edilmiştir. Ayrıca hem doğrusal kanalda hem de kıvrımlı kanalda rölatif denge oyulma derinliği H_d/p, h_1/p ve L/b boyutsuzlarındaki artışla birlikte büyümüştür. Kıvrımlı kanalın $\theta=30^0$'lik kıvrım kesitinde h_1/p ve L/b'ye bağlı olarak daha büyük rölatif denge oyulma derinlikleri elde edilmiştir.

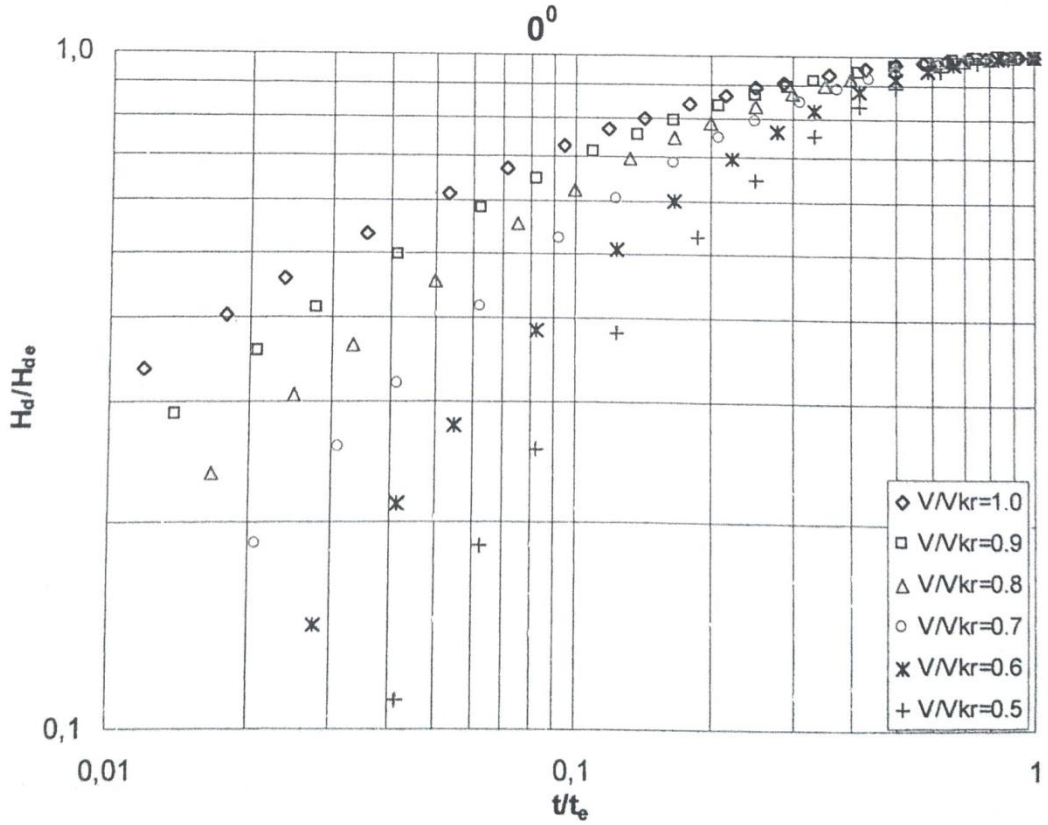
Doğrusal kanal ve kıvrımlı kanalda temiz su oyulmasında oyulma derinliği H_d'nin zamana bağlı olarak lineer arttığı ve belli bir süre sonra asimptota yaklaşarak denge konumuna ulaştığı belirlenmiştir. Temiz su oyulması halinde H_d/H_{de}-t/t_e değişimi p=7,12 ve 17 cm kret yükseklikli ve L=25 ve 40cm uzunluğundaki yan savaklardaki veriler kullanılarak logaritmik formda elde edilmiş ve Şekil 5.23'te verilmiştir. Bu şekilden de temiz su oyulması için (5.25) denklemi elde edilmiştir.

$$\frac{H_d}{H_{de}} = \exp\left\{-0.06\left|\frac{V_{kr}}{V_1}\ln\left(\frac{t}{t_e}\right)\right|^{1.95}\right\} \qquad (5.25)$$

Bu bağıntı kullanılarak çeşitli V_1/V_{kr} değerleri için H_d/H_{de}-t/t_e değişimi çizilerek Şekil 5.24'te verilmiştir. Şekil 5.24'te denge oyulma derinliklerine ulaşma süreleri rölatif akım hızı V_1/V_{kr}'e bağlı olup, bu hızdaki artış ile daha büyük oyulma derinlikleri elde edilmektedir. Ayrıca doğrusal kanalda V_1/V_{kr} 'e bağlı olarak oyulma derinliği denge zamanının %10'unda denge oyulma derinliğinin %40-70'ine ve denge zamanının %50 sinde ise denge oyulma derinliğinin %90-95'ine ulaştığı tespit edilmiştir.



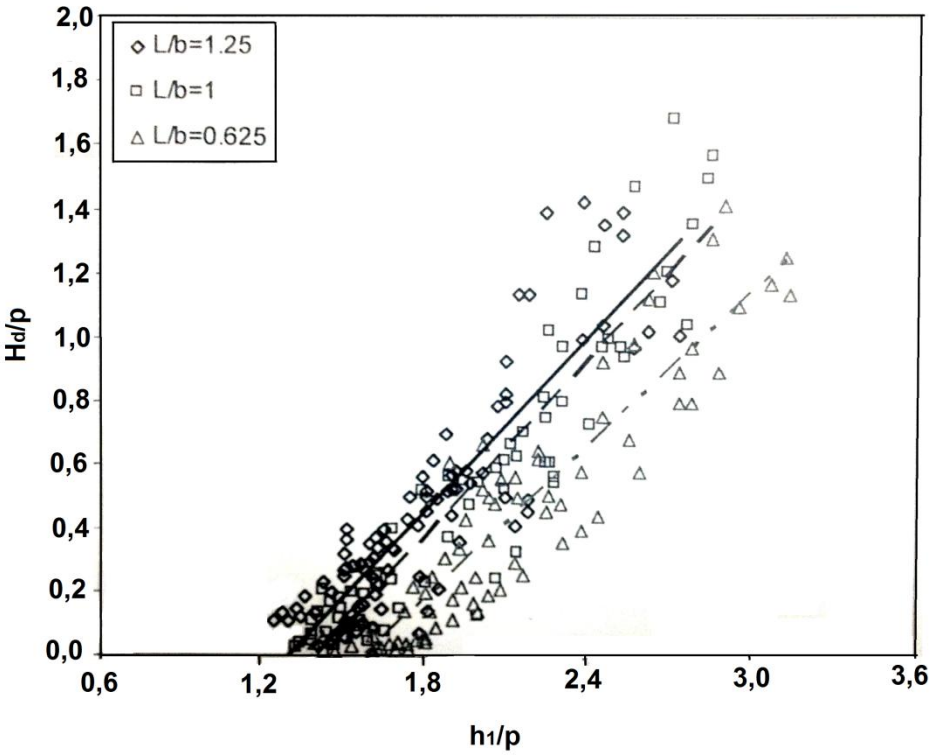
Şekil 5.23 Doğrusal kanalda temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin gelişimi (Önen [1])



Şekil 5.24 (5.25) denklemine göre oyulma derinliğinin değişimi (Önen [1])

Doğrusal kanalda L=25, 40 ve 50 cm uzunluğunda ve p=7, 12 ve 17 cm kret yüksekliğindeki yan savaklarda farklı akım şartlarında rölatif denge oyulma derinliğinin (H_d/p), boyutsuz savak kret yüksekliği ile değişimi incelenmiş ve üç farklı boyutsuz yan savak uzunluğu için Şekil 5.25'te verilmiştir. Şekilde görüldüğü gibi temiz su oyulması ve hareketli taban oyulması hali için yapılan deneylerde h_1/p arttıkça (savak yükü, dolayısıyla savaklanma oranı) rölatif denge oyulma derinliği H_d/p'nin arttığı görülmektedir. Aynı boyutsuz savak kret yüksekliği için boyutsuz yan savak uzunluğu L/b büyüdükçe H_d/p değeri artmaktadır. Şekil 2.12'den görüldüğü gibi (I) ve (II) bölgeleri arasında büyük hız azalması sebebiyle meydana gelen süreksizlik (III) nolu sekonder akımı oluşturmakta ve yan savağın mansabında oyulma çukurunun oluşmasına neden olmaktadır. Büyük kret yüksekliğine sahip yan savaklarda, cidar sürtünme etkisi daha fazla olduğundan (III) bölgesindeki sekonder akımın gücüde azalmakta ve bunun sonucunda rölatif denge oyulma derinliğide azalmaktadır. Ayrıca aynı akım derinliğinde savak kret yüksekliği arttıkça savak yükü ve dolayısıyla yan savaktan savaklanan akım küçülmekte, buna karşılık ana kanal mansabında devam eden akım ve boyuna kinetik enerji büyümektedir. Bu da yan savak sonundaki sekonder akımın şiddetini azaltmakta ve daha küçük oyulmalar meydana getirmektedir.

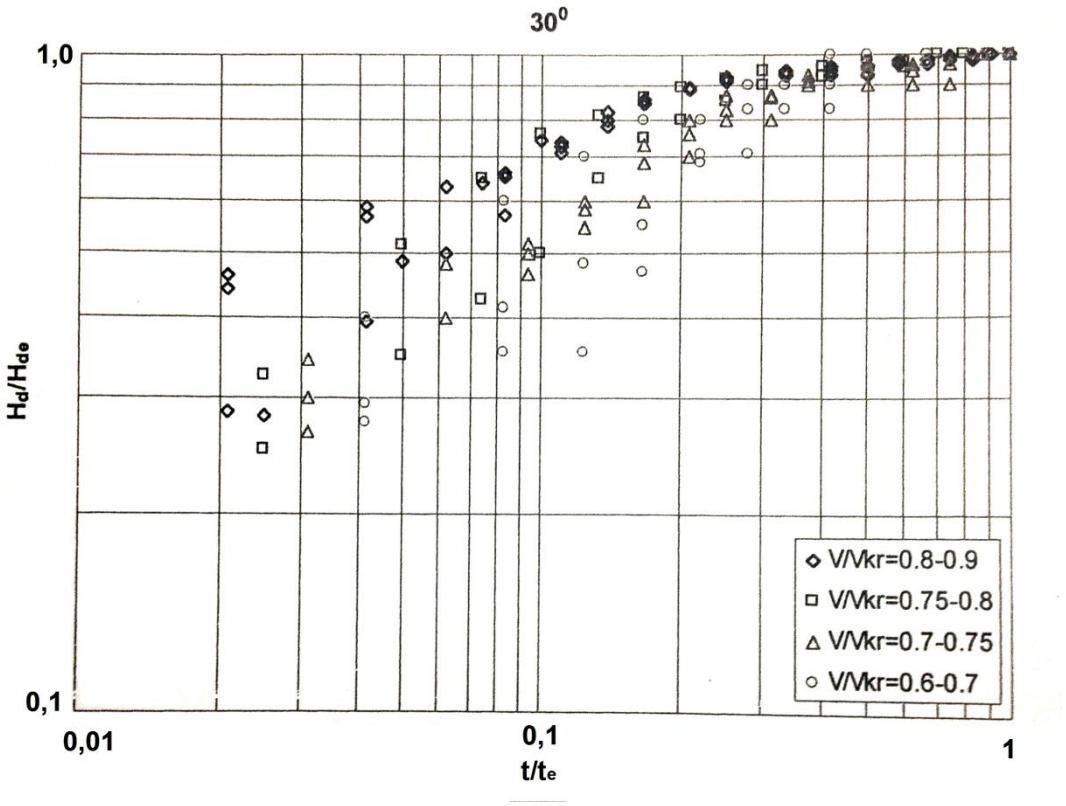
Öte yandan Şekil 2.13'te görüldüğü gibi yan savak uzunluğu ve savaklanma oranı Q_w/Q_1 (dolayısıyla h_1/p) arttıkça (boyuna akımın kinetik enerjisi azalmakta) yanal akımın yarattığı sekonder akımın gücünün de arttığı görülmektedir. Bundan dolayı aynı boyutsuz savak kret yüksekliği için, boyutsuz yan savak uzunluğu L/b büyüdükçe H_d/p değeri de artmaktadır.



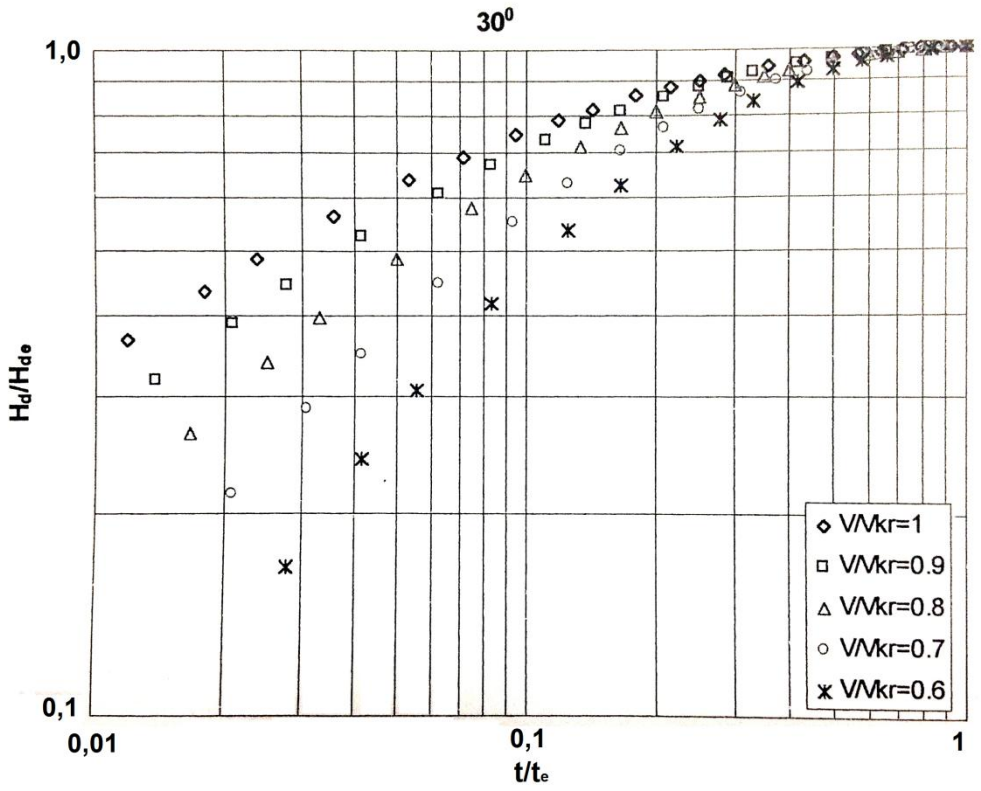
Şekil 5.25 Farklı savak uzunlukları için H_d/p ile h_1/p değişimi (Önen [1])

30^0'lik kıvrım kesiminde de H_d/H_{de}-t/t_e değişimi p=7,12 ve 17 cm kret yüksekliklerinde ve L=40 cm uzunluğundaki veriler kullanılarak logaritmik formda elde edilmiş ve Şekil 5.26'da verilmiştir. Doğrusal kanalda (Şekil 5.23) ve köprü ayaklarında (Şekil 3.14) olduğu gibi bütün eğriler (1,1) noktasından geçmekte ve eğriler V/V_{kr} ve oyulma derinliklerinin artmasıyla (veya zamanın azalmasıyla) artmaktadır. Şekil 5.26'dan temiz su oyulması için (5.26) bağıntısı elde edilmiştir. Bu bağıntı kullanılarak çeşitli V_1/V_{kr} değerleri için H_d/H_{de}-t/t_e değişimi çizilerek Şekil 5.27'de verilmiştir.

$$\frac{H_d}{H_{de}} = \exp\left\{-0.055\left|\frac{V_{kr}}{V_1}\ln\left(\frac{t}{t_e}\right)\right|^{1.95}\right\} \qquad (5.26)$$



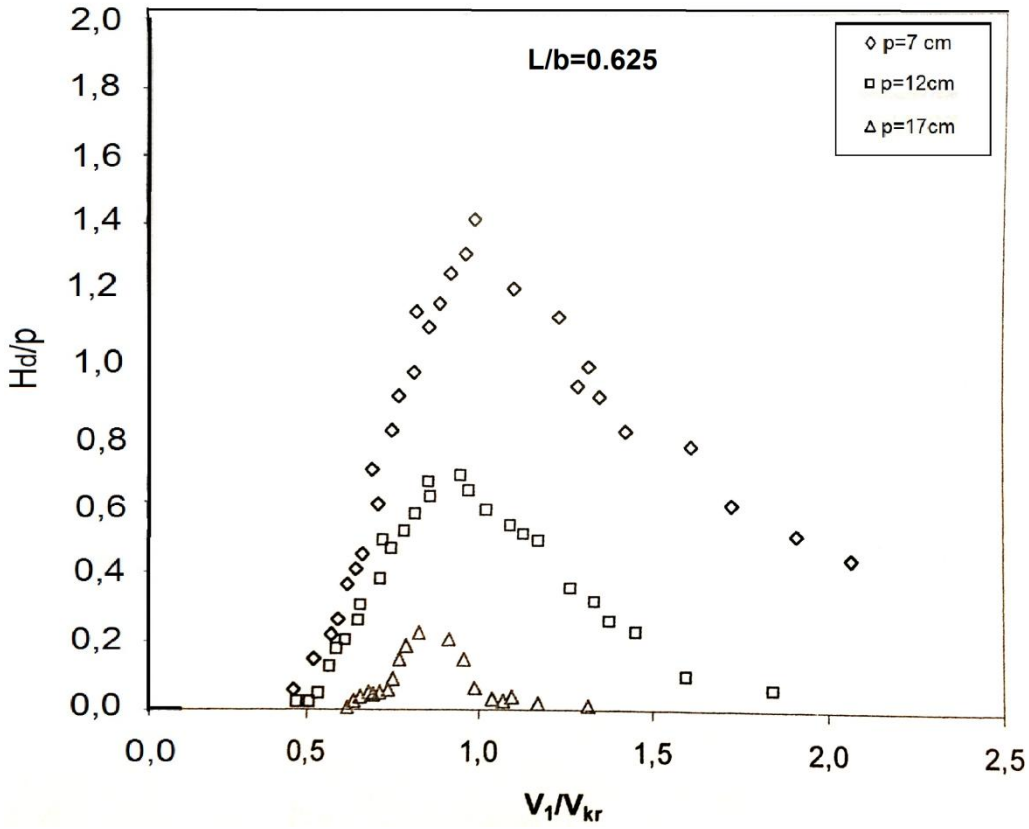
Şekil 5.26 30^0'lik kıvrım bölgesinde temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin değişimi (Önen [1])



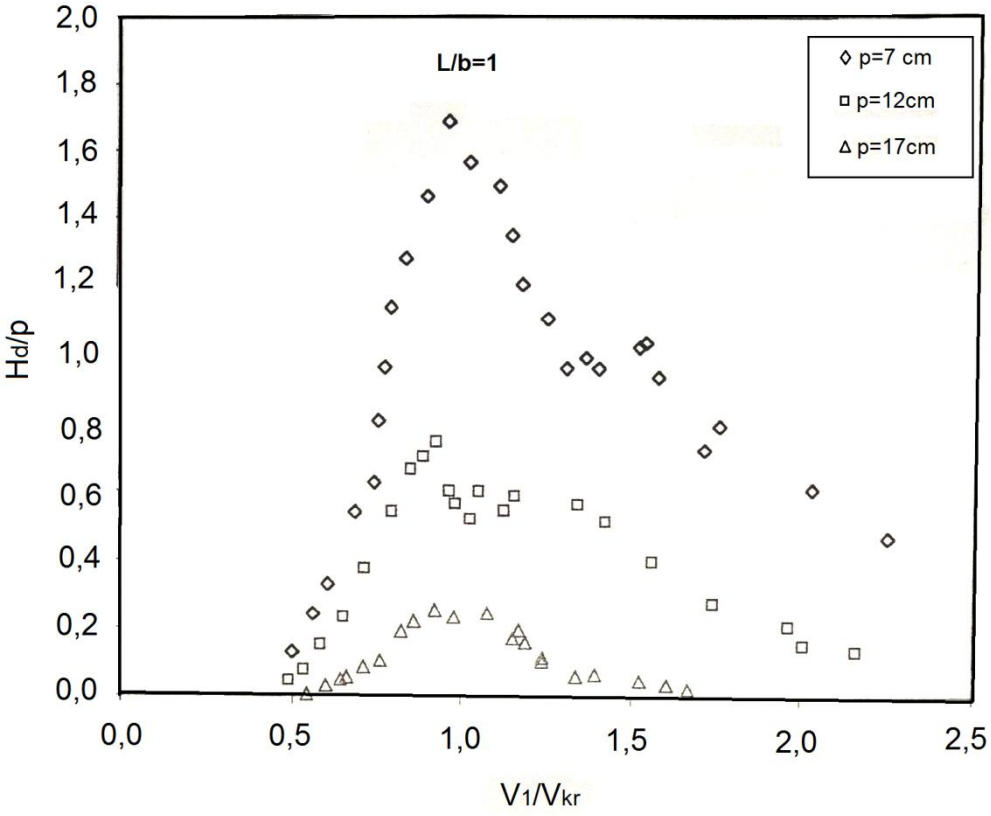
Şekil 5.27 (5.26) denklemine göre oyulma derinliğinin değişimi (Önen [1])

Ayrıca 30^0'lik kıvrım bölgesinde temiz su oyulması için yapılan deneylerde de; doğrusal kanaldaki gibi akım hızına bağlı olarak denge zamanının %10'luk kısmında denge oyulma derinliğinin %40-70'ine ulaşıldığı ve benzer şekilde denge zamanının %50 sinde ise denge oyulma derinliğinin %90-95'ine ulaştığı görülmüştür.

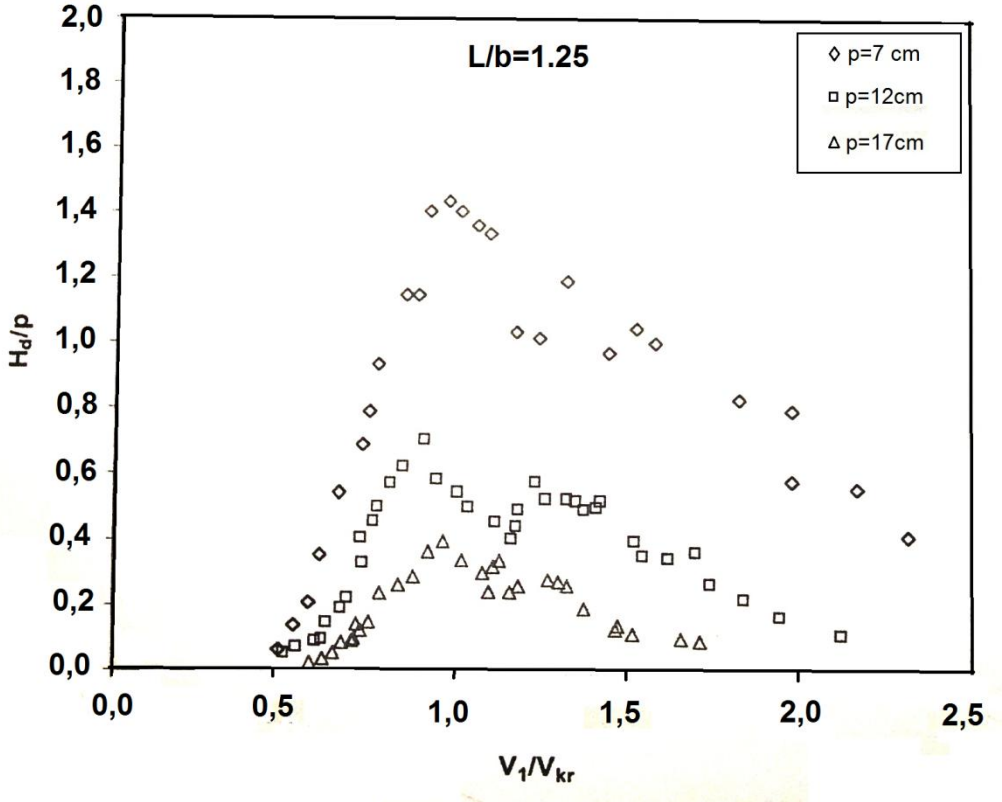
Yine verilen tüm savak boyutları için farklı akım şartlarında H_d/p'nin V_1/V_{kr} ile değişimi Şekil 5.28, Şekil 5.29 ve Şekil 5.30'da verilmiştir. Bütün grafiklerden görüldüğü gibi $V_1/V_{kr}<0.45$ değerlerinde oyulma yoktur. Küçük kret yükseklikli yan savaklarda temiz su oyulması daha küçük V_1/V_{kr} değerlerinde başlamaktadır. Bütün yan savak boyutları için yapılan deneylerde, temiz su oyulması halinde H_d/p'nin V_1/V_{kr} ile değişimi lineer bir artış göstermekte ve $V_1/V_{kr}=0.95$-1 arasında maksimum denge oyulma derinliğine ulaşmaktadır. Bu durum Hancu [219] ve Nicollet [220] tarafından köprü ayakları ile iligili oyulmaya sebep olan hız sınıflandırmasına uymaktadır. Bu araştırmacılar $0.5<V_1/V_{kr}<1$ için temiz su oyulması, $V_1/V_{kr}\geq 1$ için hareketli taban oyulması olduğunu belirtmişlerdir.



Şekil 5.28 L/b=0.625 için, H_d/p ile V_1/V_{kr} değişimi, (Önen [1])



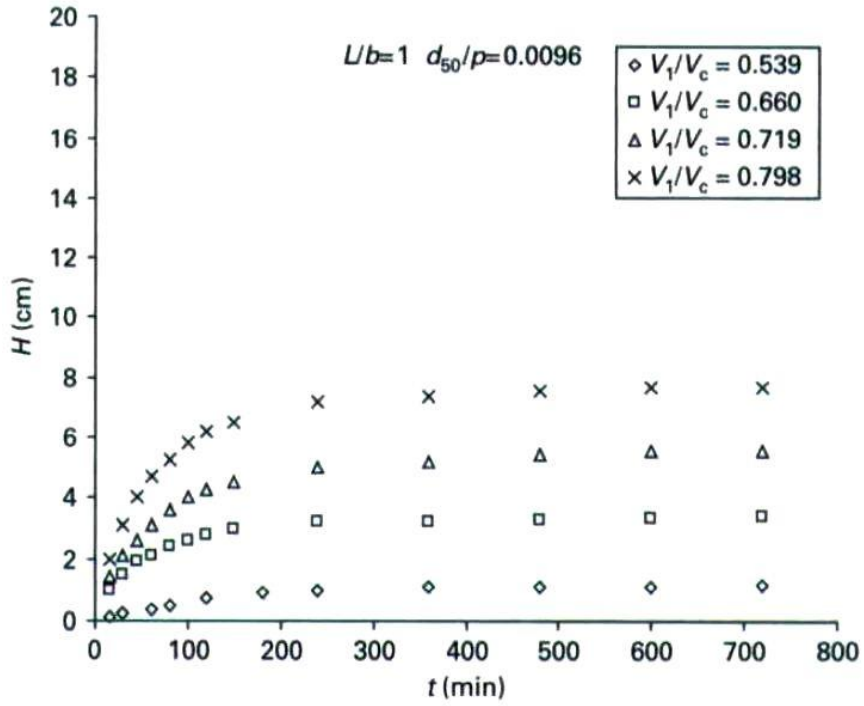
Şekil 5.29 L/b=1 için, H_d/p ile V_1/V_{kr} değişimi, (Önen [1])



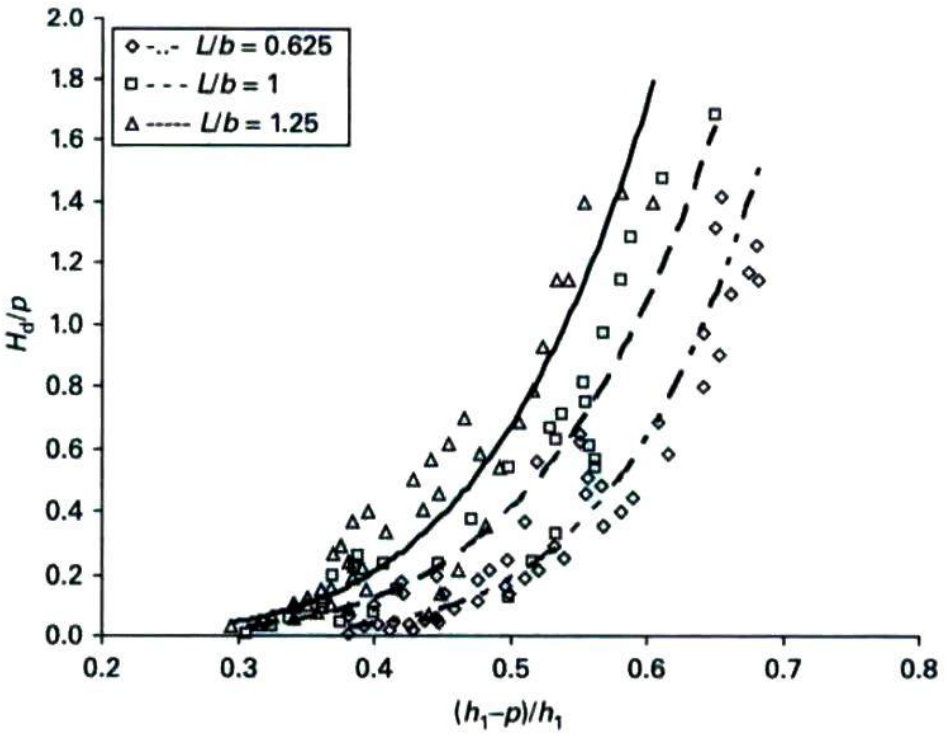
Şekil 5.30 L/b=1.25 için, H_d/p ile V_1/V_{kr} değişimi, (Önen [1])

Önen ve Ağaççıoğlu [221] yan savak etrafında oluşan denge yerel oyulma derinliğini araştırmışlardır. Savak mansabında kayma gerilmesinde ve hızdaki değişikliklerden dolayı kanal ortasında kum yığıldığını ve savak yakınında da oyulma çukurunun geliştiğini belirlemişlerdir. Şekil 5.31'de L/b=1 için, temiz su oyulmasının yaklaşan akımın gücüyle ve zamanla değişimi görülmektedir. Temiz su oyulmasında oluşan oyulma derinliğinin zamanla arttığını ve yaklaşan akımın gücüne bağlı olarak denge oyulma derinliğine asimtotik olarak yaklaştığı belirlenmiştir. Dengeye ulaşma süresinin yaklaşan akımın hızına bağlı olduğu; akım hızı arttığında dengeye ulaşma süresinin arttığı görülmektedir.

Boyutsuz su yükü oranı $[(h_1-p)/h_1]$ ile denge oyulma derinliğinin değişimi boyutsuz savak uzunluğunun fonksiyonu olarak Şekil 5.32'de verilmiştir. Şekil 5.32'den açıkça görüldüğü gibi denge oyulma derinliği H_d/p, su yükü oranının $[(h_1-p)/h_1]$ artmasıyla artmaktadır.

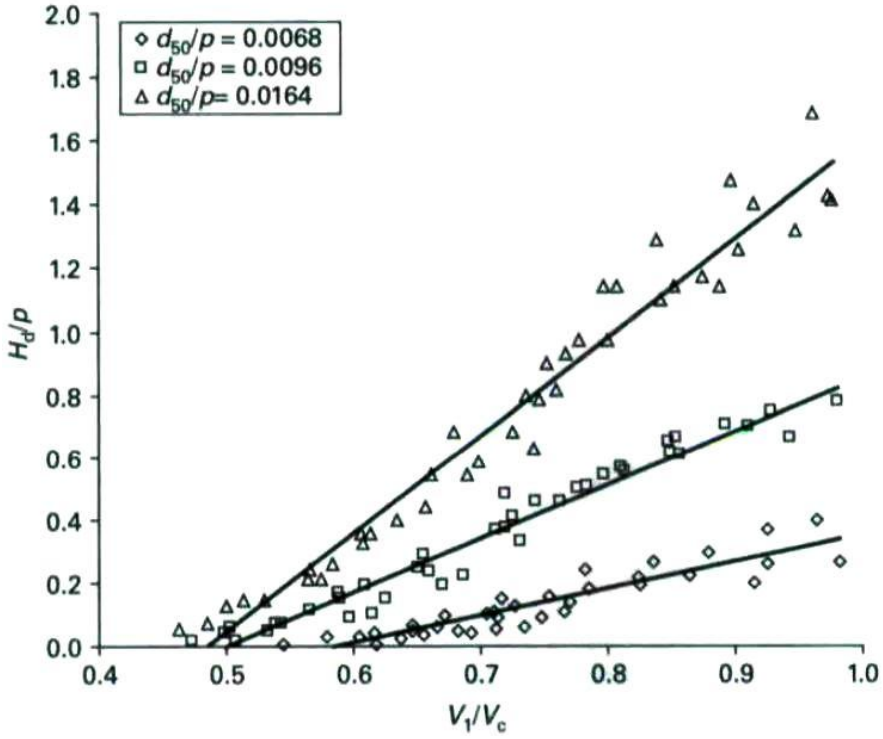


Şekil 5.31 L/b=1 için temiz su oyulmasının zamanla gelişimi, (Önen ve Ağaççıoğlu, [221])



Şekil 5.32 H_d/p ile $(h_1-p)/h_1$ değişimi, (Önen ve Ağaççıoğlu, [221])

Bu çalışmada elde edilen farklı tane boyutları için (D_{50}/p), denge oyulma derinliği H_d/p ile yaklaşan akımın hızı V_1/V_{kr} grafiği Şekil 5.33'te verilmiştir. Şekil 5.33'ten görüldüğü gibi bütün tane boyutları değerleri için denge oyulma derinliği arttıkça yaklaşan akımın hızı lineer olarak artmaktadır. Bütün tane boyutları için, yaklaşan akım hızı (V_1/V_{kr}) 0.45'ten küçük olduğunda oyulma oluşmamıştır ve oyulma derinliğinin maksimum değeri $V_1/V_{kr}=1$ olduğunda oluşmaktadır. Yaklaşan akım hızının küçük değerlerinde denge oyulma derinlikleri birbirine daha yakındır. $D_{50}/p=0.0068$ için diğer D_{50}/p 'lere göre denge oyulma derinliği daha küçüktür.



Şekil 5.33 Farkı tane boyutları için, H_d/p ile V_1/V_{kr} değişimi, (Önen ve Ağaççıoğlu, [221])

Böylece denge oyulma derinliğine en etkili parametrelerin yaklaşan akımın hızı ve su yükü oranı olduğunu; boyutsuz olarak yaklaşan akımın hızı, su yükü oranı, yan savak uzunluğu ve sediment boyutuyla denge oyulma derinliğinin arttığını belirlemişlerdir. Bu etkili parametreler göz önüne alınarak farklı tane boyutları için boyutsuz denge oyulma derinliği için aşağıdaki denklemler elde edilmiştir.

$$\frac{H_d}{p} = \left[9.14\left(\frac{V_1}{V_{kr}}\right)^{0.1} - 8.4 \right]^{2.86} \left[\frac{h_1 - p}{h_1} - \frac{V_1}{V_{kr}} \right]^{0.05} \quad D_{50}/p = 0.0068 \quad R^2 = 0.912 \qquad (5.27)$$

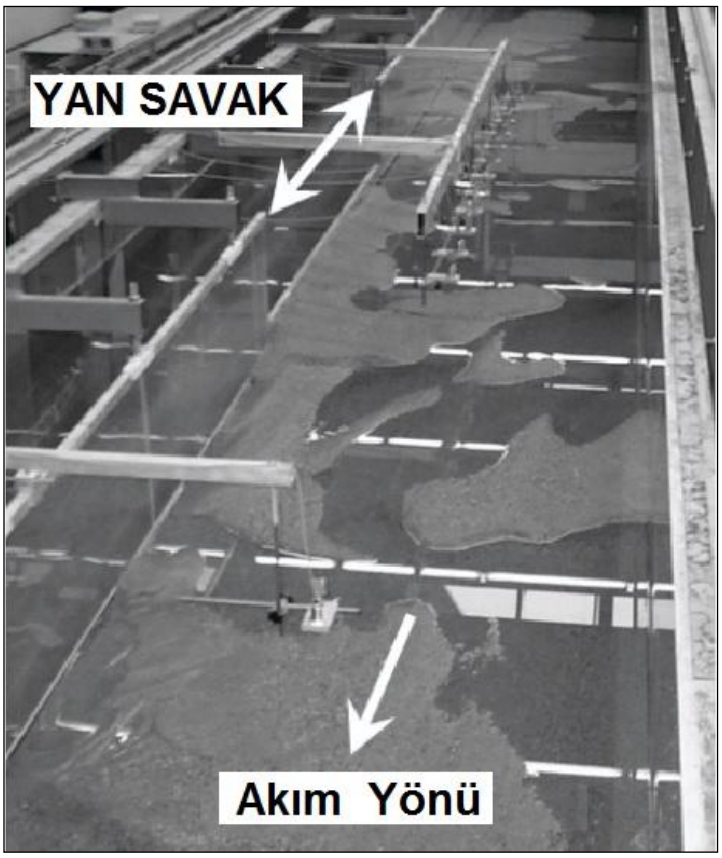
$$\frac{H_d}{p} = \left[2.69\left(\frac{V_1}{V_{kr}}\right)^{0.55} - 1.79 \right]^{1.27} \left[\frac{h_1 - p}{h_1} - \frac{V_1}{V_{kr}} \right]^{0.01} \quad D_{50}/p = 0.0096 \quad R^2 = 0.963 \qquad (5.28)$$

$$\frac{H_d}{p} = \left[2.64\left(\frac{V_1}{V_{kr}}\right)^{1.13} - 1.09 \right]^{1.14} \left[\frac{h_1 - p}{h_1} - \frac{V_1}{V_{kr}} \right]^{0.01} \quad D_{50}/p = 0.0164 \quad R^2 = 0.961 \qquad (5.29)$$

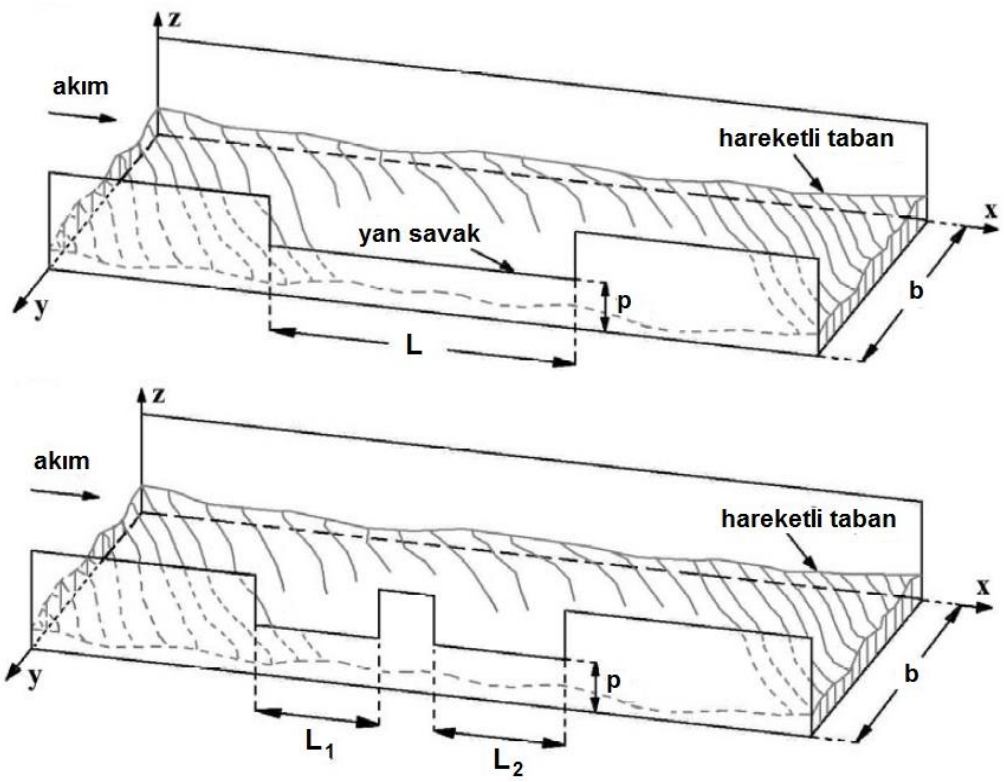
Ağaççıoğlu vd. [222] çalışmalarında 180^0 eğrilikli alüviyal kanalda 30^0 kesitindeki yan savak etrafında temiz su oyulmasıyla oluşan derinlikleri deneysel olarak incelemişlerdir. Zamanın fonksiyonu olarak temiz su oyulmasında oluşan derinlikle ve yaklaşan akımın

şiddeti arasındaki ilişki kanıtlanmıştır. Denge oyulma derinliği ve yaklaşan akımın gücü arasında regresyon analizi uygulanmıştır. Yaklaşan akımın gücü (V_1/V_{kr}; yaklaşan akımın hızı/ eşik şartlarında kritik hız), derinlik oranı ((h_1-p)/h_1; yan savak üzerindeki su yükü/ ana kanaldaki su derinliği) ve 30^0'deki savak kret yüksekliği (b/p; ana kanal genişliği /yan savak kret yüksekliği) etkili parametreler olarak belirlenmiştir. Yaklaşan akımın gücü $V/V_{kr} < 0.55$ olduğunda oyulma meydana gelmemiştir. Denge oyulma derinliği yaklaşan akımın gücünün artmasıyla lineer olarak artmaktadır. 30^0 kesitinde oyulma derinliğinin maksimum değeri $V/V_{kr} = 1$ olduğunda meydana gelmiştir. Maksimum oyulma çukurunun yerinin yan savak kesitinin mansabında olduğu ve akımın gücünü temsil eden boyutsuz parametrelerin değerlerinin artmasıyla mansaba doğru ilerlediği belirlenmiştir.

Rosier [4], İsviçre'de Cenevre gölünün membasında bulunan Rhone nehri referans alınarak deney sistemi oluşturmuş ve yan savak ile taban morfolojisi ve taban yükü arasındaki etkileşimi deneysel ve nümerik olarak araştırmıştır. Deneyler 20 m uzunluk, 1.5 m genişlik ve 1.20 m derinliğe sahip dikdörtgen bir açık kanalda, $0.5 \leq Fr \leq 1.0$ (yani nehir rejimi şartlarında) ve hareketli taban şartlarında gerçekleştirilmiştir. (Şekil 5.34) Savak kret yükseklikleri kanal tabanından itibaren 0.09 ve 0.10 m'dir. (Şekil 5.35) Deney sisteminde D_{50}=0.72mm olan kum kullanılarak, 3 m ve 6 m uzunluklu bir yan savaklı ve 2.50 m uzunluklu iki yan savaklı, en uzun 245 dk süreli deneyler gerçekleştirilmiştir. Deneyler boyunca su yüzeyi, 2 boyutlu akım alanı (Ultrasonic velocity profiller-UVP), yan savak debisi ve taşınan sediment miktarı ölçülmüştür. Dijital fotogrametri ile deney sonunda kanal tabanı ölçülmüştür. Savaklanan debinin yaklaşan ana kanal debisine oranının (Q_w/Q_1) ortalama değerinin %21 olduğunu belirlenmiştir. Yan savak debi katsayısı için literatürdeki birçok yaklaşım karşılaştırılmış ve hesaplanan debi katsayısının birbirinden çokta farklı olmadığı görülmüştür. En iyi sonuç; Subramanya ve Awasty [20] ile Hager [45] tarafından verilen yaklaşımlardan elde edilmiştir. Ölçülen savaklanma açıları analiz edildiğinde maksimum savaklanma açısının yeri savağın uzunluğu arttıkça savağın mansabına doğru yer değiştirdiği belirlenmiştir. Maksimum savaklanma açısının yerinin, maksimum yığılmanın olduğu yere çok yakın olduğu tesbit edilmiştir. Ölçülen ve hesaplanan savaklanma açıları karşılaştırıldığında, ölçülen değerlerin hesaplananlara göre oldukça küçük olduğu görülmüştür. Bu tutarsızlığın; hareketsiz taban, kısıtlı savaklanma şartları ve esasen literatürdeki yaklaşımlardan daha küçük Froude sayıları



Şekil 5.34 Rosier [4]'te kullanılan haraketli tabanlı yan savak deney sistemi

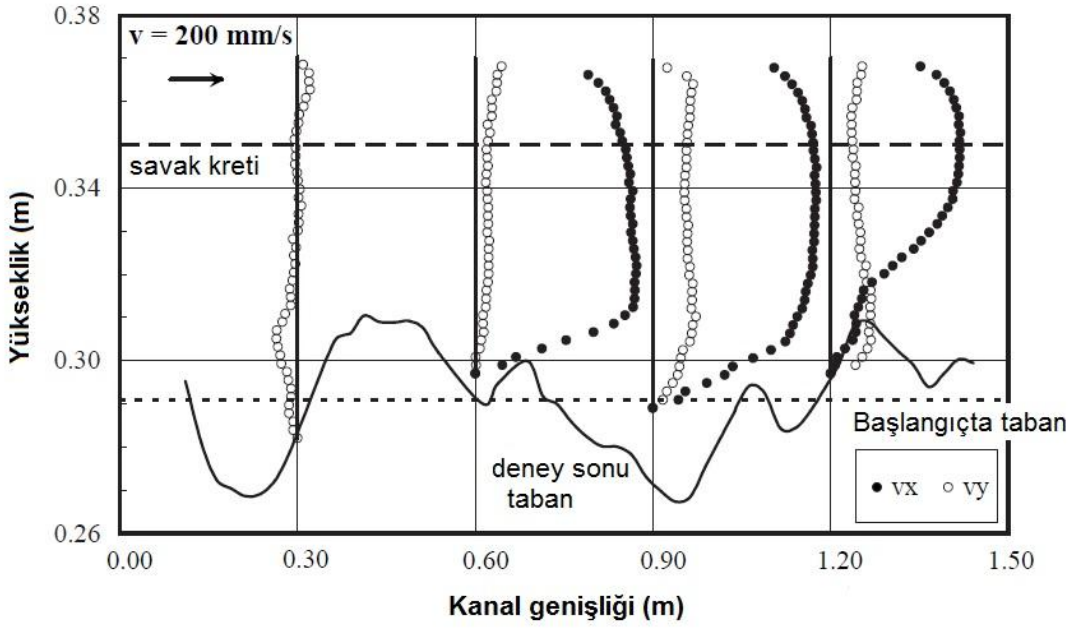


Şekil 5.35 Rosier [4]'te kullanılan bir ve iki yan savaklı deney sistemi

gibi farklı geometrik ve hidrolik sınır şartlarından kaynaklandığı belirtilmiştir. İki yan savak ile yapılan deneylerden; hareketli taban şartlarında toplam savaklanan debinin yaklaşık %55'inin ilk savaktan, geriye kalan %45'inin de ikicisinden savaklandığı tesbit edilmiştir.

Taban morfolojisi, yığılma ve bunların yan savak debisine etkisi, hareketli tabanın taşınımı için 1-boyutlu nümerik bir model olan DUPIRO kullanılarak teorik ve nümerik olarak araştırılmıştır. Hesaplar yerel olarak oluşan yığılmanın pozisyonu ve yüksekliğinin yan savak debisi açısından yan savağa bağlı olduğunu göstermiştir. Bu similasyonlar nümerik modelin 1 boyutlu olmasına rağmen, yığılma şekli ve maksimum yüksekliğin yeri gibi deney sistemini oldukça iyi yakaladığı tesbit edilmiştir.

Araştırmacı yan savak etrafında oluşan akım yapısını açıklamak için hız ölçümleri yapmıştır. Yan savak kesitinde (2. Bölge, Şekil 2.10) hareketli tabanda yapmış olduğu akım yönünde ve enine hız ölçümleri Şekil 5.36'daki gibi verilmiştir. Kanal genişliğinin 0.30 m olduğu ölçümde akım yönünde ölçüm alınamamış, enine hızında yaklaşık olarak sıfır olduğu görülmektedir. Savağa yakın olan kesitte yani kanal genişliğinin 1.20 m olduğu ölçümde enine hız dağılımının önceki pozisyona benzer olduğu ve su seviyesine yakın olduğu yere göre tabanda daha büyük pozitif bileşenin olduğu görülmektedir. Bu kesitte tabanda enine hız boyuna hızdan daha büyüktür. Bunun sebebi de savağa doğru sediment taşınımın daha da fazla olması olarak belirtilmiştir.



Şekil 5.36 Akım yönünde ve yanal yönde enkesitteki hız dağılımı (Rosier [4])

BÖLÜM 6

DENEYSEL ÇALIŞMA

6.1 Giriş

Bu çalışmada yapılan deneylerde taban malzemesi olarak kullanılan kohezyonlu malzemenin (kaolin kili) özellikleri, Yıldız Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Geoteknik Laboratuarında yapılan deneylerle belirlenmiştir.

Bu kapsamda deneylerde kullanılan killi zemin malzemesi üzerine kıvam deneyleri, hidrometre, mukavemet deneyleri (üç eksenli, serbest basınç, CBR, düşen koni) ile kompaksiyon deneyleri gerçekleştirilmiştir.



Şekil 6.1 Kaolin kili

6.2 Yapılan Kohezyonlu Zemin Deneyleri ve Sonuçları

6.2.1 Kıvam Limitleri

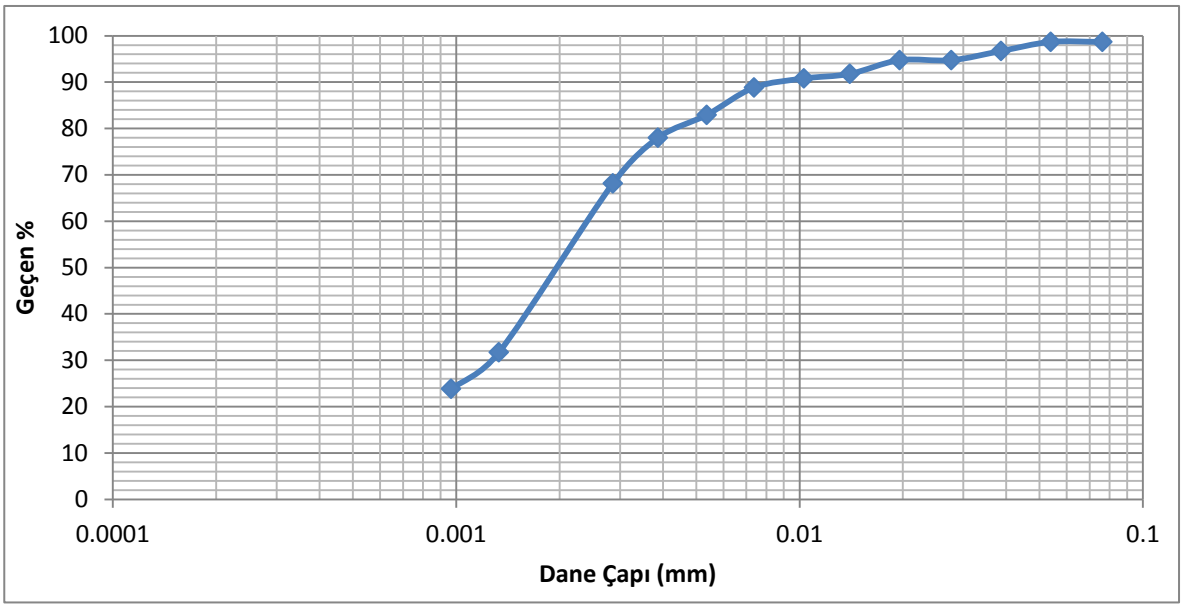
Deneylerde kullanılmak üzere seçilen kaolin kilinin kıvam limitlerini belirlemek için 40 nolu elekten geçen numuneler üzerinde likit limit ve plastik limit deneyleri yapılmıştır.

Likit limit deneyleri Casagrande deney aleti ve düşen koni deney aleti ile bulunmuştur. Casagrande likit limit aletiyle yapılan deneyler sonunda malzemenin likit limiti %29 olarak saptanmıştır.

Yapılan iki farklı plastik limit deneyi sonucunda bulunan değerlerin ortalamaları alınarak kaolin kilinin plastik limit (w_P) değeri %21.3 olarak hesaplanmıştır.

Tane boyutu ve tane çapı dağılımını belirlemek için elek analizi ve hidrometre deneyi yapılmıştır. Yapılan bu deneylerle elde edilen granülometri eğrisi Şekil 6.2'de verilmiştir.

Kıvam limitleri ve granülometri sonuçlarına göre birleştirilmiş zemin sınıflandırma sistemine göre (USC), CL (düşük plastisiteli inorganik killer ve siltli killer) olduğu belirlenmiştir. Diğer bir sınıflandırma türü AASHTO zemin sınıflandırma sistemine göre yapılan sınıflandırmada ise A4 (siltli zeminler) grubunda yer almıştır.



Şekil 6.2 Kaolin kili granülometri eğrisi

6.2.2 Düşen Koni Deneyi

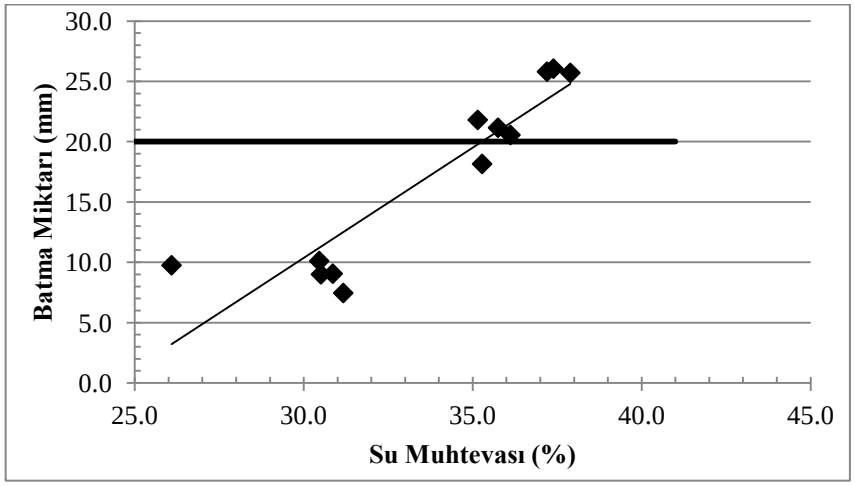
Düşen koni deneyinde standart boyutlarda ve ağırlıkta metal bir koni, sabit bir yükseklikten zemin numunesi üzerine düşürülmekte, zeminin drenajsız kayma mukavemetinin koninin ağırlığı ile doğrudan, koninin zemin içine batma miktarının karesi ile ters orantılı olduğu kabul edilmektedir. Bu deneyin de yalnızca yumuşak normal konsolide killerde güvenilir sonuç verdiği kabul edilmektedir (Özaydın [104]) Bu deneyde numunelerin standart koni penetrasyon aletinden okunan batma değerlerine

karşılık gelen su muhtevası değerleri belirlenmiştir. Batma değerlerine karşılık gelen su muhtevası değerleri kesiştirilerek Şekil 6.3 elde edilmiştir. Elde edilen bu grafikte çizilen doğrusal eğim çizgisi ve 20 mm batma değerinin kesiştiği noktaya karşılık gelen su muhtevası değeri likit limit (w_L) değerini göstermektedir. Ayrıca bu deney sayesinde geliştirilen bazı ampirik ifadeler kullanılarak malzemenin kayma mukavemeti değerine geçiş yapılabilmektedir.

Siridharan ve Prakash [223], 16-26 mm arasındaki batma verileri kullanılarak malzemenin likit limit değeri bulabilmek için (6.1) ve (6.2) denklemlerini önermişlerdir. Verilen formüllerde w= su muhtevası (%), i = Batma miktarı (mm) olarak verilmiştir. Bu formüllerle belirlenen likit limit değerleri Çizelge 6.1'de verilmiştir.

$$w_L = \frac{w}{0.77 \log i} \tag{6.1}$$

$$w_L = \frac{w}{0.65 + 0.175 i} \tag{6.2}$$



Şekil 6.3 Düşen koni deneyine ait batma miktarı-su muhtevası grafiği

Çizelge 6.1 Denklemler (6.1) ve (6.2) ile hesaplanan likit limit değerleri

Deney No	Su Muhtevası (%)	Batma Miktarı (mm)	Likit Limit (w_L) (3.2)	Likit Limit (w_L) (3.3)
1	35.2	21,8	34.1	34.1
2	35.3	18,2	36.4	36.5
3	35.8	21,2	35.0	35.0
4	36.1	20,6	35.7	35.8
5	37.2	25,8	34.2	33.8
6	37.4	26,1	34.3	33.8
7	37.9	25,7	34.9	34.5

Ayrıca deneysel çalışmalar sonucu bulunan ifadelerden yola çıkılarak düşen koni deneyi sonuçlarından kayma mukavemeti değerlerine geçiş yapılabilir. TSE CEN ISO/TS 17892-6 [224] standardında verilen (6.3) denklemi ile kayma mukavemeti hesaplanabilir.

$$c_u = c \; x \; g \; x \; \frac{m}{i^2} \qquad (6.3)$$

Burada, c , koni açısına bağlı sabit sayı; (eğer koni açısı=30^o ise c = 0,8 , koni açısı=60^o ise c = 0,27) , g , Yer çekimi ivmesi (m/s^2), m , koninin ağırlığı (g), i, batma miktarı (mm)dır. (6.3) formülü ile hesaplanan kayma mukavemeti değerleri Çizelge 6.2'de verilmiştir.

Çizelge 6.2 Denklem (6.3) ile hesaplanan kayma mukavemeti değerleri

Deney No	Su Muhtevası (%)	Batma Miktarı (mm)	Koni Ağırlığı (g)	Kayma Muk. (kN/m^2)
1	30.5	10.1	80	6.2
2	30.5	9.0	80	7.8
3	30.9	9.1	80	7.7
4	31.2	7.5	80	11.3
5	35.2	21.8	80	1.3
6	35.3	18.2	80	1.9
7	35.8	21.2	80	1.4
8	36.1	20.6	80	1.5
9	37.2	25.8	80	0.9
10	37.4	26.1	80	0.9
11	37.9	25.7	80	1.0

Düşen koni deneyinden kayma mukavemeti elde edebilmek için Zreik [225] deneysel çalışmalar neticesinde (6.4) formülünü elde etmiş ve K değeri 0.83 olarak önerilmiştir.

$$c_u = 9.81x\,K\,x\frac{m}{i^2} \qquad (6.4)$$

Bu formülle belirlenen kayma mukavemeti değerleri de Çizelge 6.3'de verilmiştir.

Bu deneyden elde edilen veriler sonucunda kaolin kilin likit limit değeri farklı ifadeler kullanılarak hesaplanmıştır. Bu hesaplar sonucunda ilk olarak genel yöntem olan su muhtevası-batma miktarı grafiği çizilerek 20 mm batmaya karşılık gelen değer olan likit limit değeri %35 olarak bulunmuştur. Diğer yöntemde ise (6.1) ve (6.2) formüllerinden yararlanılarak bulunmuş değerlerin ortalaması %35 elde edilmiştir.

Çizelge 6.3 (6.4) denklemi ile hesaplanan kayma mukavemeti değerleri

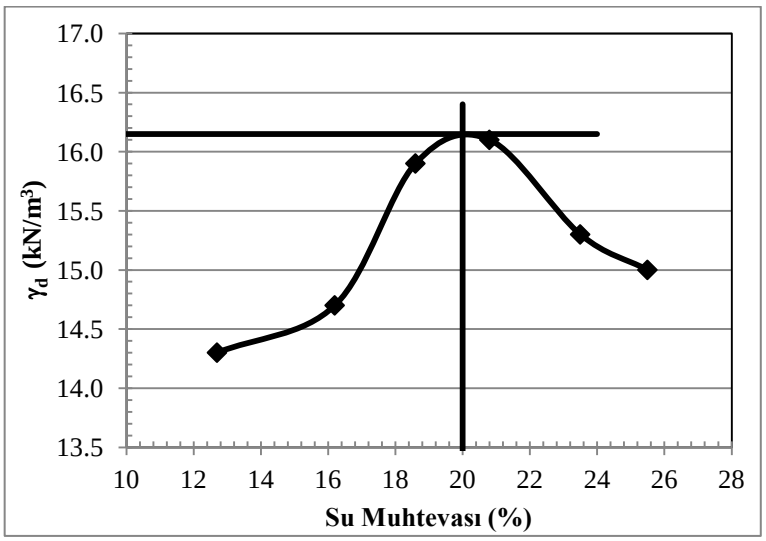
Deney No	**Su Muhtevası (%)**	**Batma Miktarı (mm)**	**Koni Ağırlığı (g)**	**Kayma Muk (kN/m^2)**
1	30.5	10.1	80	6.4
2	30.5	9.0	80	8.0
3	30.9	9.1	80	8.0
4	31.2	7.5	80	11.7
5	35.2	21.8	80	1.4
6	35.3	18.2	80	2.0
7	35.8	21.2	80	1.5
8	36.1	20.6	80	1.5
9	37.2	25.8	80	1.0
10	37.4	26.1	80	1.0
11	37.9	25.7	80	1.0

6.2.3 Kompaksiyon Deneyleri

Seçilen zeminin model deneyler sırasında kompaksiyon (mekanik sıkıştırma) yöntemi ile yerleştirilmesi durumu için malzemenin kompaksiyon parametreleri de yapılan Standart Proktor deneyleri ile belirlenmiştir.

Bulunan kuru birim hacim ağırlığı ve su muhtevası değerleri kesiştirilerek çizilen grafik optimum su muhtevasını vermektedir. Böylece maksimum sıkışma değerini elde edebileceğimiz su muhtevası değeri belirlenmiş olur. Optimum su muhtevasının belirlendiği bu grafik Şekil 6.4'te verilmiştir. Farklı su muhtevalarında yapılan standart

Proktor deneyleri sonucunda çizilen grafikten optimum su muhtevası değeri %20 olarak bulunmuştur.



Şekil 6.4 Standart Proktor deneyi ile optimum su muhtevası

6.2.4 Kaliforniya Taşıma Oranı (CBR)

Kaliforniya taşıma oranı (California Bearing Ratio: CBR), zeminlerin karayolları ve havayolları alt yapılarında kullanılabilirliğini belirlemek amacıyla 1929'da geliştirilmiş bir deneydir. Zemin numunesinin numune içerisine ASTM standardına göre 1.27 mm/dk (0.05 in/dk) hızla batırılan penetrasyon pistonuna karşı gösterdiği direnç, diğer bir deyişle pistonun zemin numunesine batması için uygulanan kuvvet, aynı penetrasyon derinliği için standart bir kırma taş numunenin gösterdiği dirence (Çizelge 6.4), diğer bir deyişle kırma taş için bu batma derinliğine kadar gelmek için uygulanan kuvvete oranı, Kaliforniya taşıma oranı ya da kısaca CBR olarak adlandırılır (Aytekin, [226]).

Standart Proktorda uygulanan enerjiden faydalanılarak CBR deneyi için 5 tabaka alınıp vuruş sayısı yaklaşık 37 olarak belirlenmiştir. Bu vuruş sayısı kullanılarak sıkıştırma işlemi tamamlanmış ıslak ve kuru CBR deneyi örnekleri CBR aletine yerleştirilerek yüklemeler ve yer değiştirmeler okunmuştur. Ring saatinden okunan deformasyonlar ringin kalibrasyon katsayısı ile çarpılarak yük değerleri bulunmuştur. 2.5 mm ve 5mm penetrasyon değerlerine karşılık gelen gerilmeler standart kırma taşın değerlerine oranlanarak CBR sayıları elde edilmiştir. Elde edilen sonuçlar Çizelge 6.5 'te verilmiştir. Çizilen penetrasyon grafiklerinden optimum su muhtevasındaki ıslak ve

kuru numunelerdeki gerilmeleri gösteren grafikler örnek olarak Şekil 6.5 ve Şekil 6.6'de gösterilmiştir.

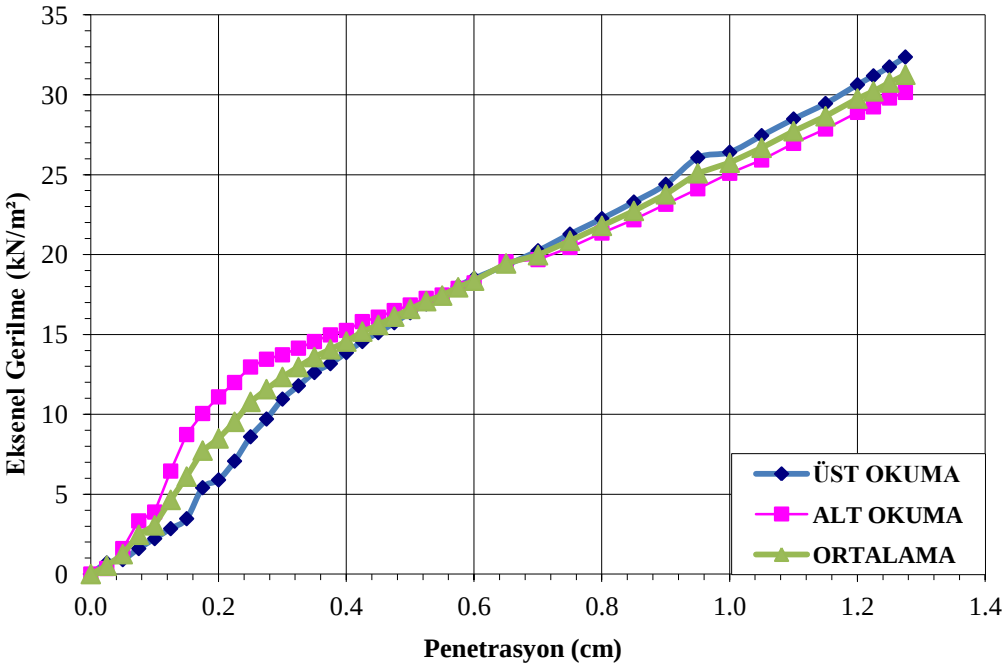
Çizelge 6.4 Kırma taşla yapılan deneyde penetrasyon (batma) miktarlarına göre standart gerilmeler, (Bowles [227])

Penetrasyon Derinliği (mm)	**Standart Gerilme (N/cm^2)**	**Standart Yük (N)**
2.5	690.6	13367.16
5.1	1035.9	20050.7
7.6	1311.6	25385.3
10.2	1588.2	30739.6
12.7	1795.2	34746.0

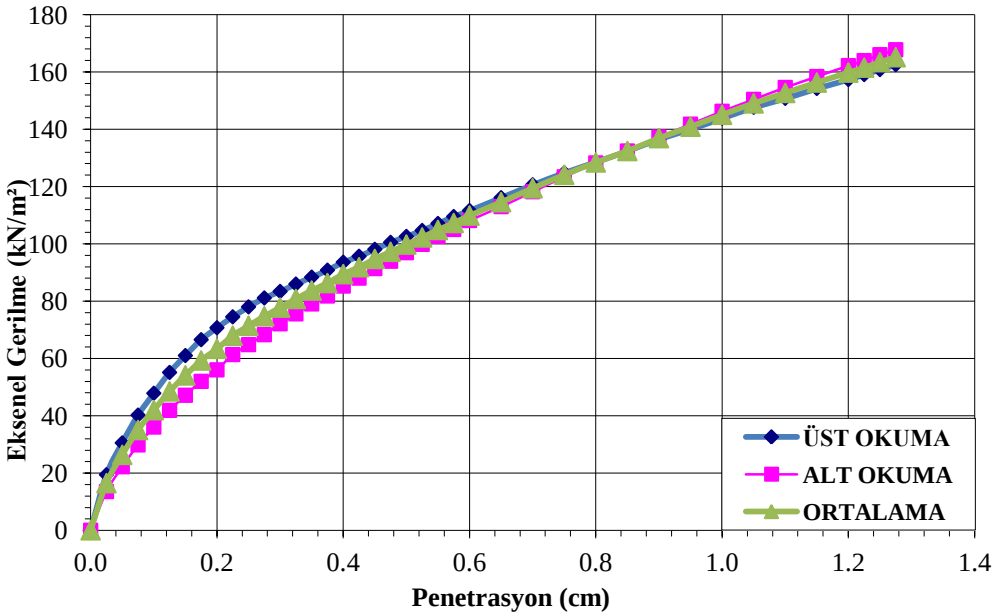
Çizelge 6.5 CBR deneyleri sonuçları

Deney adı ve açıklama	**w (%)**	**CBR (%)**				**Şekil No**
		Alt		**Üst**		
		2.5 mm	**5 mm**	**2.5 mm**	**5 mm**	
%20-2 ıslak	19.4	0.19	0.16	0.12	0.16	Şekil 6.5
%20-2 kuru	20.1	0.94	0.94	1.13	1.00	Şekil 6.6

Suda bekletilen numuneler üzerinde yapılan CBR deneyi sonuçlarına bakıldığında optimum su muhtevasına sahip örneklerde daha yüksek CBR değerleri çıkmasına karşın optimum+3 (%23) optimum-3 (%17) su içeriğine sahip olan örneklerde CBR değerleri daha düşük çıkmıştır. Bu durumun ortaya çıkmasında en önemli etken göreceli sıkışmaya bağlı oluşan boşlukların daha fazla su alarak numune dayanımının düşmesidir. Anında yükleme yapılan CBR deneylerin de su içeriği arttıkça CBR değeri düşmektedir. Aynı su muhtevasına sahip CBR deneyleri arasında yapılan kıyasta ise CBR oranı %3 ile %25 arasında değişiklik göstermiştir.



Şekil 6.5 %20-2 ıslak deneyinin sonuç grafiği



Şekil 6.6 %20-2 kuru deneyinin sonuç grafiği

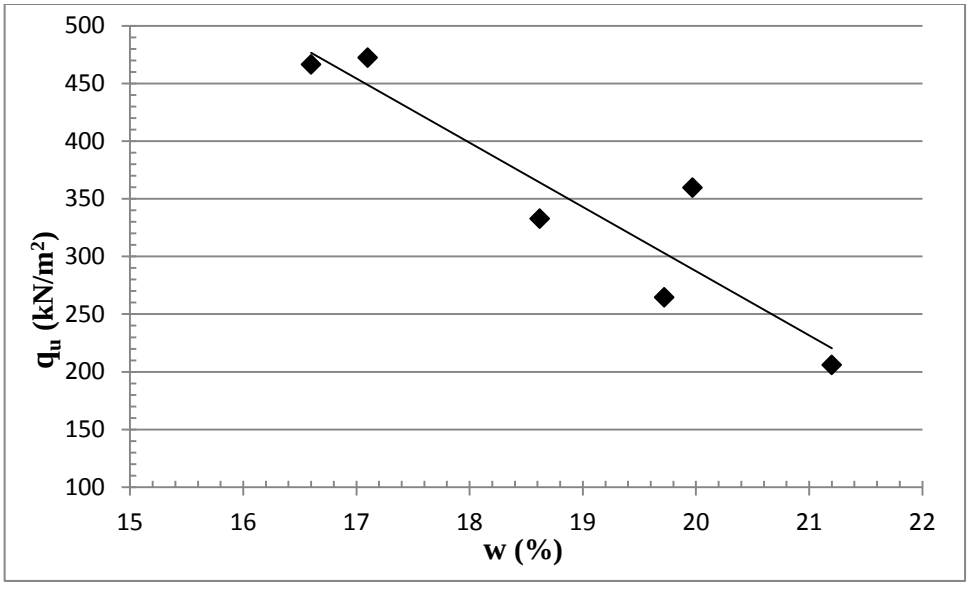
Seçilen zemin malzemesinin uygulanacak akım dolayısıyla oluşacak davranışını ortaya koyabilmek için kayma mukavemetinin belirlenmesi gerekmektedir. Bu amaçla laboratuarda serbest basınç, üç eksenli basınç ve düşen koni deneyleri yapılmıştır. Bunlara ilaveten cep penetrometresi kullanılmıştır.

6.2.4.1 Serbest Basınç Deneyi

Serbest basınç deneyi genellikle killerin kayma direncini belirlemekte kullanılır. Serbest basınç deneyinde malzemeye sadece eksenel yük uygulanmaktadır. Yükleme esnasında zemindeki boy kısalmaları ölçülmektedir. Bu kısalmalardan faydalanılarak gerilme-şekil değiştirme eğrileri elde edilmektedir. Çizilen eğride oluşan maksimum gerilme değeri zeminin serbest basınç mukavemetini (q_u) vermektedir. Yapılan deneylerin sonuçları Çizelge 6.6'da özetlenmiştir. Bu verilerden faydalanarak su muhtevası değerine göre düşey gerilmeleri veren Şekil 6.7' deki grafik çizilmiştir.

Çizelge 6.6 Su muhtevalarına göre serbest basınç mukavemetleri ve drenajsız kayma mukavemetleri (Serbest Basınç Deneyi)

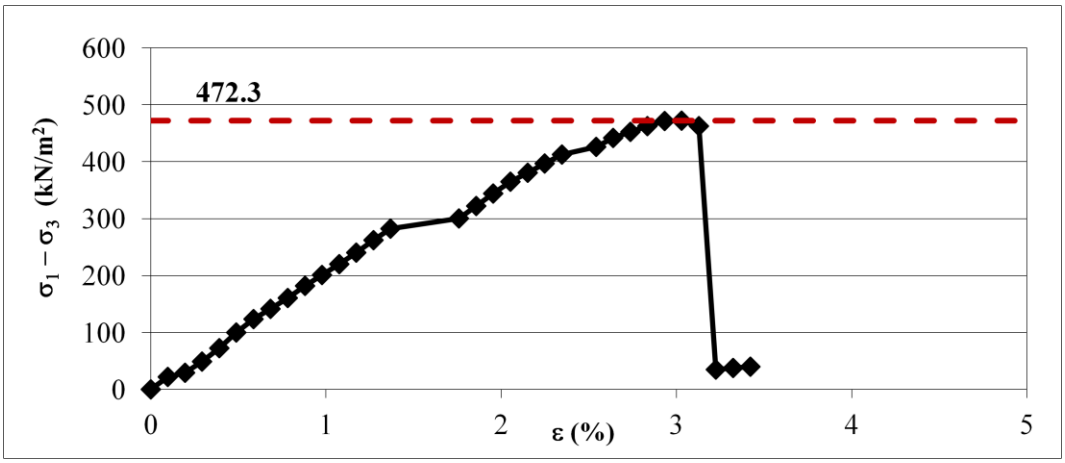
Deney adı ve açıklama	Su Muh. (%)	q_u (kN/m^2)	c_u (kN/m^2)
%17-1	17.1	472.3	236.2
%17-2	16.6	466.4	233.2
%20-1	20.0	359.6	179.8
%20-2	19.7	264.5	132.3
%23-1	18.6	332.7	166.4
%23-2	21.2	205.9	103.0



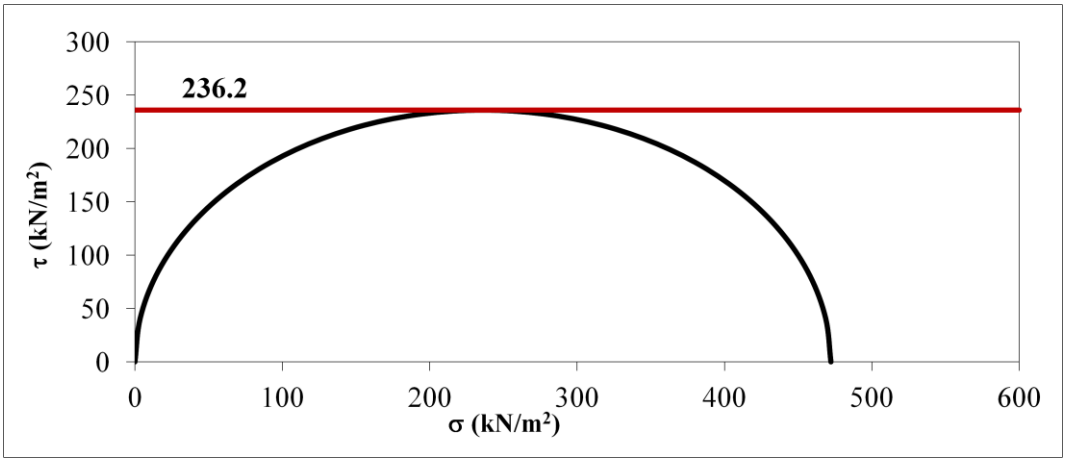
Şekil 6.7 Drenajsız kayma mukavemeti-su muhtevası grafiği (Serbest Basınç Deneyi)

Yapılan deneyler sonucunda kaolin kili %17 su muhtevası değeri civarında maksimum mukavemete ulaşırken, su muhtevasının artması mukavemetinin düşmesine sebep olmaktadır. Maksimum mukavemete ulaştığı bu su muhtevasındaki gerilme-şekil

değiştirme grafiği Şekil 6.8'de, Mohr diyagramı da Şekil 6.9'da verilmiştir. Ayrıca su muhtevası arttığında malzemenin şekil değiştirme özelliği artmaktadır. Böylece maksimum dayanıma ulaşma süresi artmaktadır. Deney esnasında gözlendiği ve düşey gerilme-şekil değiştirme grafiklerinden anlaşılacağı gibi, numunelerde gevrek bir kırılma gözlenmiştir.



Şekil 6.8 %17 su muhtevası için düşey gerilme-şekil değiştirme grafiği (Serbest Basınç Deneyi)



Şekil 6.9 %17 Su muhtevası için Mohr diyagramı (Serbest Basınç Deneyi)

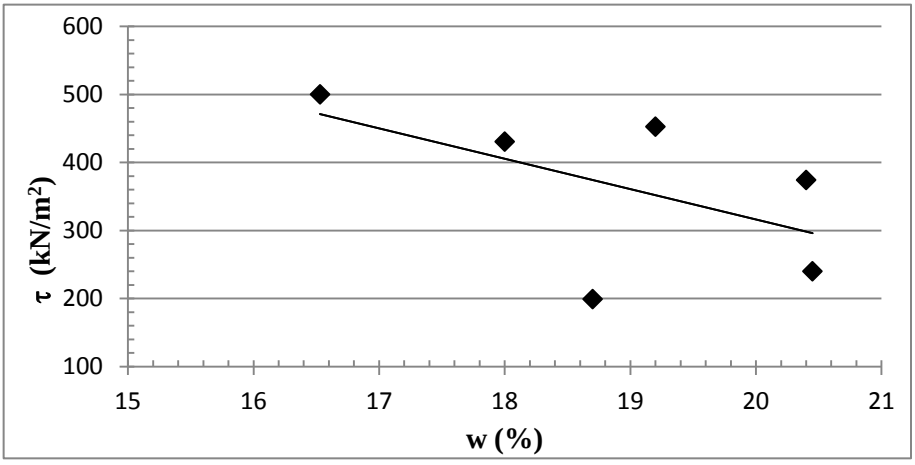
6.2.4.2 Üç Eksenli Basınç Deneyi

Serbest basınç deneyinden farklı olarak üç eksenli basınç deneyinde çevre basıncı etki ettirilmektedir. Bu sayede yanal ve eksenel gerilmeler uygulanarak arazi yüklemelerine yakın yüklemeler yapılabilmektedir. Arazideki yanal gerilmeler çevre basıncı olarak göz önüne alındığından deney sonuçları gerçeğe yakınlık göstermektedir. Yapılan deneylerin sonuçları Çizelge 6.7'de özetlenmiştir. Üç eksenli basınç deneyinden elde

edilen bu verilerden faydalanarak su muhtevası değerine göre düşey gerilmeleri veren Şekil 6.10' daki grafik çizilmiştir.

Çizelge 6.7 Su muhtevalarına göre serbest basınç mukavemetleri ve drenajsız kayma mukavemetleri (Üç Eksenli Basınç Deneyi)

Deney adı ve açıklama	**Su Muh. (%)**	**q_u (kN/m^2)**	**c_u (kN/m^2)**
%17-1 (σ_3 =50 kPa)	18.0	430.7	215.4
%17-2 (σ_3=75 kPa)	16.5	500.2	250.1
%20-1 (σ_3 =50 kPa)	19.2	452.7	226.3
%20-2 (σ_3 =75 kPa)	18.7	199.2	99.6
%23-1 (σ_3 = 50 kPa)	20.5	240.1	120.0
%23-2 (σ_3 =75 kPa)	20.4	374.3	187.1



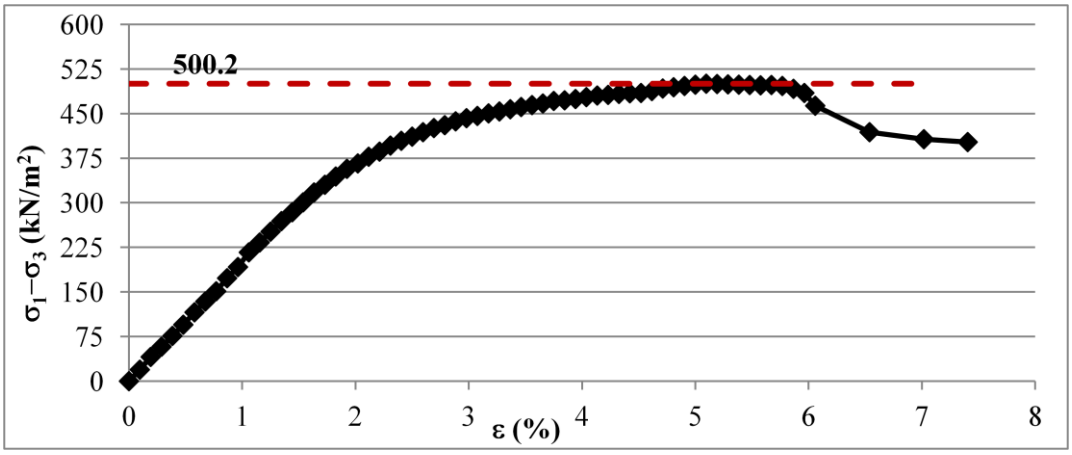
Şekil 6.10 Düşey gerilme-su muhtevası grafiği (Üç Eksenli Basınç Deneyi)

Üç eksenli deneyler sonucunda kaolin kilinin maksimum mukavemet değerine serbest basınç deneyinde belirlendiği gibi %17 su muhtevası civarında ulaştığı belirlenmiştir. Deney esnasında uygulanan çevre basıncı numunenin kırılma süresini artırmaktadır. Maksimum mukavemet değerine ulaştığı %17 su muhtevası için elde edilen gerilme-şekil değiştirme grafiği Şekil 6.11'de, Mohr diyagramı da Şekil 6.12'de verilmiştir.

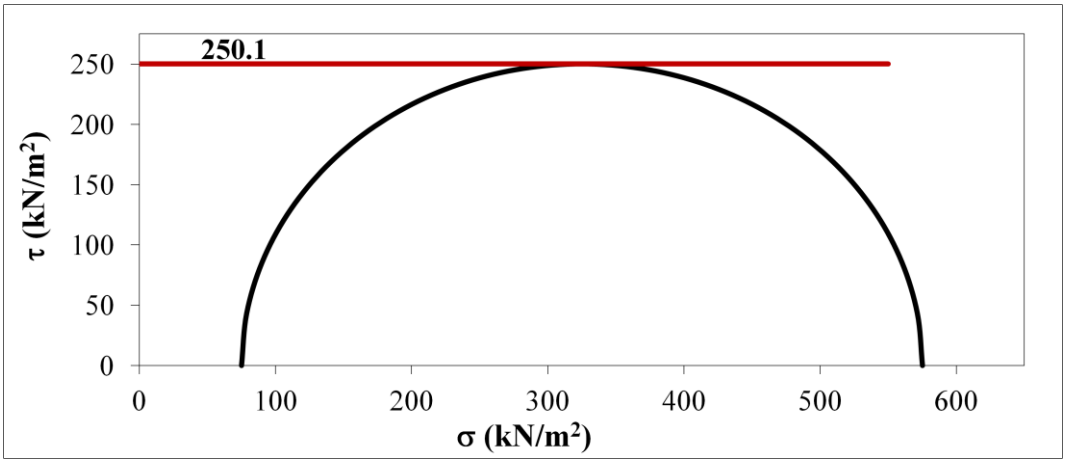
6.2.4.3 Penetrometre Deneyi

Standart Proktor deneyinde ve CBR deneyinde numuneler kaplarda sıkıştırıldığı esnada tabakaların orta veya yan yüzeylerinde uygun başlık takılarak cep penetrometresinin belirlenen seviyeye batana kadar kuvvet uygulanmış ve istenen seviyeye ulaşıldığı anda penetrometre saatindeki mukavemet değeri okunmuştur. Standart Proktor, CBR ve diğer

deneylerin numuneleri sıkıştırılırken yapılan penetrometre okumaları Çizelge 6.8'de verilmiştir.



Şekil 6.11 %17 Su muhtevası için düşey gerilme-şekil değiştirme grafiği (Üç Eksenli Basınç Deneyi)



Şekil 6.12 %17 Su muhtevası için Mohr diyagramı (Üç Eksenli Basınç Deneyi)

Çizelge 6.8 Penetrometre okumaları

PENETROMETRE DENEYİ	
Su Muh. (%)	**Penetrometre Okuması (N/cm^2)**
12.7	53.96
18.8	45.13
20.8	41.2
23.5	19.62
25.5	6.81

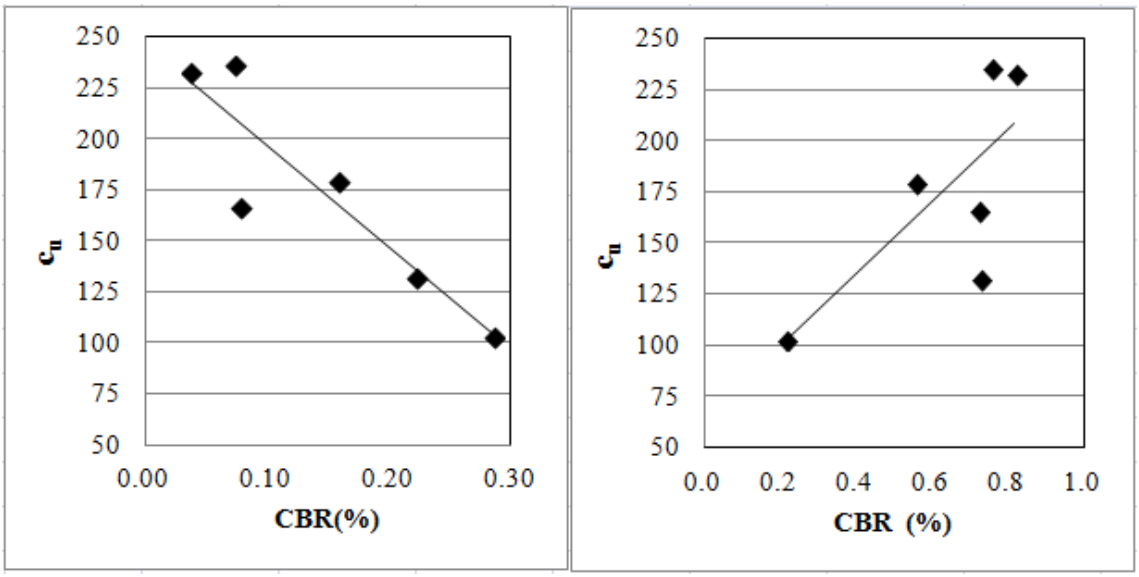
Yapılan sıkıştırmalar esnasında birçok numune üzerinde penetrometreden değer okunamamıştır. Penetrometre aletinde maksimum değer 60 N/cm^2 ile sınırlanmıştır.

Kaolin kili sıkıştırıldığında oldukça sert olduğundan penetrometreden belirlenememiştir.

6.3 Yapılan Zemin Deneyleri ve Sonuçlarının İrdelenmesi

6.3.1 CBR oranları ve serbest basınç değerlerinin korelasyonu

Yaklaşık su muhtevalarına göre bulunmuş olan CBR oranları ve serbest basınç değerleri ıslak ve kuru numuneler için ayrı ayrı Şekil 6.13' te gösterilmiştir.



(a) (b)

Şekil 6.13 a) Islak ve (b) Kuru CBR oranları-serbest basınç deneyi korelasyon grafikleri

Çizilen grafiklerden elde edilen denklemlerden faydalanılarak ıslak ve kuru numuneler için sırasıyla (6.5) ve (6.6) eşitlikleri bulunmuştur.

$$c_u = 245.8 - 497.9\ CBR \quad (6.5)$$

$$c_u = 64.33 + 175.8\ CBR \quad (6.6)$$

Islak numuneler üzerinde yapılan korelasyondan su muhtevası arttıkça malzemenin serbest basınç değerinin azaldığı görülmüştür. Kuru numunelerdeki korelasyonda ise su içeriğiyle basınç değerinin doğru orantılı olduğu gözlenmiştir.

6.3.2 CBR oranları ve üç eksenli basınç değerlerinin korelasyonu

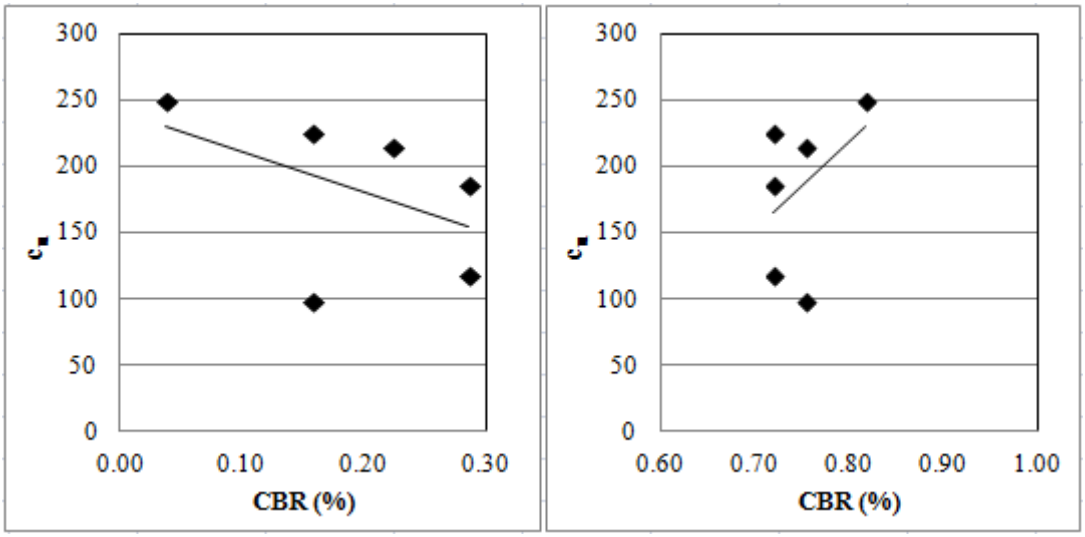
Yaklaşık su muhtevalarına göre bulunmuş olan CBR oranları ve üç eksenli basınç değerleri ıslak ve kuru numuneler için ayrı ayrı Şekil 6.14' te gösterilmiştir. Islak ve

kuru numuneler için elde edilen denklemler sırasıyla (6.7) ve (6.8) formülleri ile verilmiştir.

$$c_u = 240.9 – 302.9\ CBR \quad (6.7)$$

$$c_u = 674.9\ CBR – 321.1 \quad (6.8)$$

Islak ve kuru numunelerde su muhtevası basınç dayanımı orantısı serbest basınç korelasyonundaki orantı ile aynı olduğu gözlenmiştir.

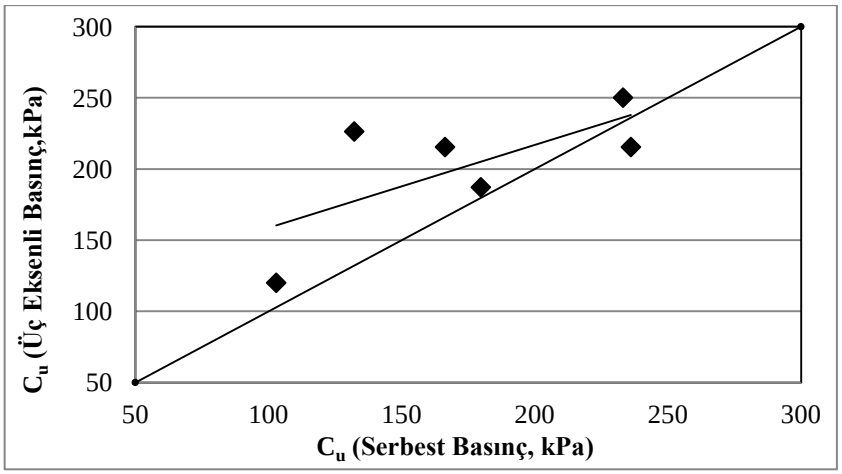


(a) (b)

Şekil 6.14 (a) Islak ve (b) kuru CBR oranları-üç eksenli basınç deneyi korelasyon grafikleri

6.3.3 Serbest basınç ve üç eksenli basınç değerlerinin korelasyonu

Yapılan üç eksenli basınç deneyleri ve serbest basınç deneyleri sonuçlarından yakın su içeriğine sahip örneklerin sonuç değerleri kullanılarak Şekil 6.15'teki korelasyon grafiği elde edilmiştir. Burada düşey eksen, üç eksenli basınç değeri, c_u (kN/m^2); yatay eksen, Serbest basınç değeri, c_u (kN/m^2) dir.



Şekil 6.15 Serbest Basınç ve Üç eksenli Basınç Deney sonuçlarının Karşılaştırılması

6.4 Deney Kanalı

Çalışmaya ait deneyler Yıldız Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği bölümü Hidrolik ve Kıyı-Liman laboratuarında bulunan dikdörtgen en kesitli 180^0'lik kıvrımlı kanalda gerçekleştirilmiştir. Mevcut kanal 0.90 m genişliğinde ve 0.60 m yüksekliğinde alüminyum tabanlıdır. Ana kanalın genişliği 0.40 m ve toplama kanalı genişliği 0.5 m olacak şekilde birbirine paralel iki kanaldan oluşmaktadır. Laboratuardaki deney kanalının genel görünüşü Şekil 6.16'da verilmiştir.

İhtiyaç duyulan su, bodrum katta bulunan büyük depodan pompa vasıtasıyla zemin kattaki ana depoya basılmıştır. Ana depodaki fazla su dolu savaktan savaklanarak bir by-pass borusundan tekrar büyük depoya döndürülmüştür. Bu dönüşüm sırasında ana depodaki su yüksekliği sabit tutulmuştur. Ana depodan üzerinde bir vana bulunan boru vasıtasıyla istenilen miktarda sabit debi deney kanalını besleyen dinlendirme havuzuna alınmıştır.

Kanalın başındaki dinlendirme havuzu 2.5x1.0x0.7 m boyutlarında olup ana depodan gelen suyu deney kanalına iletmektedir. Dinlendirme havuzuna dökülen suyu sakinleştirmek için havuzun içine delikli ızgara ve tuğla yerleştirilmiştir. Deney kanalının planı Şekil 6.17'de verilmiştir.



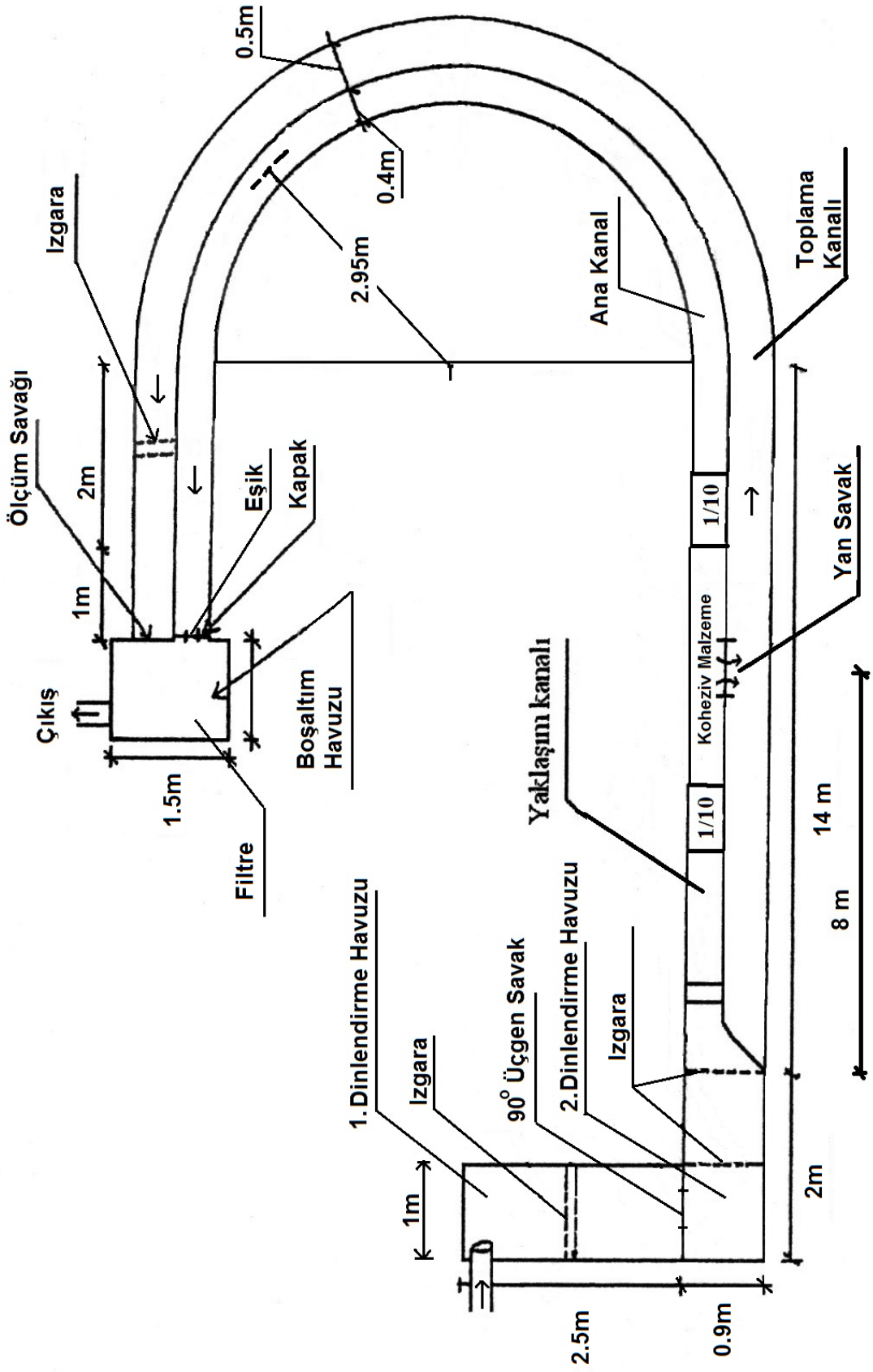
Şekil 6.16 Deney kanalının genel görünüşü

Dinlendirme havuzunun sonunda ise üst genişliği 0.7 m olan üçgen bir ölçüm savağı bulunmaktadır. Ana kanala verilen debinin ölçülmesinde kullanılan bu savağın tepe noktasının havuz tabanından yüksekliği 0.24 m dir. Savak yükünün ölçülmesi için üçgen savaktan 0.35 m geriye sabit bir limnimetre yerleştirilmiştir. Üçgen savaktan savaklanarak kanala akan su 2x0.90 m boyutlarında ikinci bir dinlendirme havuzunda sakinleştirilmiştir. Bunun için havuzun ortasına ve mansabına birer delikli perde yerleştirilmiştir. Oyulma sırasında askı maddesi haline geçen kohezyonlu malzemeyi tutması için kanal sonundaki boşaltım havuzunda ve ana depoda filtre görevi görmesi için geotekstil yerleştirilmiştir.

Deney sistemi on bölümden meydana gelmiştir. Yaklaşım kanalı, kıvrımlı kanal, doğrusal çıkış kanalı, yan savak ayırma duvarı, toplama kanalı, boşaltım havuzu, kohezyonlu malzeme çukuru, hareketli seviye ölçüm arabası, Acoustıc Doppler hız ölçer ve Vane Kesme Mukavemeti aleti olarak deney sisteminde yer alan bu bölümlerin boyutları ve özellikleri aşağıda açıklanmıştır.

- **Yaklaşım Kanalı**

Doğrusal yaklaşım kanalı 14 m uzunluğunda 0.40x0.40 m boyutlarına sahiptir. Yaklaşım kanalına giren su, doğrusal yaklaşım kanalının başından itibaren yan savak kesite kadar yaklaşık olarak 8 m uzunluğa sahiptir.



Şekil 6.17 Deney kanalının planı

- **Kıvrımlı Kanal**

Kıvrımlı kanal r=2.95 m eksen yarıçaplı ve 9.27m radyal eksen uzunluğuna sahip olan 180^0'lik bir kanaldır.

- **Doğrusal Çıkış Kanalı**

3 m uzunluklu olan ikinci doğrusal kanalın sonunda ana kanal tarafında tanka dökülmeden önce 0.40x0.20m boyutlarında 2 parçalı radyal kapağı bulunmaktadır. Deneyler sırasında akım şartlarını değiştirmek amacıyla bu kapak ile ana kanaldaki su seviyesi ayarlanabilmektedir. Kapaklar altına eşik yerleştirilmiştir.

- **Yan Savak Ayırma Duvarı**

Ana kanal dış kıyısı taban ve üstten 30x20 mm lik kutu profillerle tutturulan 3 mm lik sabit sac levhadan yapılmıştır.

- **Toplama (Sağanak) Kanalı**

Yan savaktan savaklanan su 0.50 m genişliğindeki toplama kanalı ile boşaltım havuzuna ulaşmaktadır. Toplama kanalı ana kanala paralel olarak düzenlenmiştir.

- **Boşaltım Havuzu**

Ana kanal ve toplama kanalından gelen akım 1x1.5x1.5m boyutlarındaki boşaltım havuzuna dökülerek, buradan büyük depoya düşey boru ile geri dönmektedir. Kanaldan havuza döküldüğü kesite yerleştirilen filtre ile askı malzemesi tutulmaya çalışılmıştır.

- **Kohezyonlu Malzeme Çukuru**

Doğrusal kanalın başındaki ızgaranın 8 m mansabına yerleştirilen yan savağın merkezinden yaklaşık 1.5'ar m memba ve mansabında olacak şekilde toplam 3 m'lik kesite 1/10 eğimli plakalar yardımıyla çukur oluşturularak kohezyonlu malzeme serilmiştir.

- **Hareketli Ölçüm Arabası**

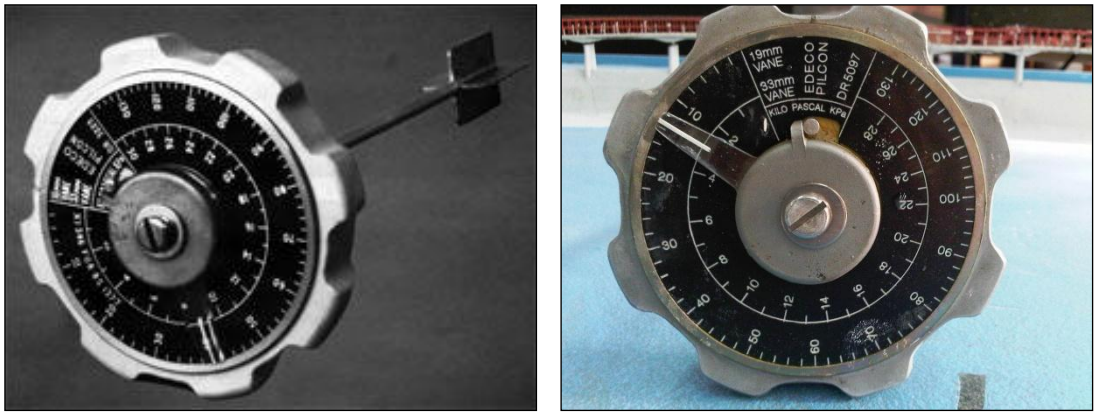
Ana kanal ve yan savak üzerinde yapılan su ve taban seviyesi ölçümleri için raylar üzerinde hareket eden arabaya yerleştirilmiş bir dijital limnimetreden yararlanılmıştır.

- **Aqustik Doppler Hız Ölçer (ADV)**

İkinci bir hareketli ölçüm arabası üzerine yerleştirilen Aqustik doppler hızölçer ile istenilen kesitlerde hız ve kayma gerilmesi ölçümleri yapılmıştır.

- **Vane Kesme Mukavemeti Aleti**

Yumuşak kohezyonlu zeminlerin kayma mukavemetini yerinde belirlenmek için kullanılmaktadır. Kanatlı kesici olarak adlandırılan bu deney cihazı, yumuşak kil ve silt gibi çok duyarlı, kohezyonlu zeminler içine sokularak döndürülen kanatlı kesicinin kanatlarına zeminin yaptığı direncin ölçülmesi prensibine dayanır. Zemine batırılan dört kanatlı bir kesme aletine uygulanan burulma momenti ile zemin içerisinde silindirsel bir yüzey üzerinde zeminin kayma direnci yenilerek kesilir ve kanatlı alet zemin içerisinde döner. Böylece zeminin drenajsız kayma mukevemeti ölçülmüş olur. Deneylerde kullanılan Şekil 6.18'de görülen laboratuar tipi vane kesme cihazının 19 mm ve 33 mm'lik iki farklı bıçak boyu mevcuttur.

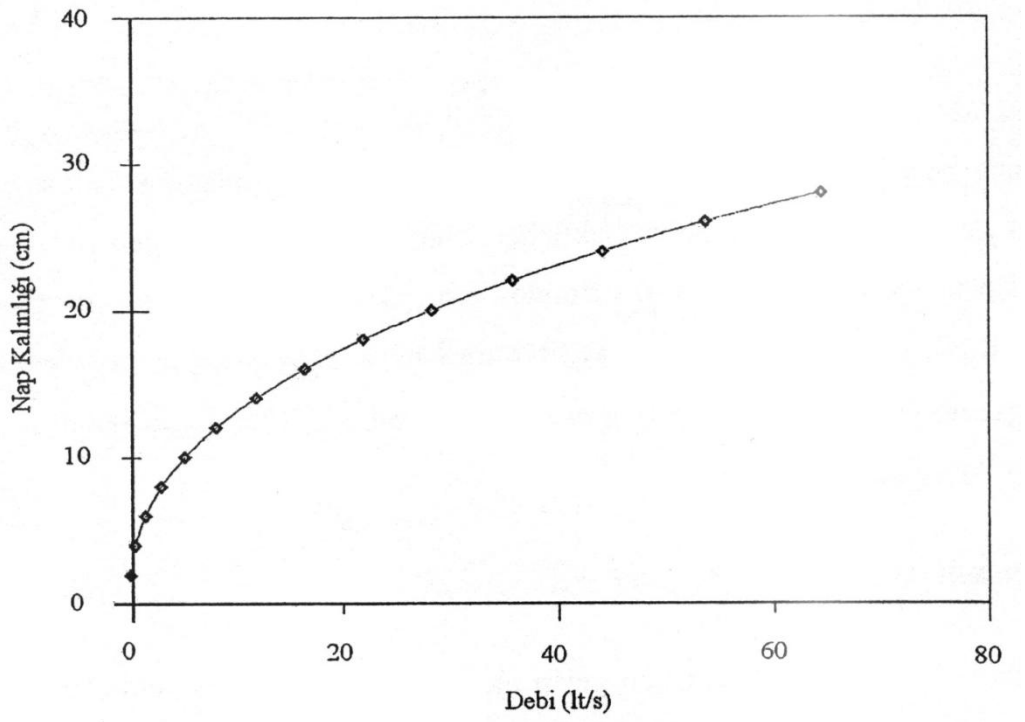


Şekil 6.18 Vane Kesme Mukavemeti Cihazı

6.5 Giriş Üçgen Savak Anahtar Eğrisi

Ağaçcıoğlu [2] ve Coşar [228] tarafından yapılan çalışmalarda; ana kanala verilen akımın debisinin tayini için, farklı hacimlere sahip kaplar ve kronometre yardımıyla giriş üçgen savağının anahtar eğrisi belirlenmiştir. Üçgen savak için elde edilen anahtar eğrisi Şekil 6.19'da verilmiş ve bu eğrinin analitik ifadesi aşağıdaki gibi bulunmuştur.

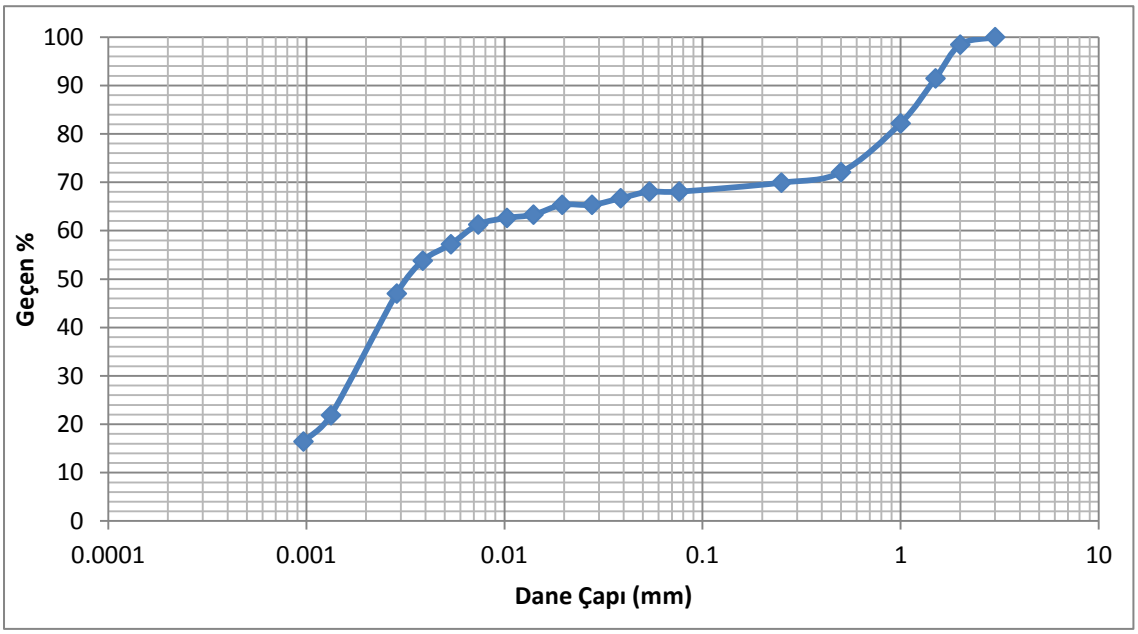
$$Q = \left[\frac{h}{5.108}\right]^{2.4469} \left(lt/sn\right) \qquad (7.1)$$



Şekil 6.19 Deney sistemi üçgen savak anahtar eğrisi

6.6 Deneyde Kullanılan Karışım Taban Malzemesinin Özellikleri

Deneysel çalışmada kuvars kumu ile kaolin kili karıştırılarak kullanılmıştır. Deneylere %100 kil ile başlanmış, ancak büyük Froude sayılarında bile oyulma görülmemiştir. %5,7 ve 10 gibi düşük kum muhtevalarında da oyulma meydana gelmemiştir. Ağırlıkça %31 kum ve %69'u kaolin kili olarak deneylere devam edilmiştir. Kullanılan Kaolin kili ilgili ayrıntılı bilgi Bölüm 6.1 ve 6.2'de verilmiştir. Kullanılan karışım malzemesinin granülometri eğrisi ise Şekil 6.20'de verilmiştir.



Şekil 6.20 Karışım Malzemesi Granülometri Eğrisi

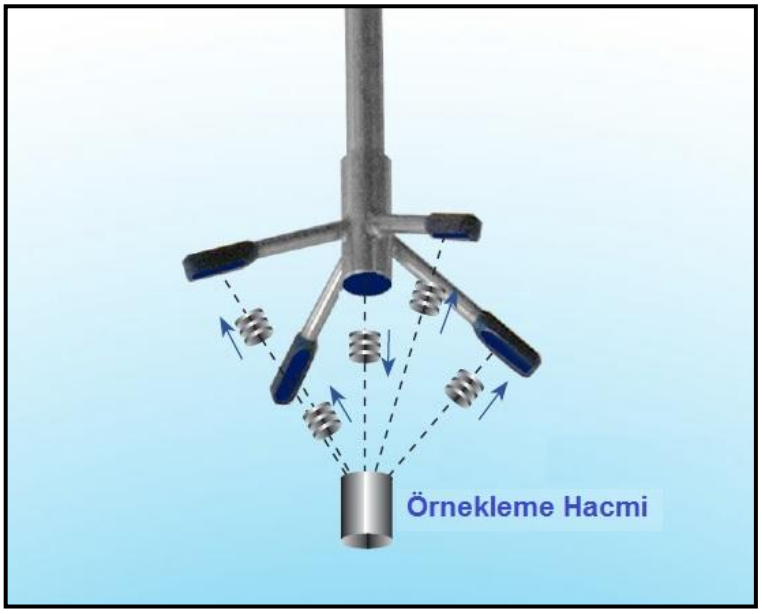
6.7 ADV Ölçümleri

Deneylerde akım davranışının belirlenmesi için, Nortek Vectrino Plus model Acoustic Doppler Velocimeter (ADV) kullanılmıştır. ADV; pervaneli ve elektromanyetik ölçüm cihazları, Laser Doppler Hız ölçerler (LDVs), hot film anometreleri ve pitot tüpleri gibi diğer akım ölçüm cihazlarına bir alternatif olarak üretilmiştir (Sarker [229]). ADV, akustik doppler prensibine dayanarak sesin iletimiyle yüksek doğruluğa sahip üç boyutlu hız ölçerdir. ADV'de bir iletici ve dört alıcı transdüser bulunmaktadır. İletici merkez hatta, dört alıcı da onun etrafında yer almaktadır (Şekil 6.21). Akustik sinyaller, alıcı ve iletici sinyallerin algılayıcıdan 5 cm aşağıda kesişmesini sağlayacak şekilde yönlendirilmişlerdir. Bu sinyallerin kesiştiği noktaya örnekleme hacmi denir (Şekil 6.22). İletici trandüser düşey olarak 3-15 mm'yi kapsayan kısa bir sinyal gönderir ve alıcı transdüserler örnekleme hacmi tarafından karşılanan yansımayı alır. Örnekleme hacmi 6 mm'lik bir çapa sahiptir. ADV'deki dört alıcının hepsi, üç hız bileşenini elde etmek için, örnekleme hacmine odaklanmıştır.

ADV, z yönündeki hızı (iletici transdüsere paralel), x ve y yönündeki hızlara göre daha hassas ölçmektedir. Probun kırmızı kolu, x yönündeki pozitif hızı göstermektedir ve akım doğrultusunda yerleştirilmektedir. Bu çalışmada yapılan deneylerde aşağı yönlü prob (Şekil 6.21a) kullanılmıştır.



Şekil 6.21 ADV (a) Aşağı yönlü ve (b) Yanal prob.

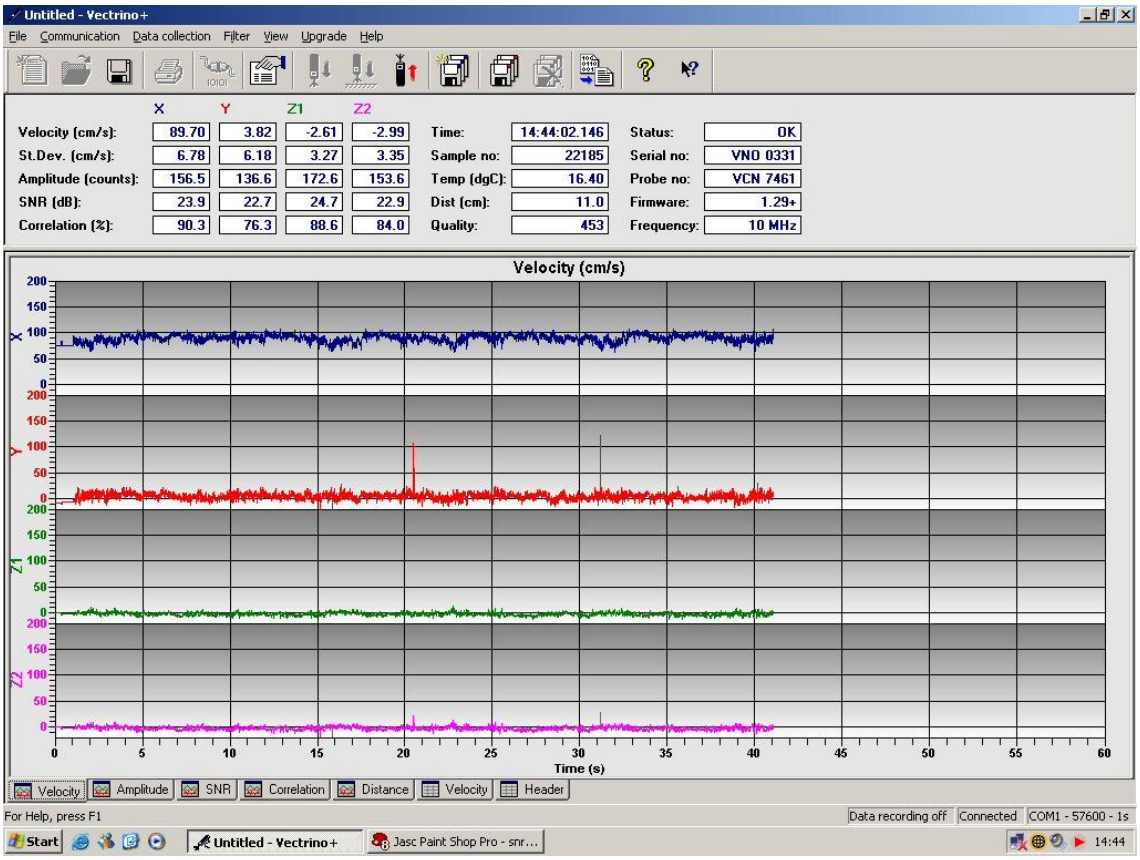


Şekil 6.22 ADV Örnekleme Hacmi

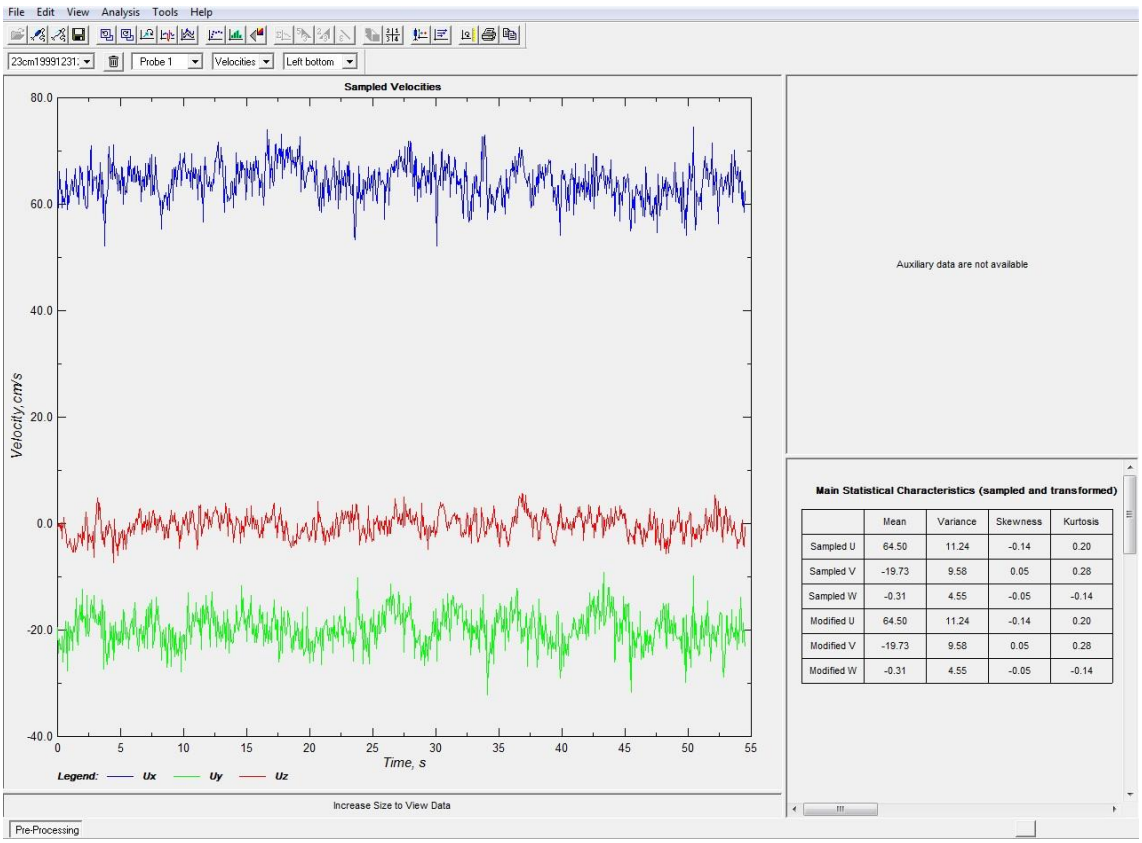
Maksimum örnekleme oranı 200 Hz olan ADV'nin teknik özellikleri Çizelge 6.9'da verilmiştir. Ölçüm yapılan akım alanı probun varlığından etkilenmemektedir. Hız ölçümlerinin doğruluğundan emin olmak için alıcıların tamamen batmış olması gerekmektedir (Enriquez [230]). Şekil 6.23'te deneyler sırasında Aqustik Doppler ile ölçüm yapıldığında kayıt alınan andaki Vectrino Plus çalışma sayfası görülmektedir. Vectrino Plus programıyla yapılan ölçümler uygun dosya formatına çevirilmektedir. Uygun dosya formatına çevirilen bu veriler Explore V programı ile işlenmiştir (Şekil 6.24).

Çizelge 6.9 ADV'nin Teknik Özellikleri (Nortek [231])

Boyutlar	Silindir çapı 70 mm ve yükseklik 388mm
Akım Hızı Ölçümleri	
Hız Aralığı	±0.01, 0.1, 0.3, 1, 2, 4 m/s
Hata Payı	Ölçülen ±1mm/s değerinin ±%0.5
Örnekleme Oranı	1-200Hz (Vectrino Plus)
Örnekleme Hacmi	
Proptan mesafesi	0.05 m
Çapı	6 mm
Yüksekliği	3-15mm
Rastgele Hata	25 Hz'de hız aralığının %1'i.
Eko Gücü	
Akustik Frekans	10 MHz
Dinamik aralık	60 dB
Çevresel	
Deney sırasındaki ısı	-5 ^{o}C ile 45^{o}C arasında
Saklama Koşullarındaki ısı	-15 ^{o}C ile 60^{o}C arasında
Güç	
DC-giriş	12-48 VDC
200Hz'deki max. Tüketim	1.5W



Şekil 6.23 Vectrino Plus ADV Çalışma Sayfası



Şekil 6.24 ExploreV Çalışma Sayfası

6.8 Yan Savak Civarında Meydana Gelen Oyulma Etkili Parametrelerin Belirlenmesi

Dikdörtgen en kesitli ve hareketli tabanlı bir kanalda dikdörtgen savak üzerindeki akıma etki eden değişkenler Çizelge 6.10'da verilmiştir.

Çizelge 6.10 Deney sistemine etki eden parametreler

		SEMBOL	BİRİM	BOYUT
1. Kanala Ait Değişkenler				
	* Kanal Taban Eğimi	J_0		---
	* Ana Kanal Genişliği	b	m	L
2. Akışkana Ait Değişkenler;				
	* Akışkanın Özgül Kütlesi	ρ	kg/m^3	ML^{-3}
	* Akışkanın Dinamik viskozitesi	μ	kg/m.sn	$ML^{-1}T^{-1}$
	* Yüzey Gerilmesi	σ	$kg*/m^2$	KL^{-2}
	* Yerçekimi İvmesi	g	m/sn^2	LT^{-2}
3. Akıma Ait Değişkenler				
	* Akım Derinliği	h_1	m	L
	* Yan Savak Başlangıcında Ortalama Hız	V_1	m/sn	LT^{-1}
	* Akımın Yan Savağa Sapma Açısı	Ψ	---	---
4. Yan Savağa Ait Değişkenler				
	* Yan Savak Kret Yüksekliği	p	m	L
	* Yan Savak Uzunluğu	L	m	L
5. Taban Malzemesine Ait Değişkenler				
	* Özgül Kütlesi	ρ_s	kg/m^3	ML^{-3}
	* Medyan Çapı	d_{50}	m	L
	* Kil Muhtevası	C	---	---
	* Başlangıç Su Muhtevası	W_c	---	---
	* Taban Kayma Mukavemeti	τ_s	$kg*/m^2$	KL^{-2}
	(kg*= kg.kuvvet)			

6.9 Boyut Analizi

Kohezyonlu tabanlı bir kanalda yan savakta meydana gelen oyulma derinliği H_d aşağıdaki parametrelerin fonksiyonudur.

$$f(H_d, \nu, V_1, \rho_s, p, b, d_{50}, L, \Psi, C, Wc, \tau_s, g, \rho, h_1, \sigma, J_0)=0 \qquad (7.2)$$

Elementer bir akım parçacığı için σ ve J_0 etkileri küçük olduğundan olaya etkileri ihmal edilebilir. Sonuç olarak oyulma derinliğine etki eden parametreler;

$$f(H_d, \nu, V_1, \rho_s, p, b, d_{50}, L, \Psi, C, Wc, \tau_s, g, \rho, h_1)=0 \quad (7.3)$$

olarak yazılabilir. Deneysel çalışmada olaya etkili olan değişkenleri azaltmak ve deneysel çalışmaların sonuçlarını ortaya koymak için boyut analizi uygulanarak, yer çekimi ivmesi (g), akışkanın özgül kütlesi (ρ) ve yan savak membasında ana kanal ekseninde su derinliği (h_1) değişkenleri tekrarlanan (esas) değişkenler olarak dikkate alınmış ve tüm parametreler Çizelge 6.11'de verilmiştir. Bu parametrelere göre yapılan boyut analizi Çizelge 6.12'te verilmiştir.

Çizelge 6.11 Sisteme etki eden parametreler

	k_1	k_2	k_3	k_4	k_5	k_6	k_7	k_8	k_9	k_{10}	k_{11}	k_{12}	k_{13}	k_{14}	k_{15}
	H_d	ν	V_1	ρ_s	p	b	d_{50}	L	Ψ	C	W_c	τ_s	g	ρ	h_1
L	1	2	1	-3	1	1	1	1	0	0	0	-1	1	-3	1
M	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	0
T	0	-1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	-2	-2	0	0

Çizelge 6.12 Sisteme etki eden boyutsuz parametreler için boyut analizi

	k_1	k_2	k_3	k_4	k_5	k_6	k_7	k_8	k_9	k_{10}	k_{11}	k_{12}	k_{13}	k_{14}	k_{15}
	H_d	ν	V_1	ρ_s	p	b	d_{50}	L	Ψ	C	W_c	τ_s	**g**	**ρ**	**h_1**
Π_1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-1
Π_2	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	- 1/2	0	- 3 /2
Π_3	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	- 1/2	0	- 1/2
Π_4	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-1	0
Π_5	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-1
Π_6	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	-1
Π_7	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	-1
Π_8	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	-1
Π_9	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0
Π_{10}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0
Π_{11}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0
Π_{12}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	-1	-1

Çizelge 6.12'ten boyutsuz parametreler;

$$\pi_1 = \frac{H_d}{h_1} \quad \pi_2 = \frac{\nu}{g^{1/2} h_1^{3/2}} \quad \pi_3 = \frac{V_1}{g^{1/2} h_1^{1/2}} \quad \pi_4 = \frac{\rho_s}{\rho} \quad \pi_5 = \frac{p}{h_1} \quad \pi_6 = \frac{b}{h_1}$$

$$\pi_7 = \frac{d_{50}}{h_1} \quad \pi_8 = \frac{L}{h_1} \quad \pi_9 = \psi \quad \pi_{10} = C \quad \pi_{11} = W_c \quad \pi_{12} = \frac{\tau_s}{\rho.g.h_1}$$

olarak belirlenmiştir. Bu boyutsuz büyüklükler arasında dönüşümler yapılarak ;

$$\frac{\pi_8}{\pi_6} = \frac{(L/h_1)}{(b/h_1)} = \frac{L}{b}$$

boyutsuzu elde edilmiştir. Böylece olaya etkili olan boyutsuz parametreler;

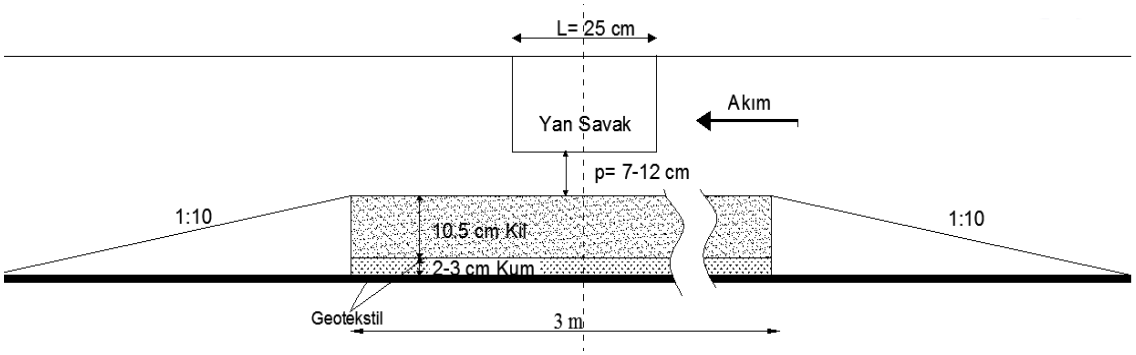
$$\frac{H_d}{h_1} = f\left(\frac{\nu}{g^{1/2} h_1^{3/2}}, Fr = \frac{V_1}{\sqrt{gh}}, \frac{\rho_s}{\rho}, \frac{p}{h_1}, \frac{d_{50}}{p}, \frac{L}{b}, \psi, C, W_c, \frac{\tau_s}{\rho.g.h_1} \right) \tag{7.4}$$

olarak belirlenmiştir. Önen [1]'de olduğu gibi Ψ (sapma açısı), özgül kütle ve tane çapı sabit olduğundan bu terimler elimine edildiğinde aşağıdaki boyutsuzlar elde edilmiş olur.

$$\frac{H_d}{h_1} = f\left(Fr, \frac{p}{h_1}, \frac{L}{b}, C, W_c, \frac{\tau_s}{\rho.g.h_1} \right) \tag{7.5}$$

6.10 Deneysel Çalışma

Bu çalışma; 14 m lik doğrusal yaklaşım kanalı üzerine yerleştirilen yan savak üzerinde gerçekleştirilmiştir. Yan savak doğrusal kanalın başındaki ızgaranın 8 m mansabına yerleştirilmiştir. Kohezyonlu malzeme yan savağın merkezinden yaklaşık 1.5'ar m memba ve mansabında olacak şekilde toplam 3 m'lik kesite serilmiştir. Taban malzemesinin yerleştirileceği kesitin girişine ve çıkışına 1/10 eğimli plakalar yerleştirilerek akımın bozulması engellenmiştir. Bu iki eğimli plaka arasına 2.5-3cm kalınlığında kum serilerek konsolidasyon sırasında filtre görevi görmesi sağlanmıştır. Yine filtre amacıyla kum taban altına ve üzerine geotekstil yerleştirilmiştir. (Şekil 6.25)



Şekil 6.25 Deney Sistemi Kesiti

Tabana serilecek olan kohezyonlu malzemenin kum muhtevası kilin kuru ağırlığının % 31'i olarak belirlenmiş, suya doygun hale getirilecek kadar su eklenmiş ve bir varil içinde mikser yardımıyla iyice karıştırılarak hazırlanmıştır. Hazırlanan taban malzemesinden her seferinde numune alınarak karışım malzemesinin başlangıç su muhtevası belirlenmiştir. Yapılan deneylerde başlangıç su muhtevası %20±2 olarak ölçülmüştür. Taban malzemesi tabakalar halinde serilmiştir. En üst tabaka mala ile düzeltildikten sonra geotekstil ile örtülerek belirli ağırlıkta plakalar yerleştirilmiştir. Plakaların üzerine belirli ağırlıklarda kil çuvalları yerleştirilerek belirlenen sürelerde konsolidasyonu sağlanmıştır (Şekil 6.26). Hazırlanan taban malzemesi, bütün deneylerde konsolidasyon süresi boyunca 2,16 kPa'lık basınca maruz bırakılmıştır.

Ana kanal taban eğimi % 0.1'dir. Deneyler nehir rejimli ve kararlı akım şartlarında serbest savaklanma hali için gerçekleştirilmiştir. Deneyler L=25, 40 ve 50 cm uzunluklu ve p=7-10-12 cm yükseklikli yan savaklar için yapılmıştır. Deney şartları Çizelge 6.13, 6.14 ve 6.15'te verilmiştir. Deney sırasında öncelikle 30'ar dakikada bir oyulma derinliği ölçülmüş, ölçüm sırasında deney sistemini etkilememek için 1'er saatte bir ölçümlere devam edilmiştir. Ölçülen son 4 saat değeri arasındaki fark 1mm'den az olana kadar deneyler devam ettirilmiştir.



Şekil 6.26 Konsolidasyon sonrası-deney öncesi deney sisteminden bir görüntü

Çizelge 6.13 Deney Şartları-1

Deney No	Yan Savak uzunluğu (L)	Yan Savak Kret Yüksekliği (p)	Konsolidasyon Süresi (saat)	Q (lt/s)	h (cm)	V (m/s)	Fr	W_c %
1	Yan Savak uzunluğu L=25 cm	Yan Savak Kret Yüksekliği p=7 cm	21.5	101.88	21.5	1.18	0.81	
2			19.5	101.88	21.5	1.18	0.81	
3			24	101.88	21.5	1.18	0.81	20.33
4			27	101.88	21.5	1.18	0.81	21.65
5			30	101.88	21.5	1.18	0.81	21.19
6			24	101.88	21.5	1.18	0.81	20.64
7			24	93.6	22	1.063	0.72	20.45
8			24	81.15	24	0.845	0.55	20.00
9			24	58.8	23	0.64	0.425	20.71
10			24	52.61	24	0.55	0.35	20.14
11		Yan Savak Kret Yüksekliği p= 10 cm	24	79.23	23.7	0.84	0.55	21.35
12			24	58.8	23	0.64	0.425	21.13
13			24	79.23	23	0.86	0.57	22.03
14			24	79.23	23	0.86	0.57	22.20
15			24	93.956	22.3	1.05	0.71	22.58
16			24	97.51	21	1.16	0.81	21.62
17			24	93.956	22.5	1.04	0.7	24.11
18		Yan Savak Kret Yüksekliği p=12 cm	24	44.98	23	0.49	0.33	19.46
19			24	96.08	21	1.14	0.8	20.79
20			24	82.45	24	0.86	0.56	20.29
21			24	103.3	23.5	1.10	0.72	21.10
22			24	47.29	20	0.591	0.42	21.38
23			24	53.61	22.5	0.60	0.4	24.24
24			24	92.56	22	1.05	0.7	25.66
25			24	92.56	22	1.05	0.7	26.21

Çizelge 6.14 Deney Şartları-2

Deney No	Yan Savak uzunluğu (L)	Yan Savak Kret Yüksekliği (p)	Konsolidasyon Süresi (saat)	Q (lt/s)	h (cm)	V (m/s)	Fr	W_c %
26	Yan Savak uzunluğu L=40 cm	Yan Savak Kret Yüksekliği p= 10 cm	24	79.23	24.00	0.83	0.54	23.22
27			24	79.23	24.00	0.83	0.54	29.75
28			24	94.66	22.50	1.05	0.71	22.45
29			24	64.27	24.30	0.66	0.43	23.46
30			24	58.80	25.20	0.58	0.37	24.02
31			24	92.56	20.80	1.11	0.78	25.69
32		Yan Savak Kret Yüksekliği p= 12 cm	24	92.56	22.30	1.04	0.70	22.86
33			24	79.23	24.00	0.83	0.54	23.24
34			24	96.08	20.80	1.15	0.81	23.49
35			24	96.08	20.80	1.15	0.81	25.32
36			24	79.23	22.00	0.90	0.61	23.86
37			24	64.27	24.30	0.66	0.43	22.93
38		Yan Savak Kret Yüksekliği p= 7 cm	24	79.23	24.00	0.83	0.54	23.36
39			24	79.23	24.00	0.83	0.54	21.69
40			24	64.27	24.30	0.66	0.43	23.08
41			24	92.56	22.30	1.04	0.70	22.26
42			24	61.50	24.80	0.62	0.40	22.56
43			24	96.08	20.80	1.15	0.81	23.53
44			24	92.56	22.30	1.04	0.70	24.61
45			24	96.08	21.00	1.14	0.80	24.07

Çizelge 6.15 Deney Şartları-3

Deney No	Yan Savak uzunluğu (L)	Yan Savak Kret Yüksekliği (p)	Konsolidasyon Süresi (saat)	Q (lt/s)	h (cm)	V (m/s)	Fr	W_c %
46	Yan Savak uzunluğu L=50 cm	Yan Savak Kret Yüksekliği p=7 cm	24	89.11	21.5	1.036	0.71	21.26
47			24	79.235	24	0.825	0.54	19.6
48			24	58.8	22	0.668	0.45	19.26
49			24	90.48	20	1.13	0.81	23.09
50			24	79.235	24	0.825	0.538	24.15
51			24	92.56	22.3	1.04	0.7	23.78
52			24	58.8	22	0.668	0.45	23.75
53		p=12 cm	24	90.48	20	1.13	0.81	22.42
54			24	90.48	20	1.13	0.81	28.87
55		Yan Savak Kret Yüksekliği p= 10 cm	24	90.48	20	1.13	0.81	18.77
56			24	79.235	24	0.825	0.538	21.75
57			24	85.74	21	1.02	0.71	20.14
58			24	58.8	23.5	0.626	0.41	20.87
59			24	58.8	25	0.588	0.375	23.60

BÖLÜM 7

DENEY SONUÇLARI ve DEĞERLENDİRİLMESİ

7.1 Giriş

Deneysel çalışmada doğrusal kanalda nehir rejimi şartlarında, L=25, 40 ve 50 cm savak uzunluklu ve p=7, 10 ve 12 cm kret yükseklikli yan savaklarda, farklı akım şartlarında kohezyonlu tabanda oyulma derinliği H_d'nin zamanla değişimi, denge oyulma süresi ile denge oyulma derinliği arasındaki ilişki araştırılmıştır. Boyut analizinden elde edilen parametrelere göre; boyutsuz oyulma derinliğine etki eden parametreler arasındaki ilişki belirlenmeye çalışılmıştır.

Nehir rejimi ve kararlı akım şartlarında kohezyonlu tabanda yapılan deneylere öncelikle %100 kaolin malzeme ile başlanmış, ancak deney sisteminin elverdiği maksimum akım hızlarında bile oyulma görülmemiştir. Daha sonra kil içerisindeki kum muhtevası arttırılarak deneylere devam edilmiştir. %5, 7 ve 10 gibi düşük kum muhtevalarında da yine oyulma gözlemlenemiştir. %31 kum muhtevası için deneyler gerçekleştirilmiştir.

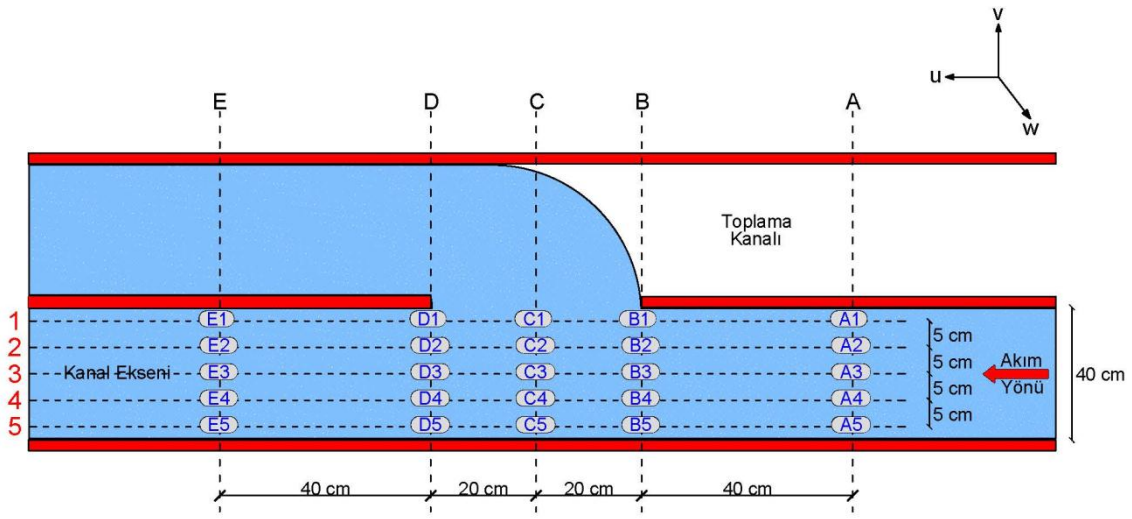
40 cm savak membası, savak memba ucu, savak ortası, savak mansap ucu ve 40 cm savak mansabındaki akım yapısının incelenmesi amacıyla 5 farklı enkesitte, savak uzunluğu 40 cm ve savak kret yüksekliği 7 cm olan yan savak için farklı akım şartlarında ADV (Acoustic Doppler Velocimeter) ile hız ve kayma gerilmesi ölçümleri yapılmıştır.

7.2 ADV ile Hız ve Kayma Gerilmesi Ölçümleri

7.2.1 ADV ölçüm noktaları

Uzunluğu 40 cm ve kret yüksekliği 7 cm olan yan savak için 0.397, 0.538 ve 0.70 olmak üzere yaklaşım kanalındaki üç farklı Froude sayısı için hız ve kayma gerilmesi ölçümleri yapılmıştır.

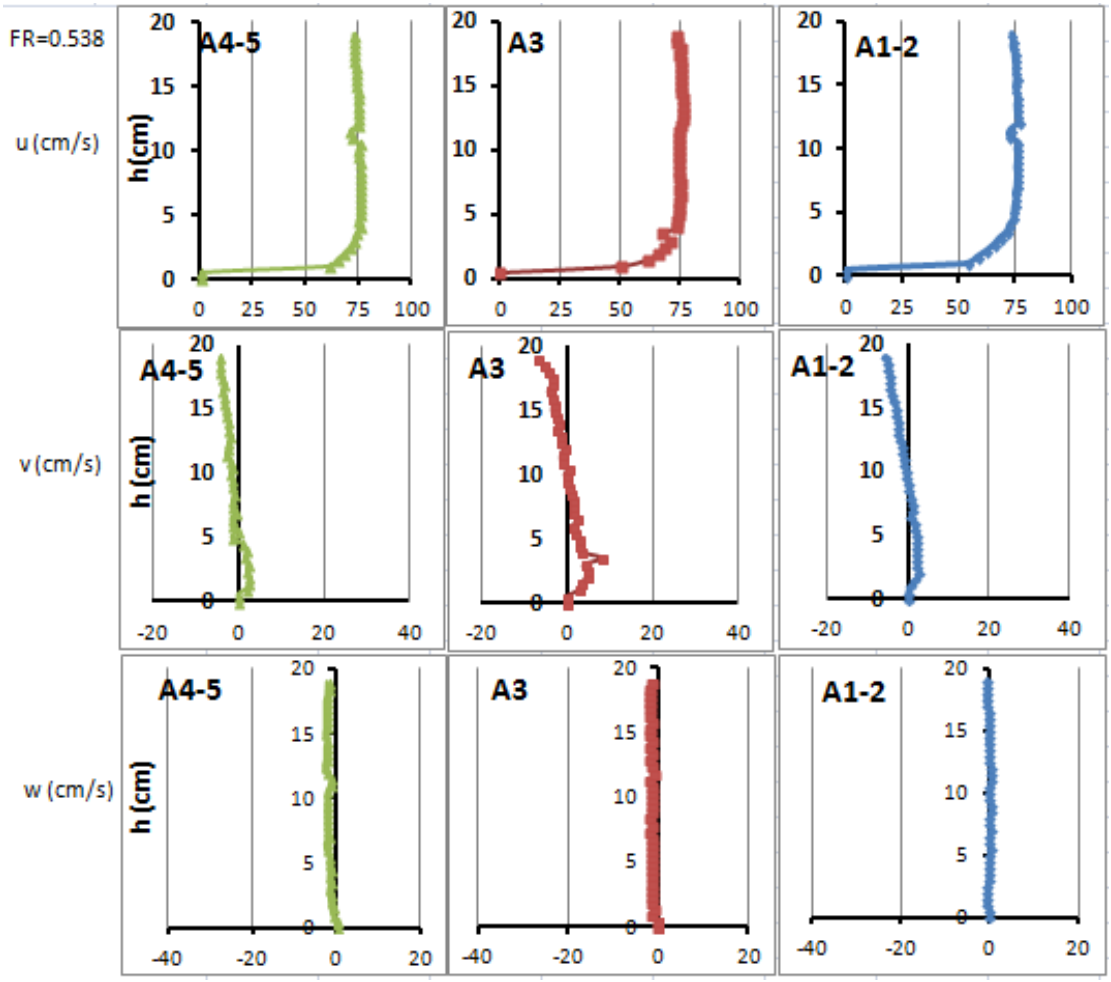
Yan savağın 40 cm membası A kesiti, yan savağın hemen memba ucu B kesiti, yan savak ortası C kesiti, yan savağın mansap ucu D kesiti ve yan savağın 40 cm mansabı E kesiti olarak tanımlanmıştır. Her bir kesitte 5 farklı düşeyde ölçüm alınmıştır. Böylece toplamda 25 düşey belirlenmiştir. Yan savak tarafından dış kıyıya doğru 1, 2, 3, 4 ve 5 ile düşey ölçüm noktaları numaralandırılmıştır. A3 noktası A-A enkesitinin ekseni (yani ana kanal ekseni), A2 noktası eksenin 5 cm savak tarafını, A1 noktası eksenin 10 cm savak tarafını, A4 noktası eksenin 5 cm duvar tarafını ve A5 kesiti eksenin 10 cm duvar tarafını göstermektedir. Ölçüm yapılan bütün noktaların yerleri Şekil 7.1'de gösterilmiştir. Kanal boyunca akım yönünde boyuna hız +u (cm/s), yan savağa doğru enine hız +v (cm/s) ve düşeyde su yüzeyine doğru +w (cm/s) olarak tanımlanmıştır.



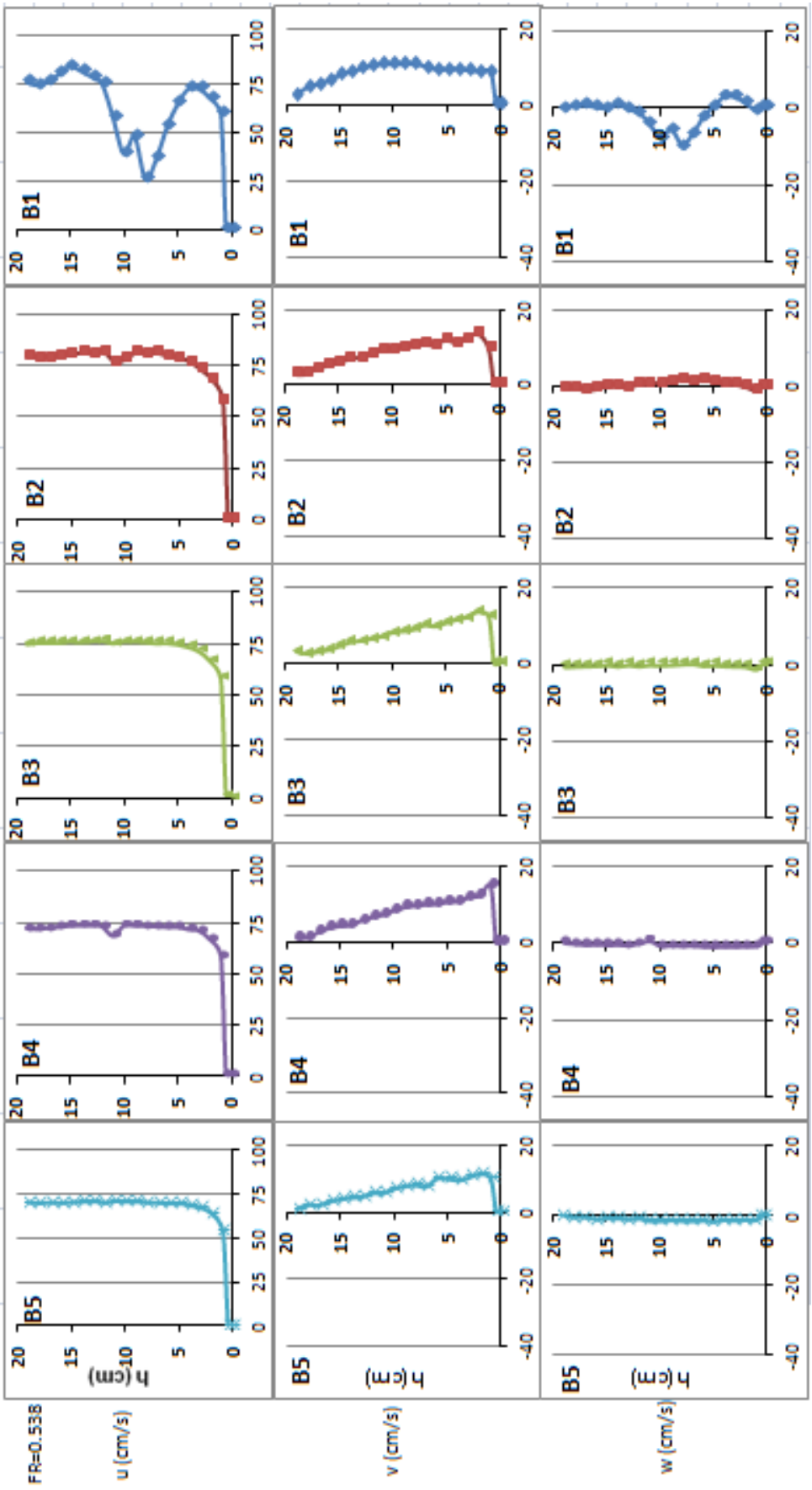
Şekil 7.1 ADV ölçüm noktaları

7.2.2 Kesitlere göre hız ölçümleri

Froude sayısı 0.538 için kesitlerdeki hız ölçümleri; 40 cm membasındaki (A Kesiti) için Şekil 7.2'de, yan savağın memba ucu (B Kesiti) için Şekil 7.3'de, yan savak ortasındaki en kesitte (C Kesiti) Şekil 7.4'te, yan savağın hemen mansap ucunda (D Kesiti) Şekil 7.5'te ve yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) Şekil 7.6'da verilmiştir. Savağın 40 cm membasında (A kesiti) bütün noktalarda boyuna hızların (u) birbirine çok yakın olduğu görülmektedir. A kesitinde enine hızın (v) ise su yüzeyinin 8-9 cm'in altında yan savağa doğru, bu derinliğin üstünde ise dış kıyıya doğru olduğu görülmektedir. Bu kesitte düşey hız (w) bütün noktalarda sıfırdır.



Şekil 7.2 Yan savağın 40 cm membasındaki (A Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538)

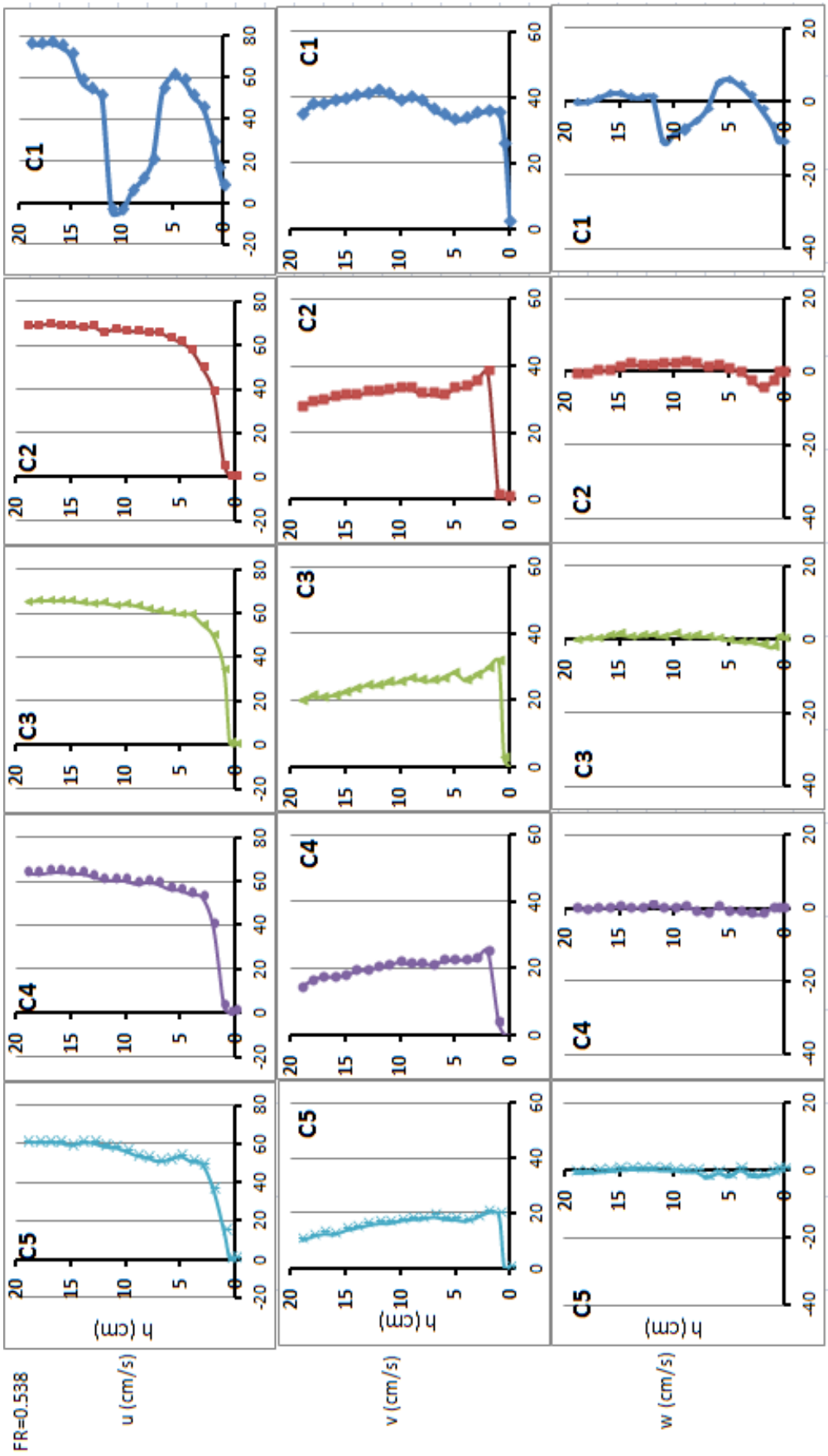


Şekil 7.3 Yan savağın membasındaki (B Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538)

Şekil 7.3'te yan savağın hemen memba ucunda, yan savağa yaklaştıkça boyuna hızın arttığı, savağa en yakın nokta olan B1'de ise savak kret yüksekliği olan 7cm'e yakın akım derinliklerinde hızın azaldığı, çift tabakalı akımın oluşmaya başladığı yani sekonder akımın oluştuğu açıkça görülmektedir. Bu da Şekil 2.9 ve 2.10'da bahsedilen giriş etkisini açıkça göstermektedir. B2 noktasında su yüzeyindeki boyuna hız (u) B1 noktasına göre %4.3 artarken, B3, B4 ve B5 noktalarında B1 noktasına göre sırasıyla %1.5, 5.3 ve 7.4 azalmaktadır. Yine B kesitinde enine hızın (v) savağa yaklaştıkça arttığı görülmektedir. B1 noktasında savak kret yüksekliği civarında enine hız (v) daha büyük değerlere sahipken, su yüzeyine yaklaştıkça azaldığı ve yüzeyde yaklaşık sıfır olduğu görülmektedir.

Diğer B2, B3, B4 ve B5 noktalarında ise; savağa doğru enine hız tabana yakın noktalarda maksimum olmakta ve yüzeye yaklaştıkça lineer olarak azalmaktadır. Savağa en yakın nokta olan B1'de savak yüksekliği olan 7 cm civarında kanal tabanına doğru düşey hızın (w) oluştuğu görülmektedir. B2 noktasında çok azda olsa su yüzeyine doğru düşey hızın oluştuğu görülmektedir. Yani Şekil 2.15'de görülen sekonder yapının yan savak kret seviyesinin altında şekillenmeye başladığı görülmektedir. Diğer noktalarda ise düşey hız (w) yaklaşık sıfırdır.

Şekil 7.4'te yan savak ortasında savağa yaklaştıkça yüzeydeki boyuna hız artmaktadır. C2, C3, C4 ve C5 noktalarındaki su yüzeyindeki hız C1 noktasına göre sırasıyla % 9.5, 14.8, 16.1 ve 19.7 azalmaktadır. Hemen savak önündeki nokta olan C1 noktasında; savak kretinin hemen üzerinde hızın (u) oldukça azaldığı görülmektedir. Bu noktadan sonra su yüzeyine yaklaştıkça tekrar artmaya başladığı görülmektedir. Yan savak ekseninde olan C kesitinde; enine hız savağa yaklaştıkça belirgin olarak artmaktadır. C1 noktasında savağa doğru enine hızlar derinlik boyunca oldukça birbirine yakın ve maksimum değeri savağın üzerinde tabandan yaklaşık 12-13 cm uzaklıkta oluşmaktadır. C Kesitindeki diğer noktalarda ise; maksimum değeri tabana yakın noktalarda iken, yüzeye yaklaştıkça lineer olarak azalmaktadır. Savaktan uzaklaştıkça yüzeye yakın yerlerdeki enine hız azalmaktadır. C3, C4 ve C5 noktalarında düşey hız (w) yaklaşık olarak sıfır iken C1 noktasında savak kretinin hemen üzerinden kanal tabanına doğru hızın arttığı görülmektedir. Bu bölgenin hemen altında yani 7 cm kret yüksekliğinden tabana 3 cm uzaklığa kadar yüzeye doğru hızın oluştuğu görülmektedir. El-Khashab [25] savak eşiği yakınlarındaki su kütlesi (savak eşik yüksekliğinin yaklaşık 1/3'lük kısmı) A bölgesindeki su kütlesine katılmak istediğini ve

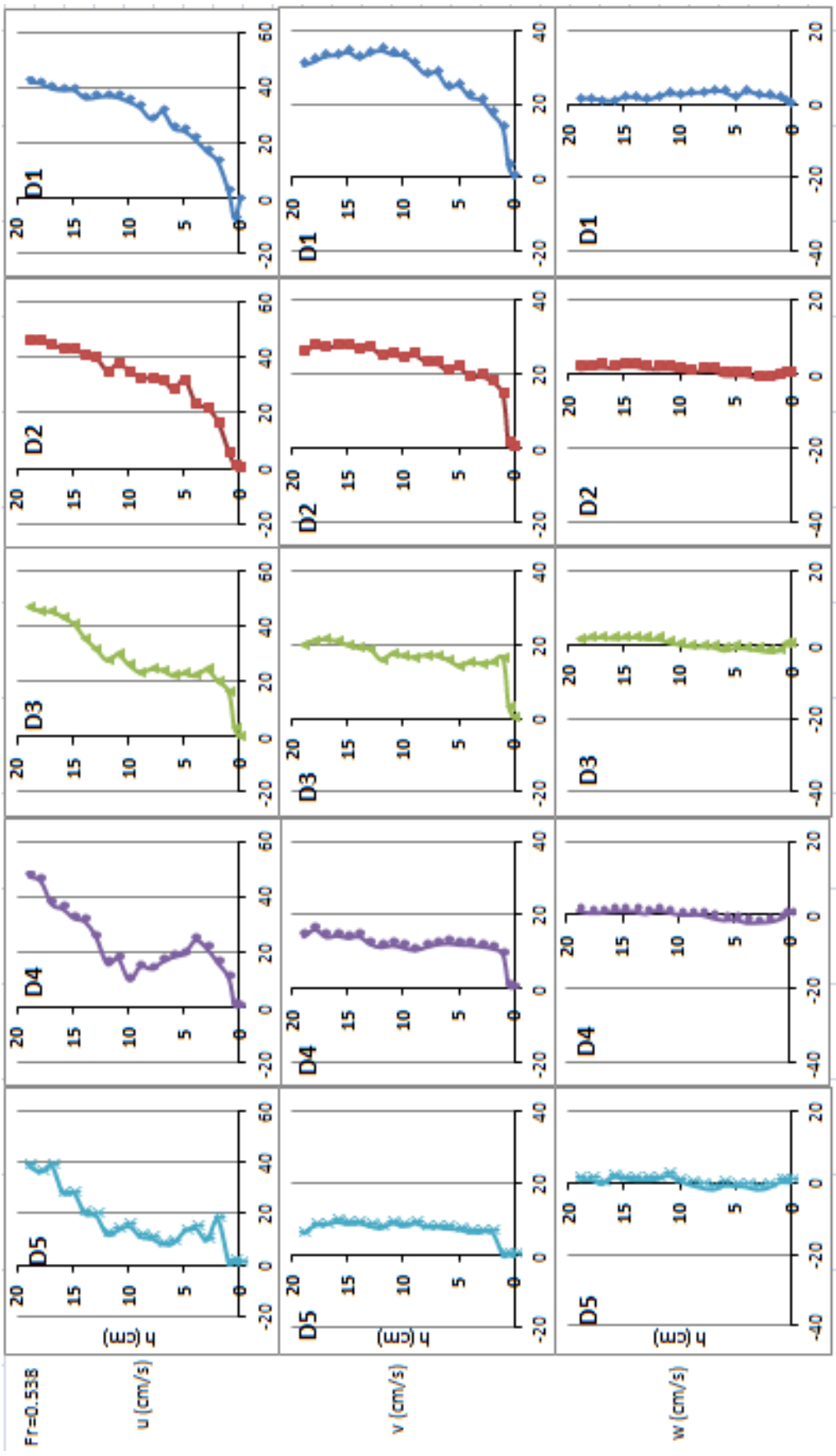


Şekil 7.4 Yan savak ekseninde (C Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538)

savağa yöneldiğini belirtmiştir (Şekil 2.14). Bunun sekonder akım planındaki her zerreciğin hızının düşey bileşeninden kaynaklandığını, savak eşiği altındaki 2/3p'lik kısımdaki su kütlesinin doğrudan kanal tabanına yöneldiğini belirtmiştir. Araştırmacı, kanal tabanı yakınlarında düşük enerjili akışkanın savak tarafından iç kıyıya doğru süpürüldüğünü ve iç kıyıda yükseldiğini, akımın üst bölgelerinde iç kıyıda düşük enerjili durgunluk bölgesi oluştuğunu belirtmiştir (II bölgesi, Şekil 2.15). Bunun sonucunda yüksek hızlı akımın yeni bir bölge oluşturarak yan savağa doğru sürüklendiği belirtilmiştir (I bölgesi, Şekil 2.15). Yan savak önünde oluşan bu sekonder akımdan dolayı kanal tabanında oyulma meydana gelmektedir. C2 noktasında 5 cm'in üzerinde yüzeye doğru azda olsa bir hız varken, 5 cm'in altında kanal tabanına doğru hızın oluştuğu görülmektedir.

Şekil 7.5'te yan savağın hemen mansap ucundaki D kesitinde, D1, D2, D3 ve D4 noktalarında savaktan uzaklaştıkça su yüzeyindeki boyuna hızın arttığı, D5 noktasında ise diğer noktalara göre azaldığı görülmektedir. El Khashap [25], Şekil 2.15'te görülen I bölgesinin büyüklüğünün yan savak mansabına doğru gidildikçe küçülerek, savağa yakın bölgeler hariç tüm en kesitte küçük hızlar elde edildiğini belirtmiştir. Dolayısıyla diğer kesitlerle karşılaştırıldığında yan savaktan savaklanma sebebiyle boyuna hızın tüm kesitlerde oldukça azaldığı net olarak görülmektedir.

D5 noktasında su yüzeyindeki boyuna hız; D1 noktasına göre yaklaşık % 9, D4 noktasına göre yaklaşık %19 azalmıştır. D3, D4 ve özellikle D5 noktasında, yaklaşık 10cm'in altında diğer noktalara göre hızın çok azaldığı görülmektedir. D kesitinde C kesitinde olduğu gibi enine hız savağa yaklaştıkça belirgin olarak artmaktadır. El-Khashap [25] Ana kanal boyunca en kesitteki durgunluk bölgesi devam ederken I bölgesindeki su kütlesinin yan savağa yöneldiğini, I ve II bölgeleri arasında büyük hız azalması nedeniyle, süreksizlik oluştuğunu (III bölgesi) belirtmiştir (Şekil 2.15). Bu bölgede de sınıra yakın çok şiddetli sekonder akım görüldüğünü eklemiştir. El Khashap [25], yan savağın hemen hemen ikinci yarısı boyunca sekonder akımın etkisinin daha belirgin hale geldiğini belirtmiştir. İç kıyıda düşük hız alanının geliştiği ve iç kıyıya yakın çok şiddetli sekonder akımın mevcut olduğunu belirtmiştir. D1 noktasında maksimum enine hız tabandan 12 cm uzaklıkta oluşurken, D2, D3, D4 ve D5 noktalarında yüzeye yakın derinliklerde oluşmaktadır. D2, D3, D4 ve D5 noktalarında maksimum enine hız, D1 noktasına göre sırasıyla %19.9, 39, 53.5 ve 73.1 azalmaktadır.



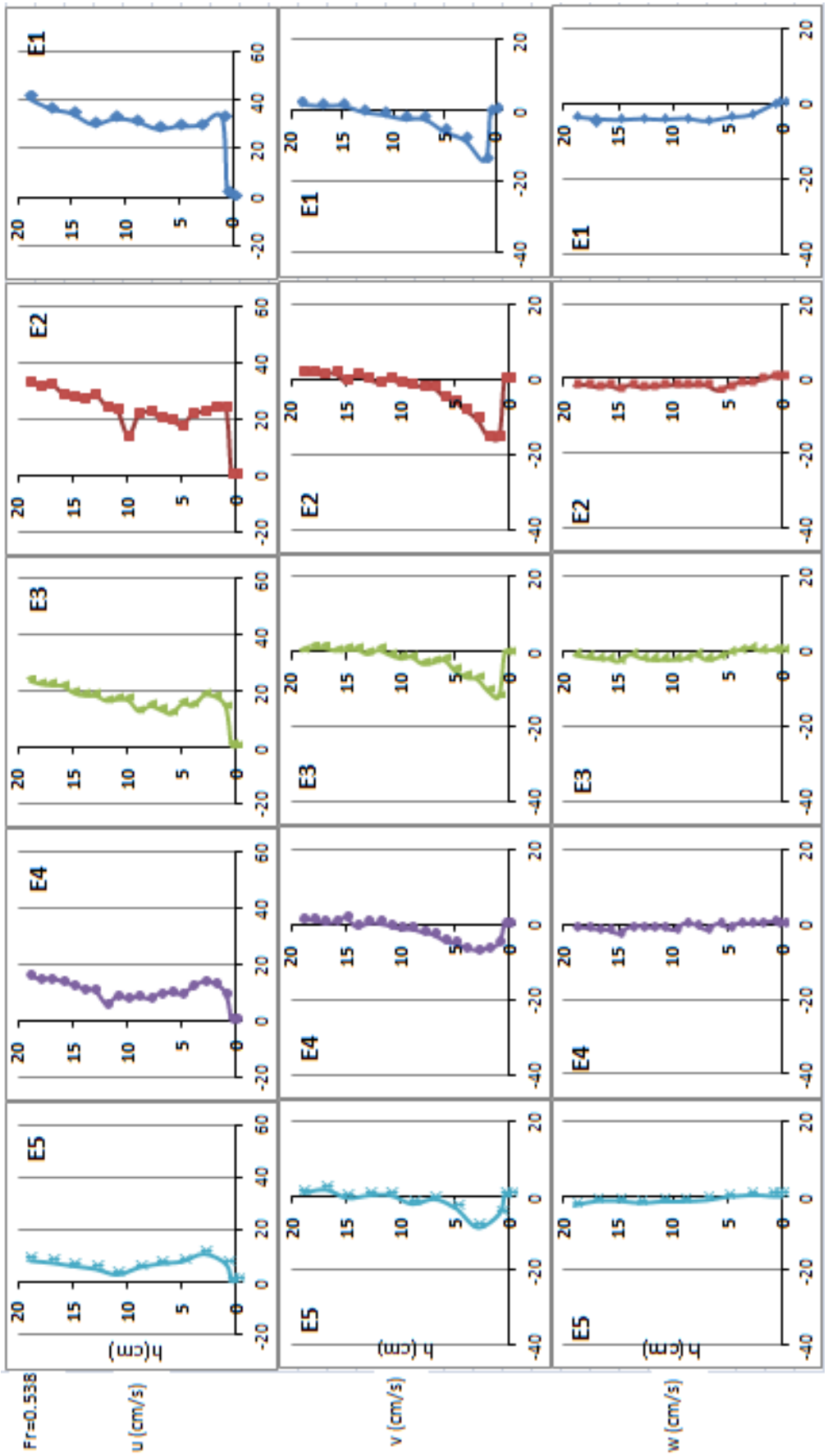
Şekil 7.5 Yan savağın mansabında (D Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538)

D1 noktasında 12cm derinliğin altında yüzeye doğru düşey hız görülmektedir. D2, D3 ve D4 noktalarında 10cm derinliğin üzerinde su yüzeyine doğru 10 cm derinliğin altında tabana doğru azda olsa düşey hız ölçülmüştür.

Şekil 7.6'da yan savağın 40 cm mansabındaki E kesitinde, yan savak tarafına (iç kıyı) yaklaştıkça boyuna hızın arttığı görülmektedir. Bütün noktalarda maksimum hızın su yüzeyinde olduğu görülmektedir. E2, E3, E4 ve E5 noktalarında su yüzeyinde boyuna hızın E1 noktasına göre sırasıyla %19.7, 42, 62 ve 80.6 azaldığı belirlenmiştir.

Bu kesitteki enine hız ise savak kretinin altındaki yüksekliklerde savağa ters yönde görülmekte ve tabana doğru artmaktadır. El Khashap [25]'in belirttiği gibi iç kıyıda düşük hız alanının geliştiği ve iç kıyıya yakın çok şiddetli sekonder akım mevcuttur. D kesitinde iç kıyıya yakın olan noktalarda görülen sekonder akım bu kesitte de devam etmektedir. Ağaççıoğlu [2], El-Khashap [25] tarafından yapılan çalışmanın L/b=5.05 için elde edildiğine dikkati çekerek, doğrusal kanalda daha küçük L/b oranlarında sekonder akımın etkisinin yan savak mansabına daha yakın olacağını belirtmiştir. Ya da daha önceki çalışmalarda olduğu gibi hiç görülemeyeceğini belirtmiştir. Bu da sekonder akımın belirgin hale gelmesinin, herhangi bir kesitteki ortalama yanal akım hızının ana kanaldaki ortalama boyuna hıza oranının belli bir değerinde başladığı sonucunu ortaya çıkarmıştır.

E1, E2 ve E3 noktalarında maksimum enine hız tabanda ölçülürken, E4 ve E5 noktalarında tabana 3-5 cm uzaklıkta ölçülmüştür. E1 noktasında tabana doğru düşey hız ölçülürken, diğer noktalarda düşey hız yaklaşık sıfırdır. Her üç yöndeki hızlara bakıldığında E kesitinde akımın hala savağın etkisinde olduğu görülmektedir.



Şekil 7.6 Yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.538)

Kanal ekseninden 10 cm savak tarafında olan noktalar (1 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; B1 ve C1 noktalarında boyuna hız (u) oldukça birbirine yakınken, D1 ve E1 noktalarında B1 noktasına göre sırasıyla %44.6 ve %46.3 azalmıştır.

Kanal ekseninden 5 cm savak tarafında olan noktalar (2 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; C2, D2 ve E2 noktalarında boyuna hız (u); B2 noktasına göre sırasıyla %13.3, %41.8 ve %58.6 azalmıştır.

Kanal ekseninde olan noktalar (3 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; C3, D3 ve E3 noktalarında boyuna hız (u); B3 noktasına göre sırasıyla %13.6, %37.6 ve %68.4 azalmıştır.

Kanal ekseninden 5cm dış kıyıda olan noktalar (4 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; C4, D4 ve E4 noktalarında boyuna hız (u); B4 noktasına göre sırasıyla %11.5, %34.3 ve %78.5 azalmıştır.

Kanal ekseninden 10cm dış kıyıda olan noktalar (5 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında ise; C5, D5 ve E5 noktalarında boyuna hız (u); B5 noktasına göre sırasıyla %13.4, %45.5 ve %88.7 azalmıştır.

Dolayısıyla en fazla azalmanın kanal ekseninden 5 cm ve 10 cm dış kıyıda olan E4 ve E5 noktalarında meydana geldiği görülmektedir. E kesitindeki diğer noktalarla karşılaştırıldığında; yan savağın mansabında olan E4 ve E5 noktalarında sekonder akımın etkisiyle hızın azaldığı görülmektedir.

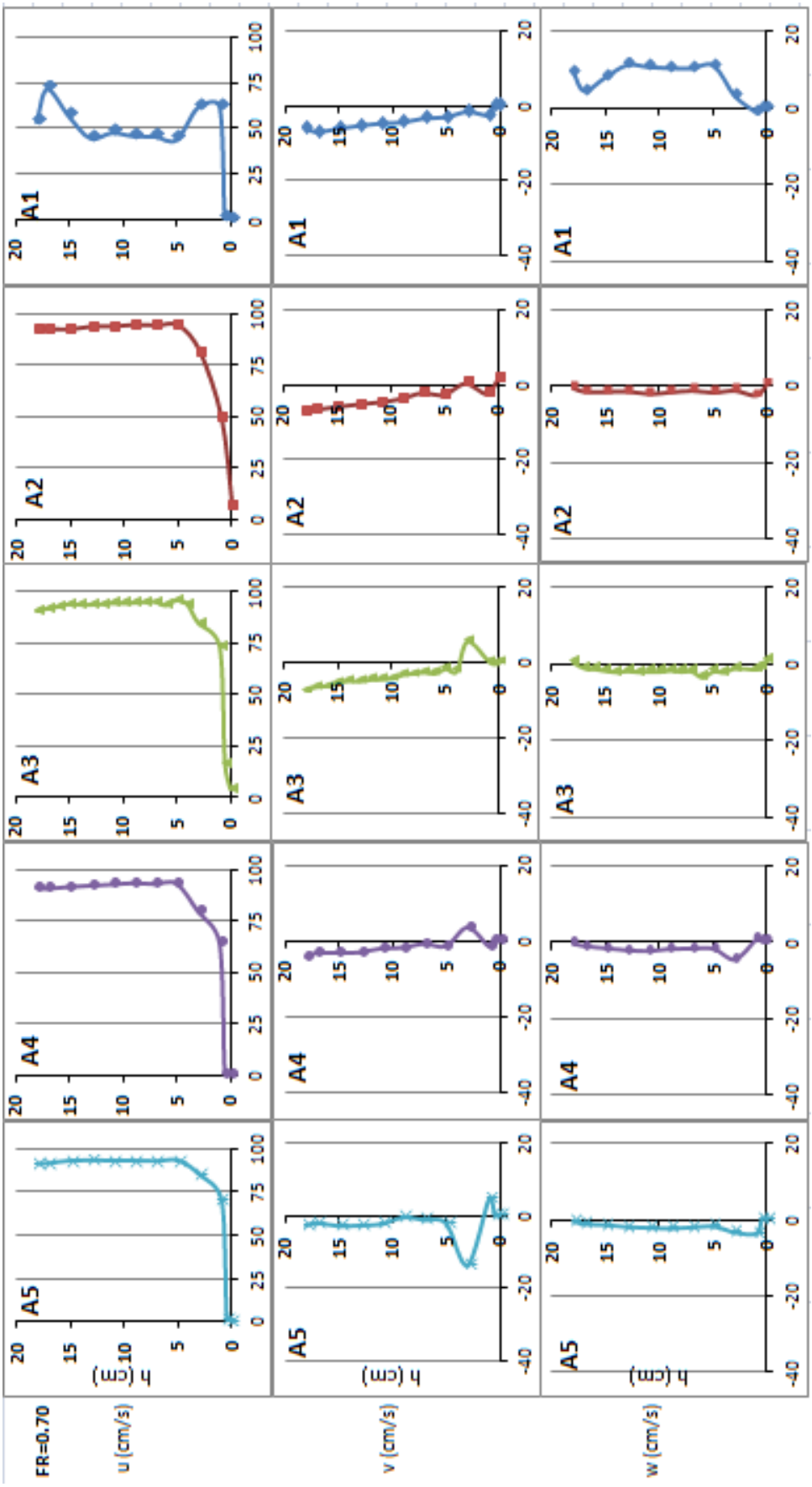
Froude sayısı 0.70 için kesitlerdeki hız ölçümleri; 40 cm membasındaki (A Kesiti) için Şekil 7.7'de, yan savağın hemen membasındaki (B Kesiti) için Şekil 7.8'de, yan savak ekseninde (C Kesiti) için Şekil 7.9'da, yan savağın hemen mansabında (D Kesiti) için Şekil 7.10'da ve yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) için Şekil 7.11'de verilmiştir.

Savağın 40 cm membasında (A kesiti) A1 hariç bütün noktalarda boyuna hızların (u) birbirine çok yakın olduğu görülmektedir (Şekil 7.7). A1 noktasında yan savağın akımı etkilemeye başladığı anlaşılmaktadır. A1 noktasında oluşan boyuna hızın A kesitinin diğer noktalarına göre yaklaşık olarak %41-42 daha az olduğu görülmektedir. A kesitinde enine hızın (v) ise dış kıyıya doğru olduğu görülmektedir. Bu kesitte düşey hız (w) A1 hariç bütün noktalarda sıfırdır. A1 kesitinde su yüzeyine doğru düşey hız ölçülmüştür.

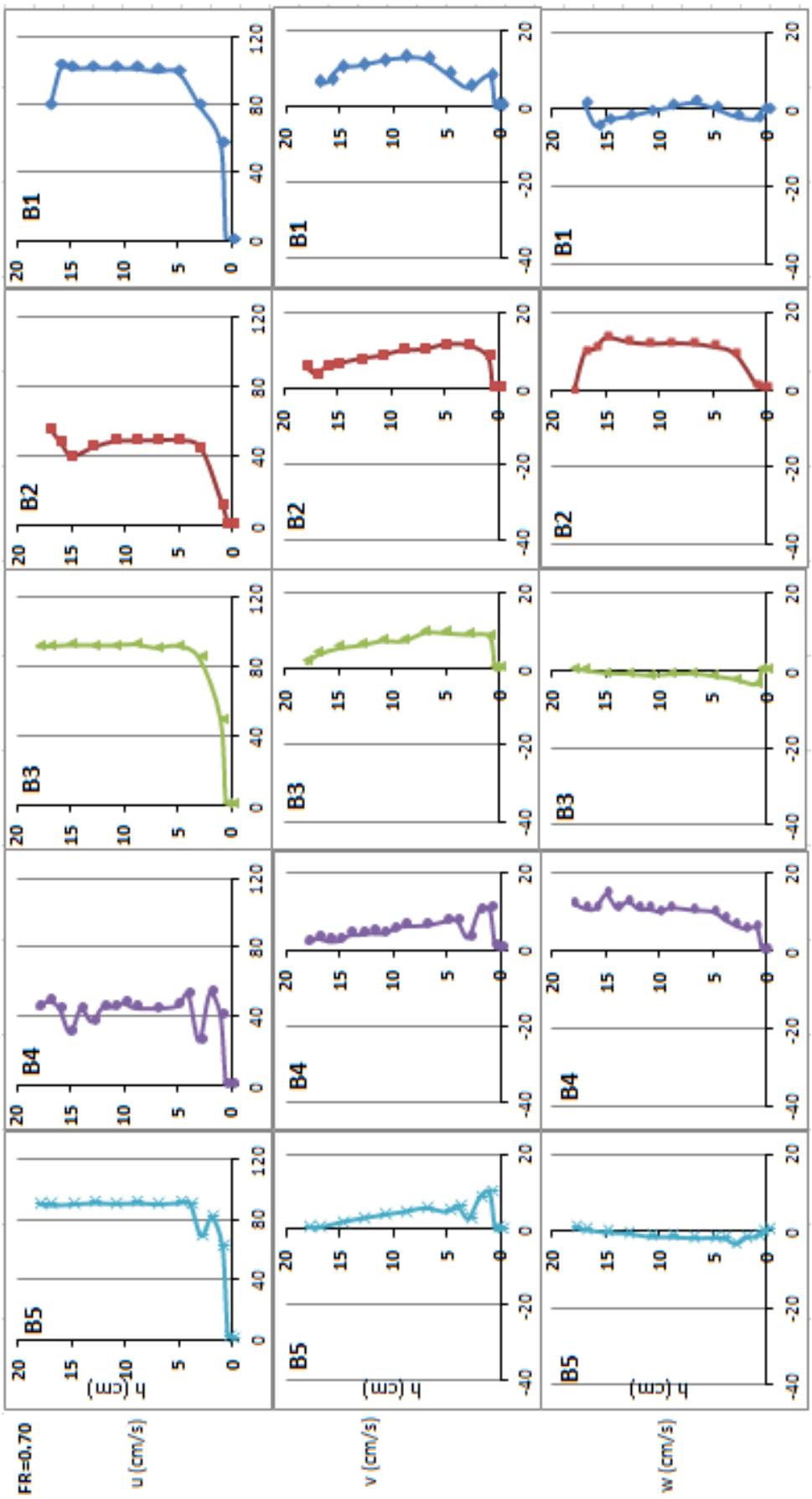
Şekil 7.8'de yan savağın memba ucunda (B Kesiti), boyuna hızın (u) kanal ekseninde en büyük olduğu görülmektedir. B2 ve B4 noktasındaki boyuna hız (u),B1 noktasına göre sırasıyla %30.5 ve %43.5 azalırken; B3 ve B5 noktasında sırasıyla %14.6 ve %12 artmıştır. Yine B kesitinde enine hızın (v) yan savağa yaklaştıkça arttığı görülmektedir. B1 noktasında yan savak kret yüksekliği civarında enine hız (v) daha büyük değerlere sahipken, yüzeye yaklaştıkça azaldığı görülmektedir. Diğer B2, B3, B4 ve B5 noktalarında ise; savağa doğru enine hız tabana yakın noktalarda maksimum olmakta ve yüzeye yaklaştıkça lineer olarak azalarak B3, B4, ve B5 noktalarında yüzeyde yaklaşık sıfır olmaktadır. Savağa en yakın nokta olan B1'de savak yüksekliği olan 7 cm civarında su yüzeyine doğru, 10 cm derinlikten yukarısında ise kanal tabanına doğru düşey hızın (w) oluştuğu görülmektedir. B2 ve B4 noktalarında su yüzeyine doğru düşey hızın oluştuğu görülmektedir. B3 ve B5 noktalarında ise düşey hız (w) yaklaşık sıfırdır.

Şekil 7.9'da yan savak ekseninde savağa yaklaştıkça yüzeydeki kanala hız (u) artmaktadır. C1 noktasında yani savağın hemen önünde savak kretinin üzerinde 15cm derinlikte boyuna hızda (u) azalma görülmektedir. C3, C4 ve C5 noktalarındaki su yüzeyindeki hız C2 noktasına göre sırasıyla % 9.3, %7.8 ve %9.8 azalmaktadır. Yan savak ekseninde olan C kesitinde; maksimum enine hız (v) savağa yaklaştıkça belirgin olarak artmaktadır. C2, C3, C4 ve C5 noktalarında savağa doğru enine hızlar (v) derinlik boyunca oldukça birbirine yakın ve maksimum değeri tabana yakın derinliklerde oluşmaktadır. Savaktan uzaklaştıkça yüzeye yakın yerlerdeki enine hız azalmaktadır. C4 ve C5 noktalarında düşey hız (w) yaklaşık olarak sıfır iken C1, C2 ve C3 noktalarında yüzeye doğru düşey hızın oluştuğu görülmektedir. C kesitindeki bütün noktalara göre maksimum düşey hız (w) C1 noktasında savak kreti olan 7 cm civarında oluşmaktadır.

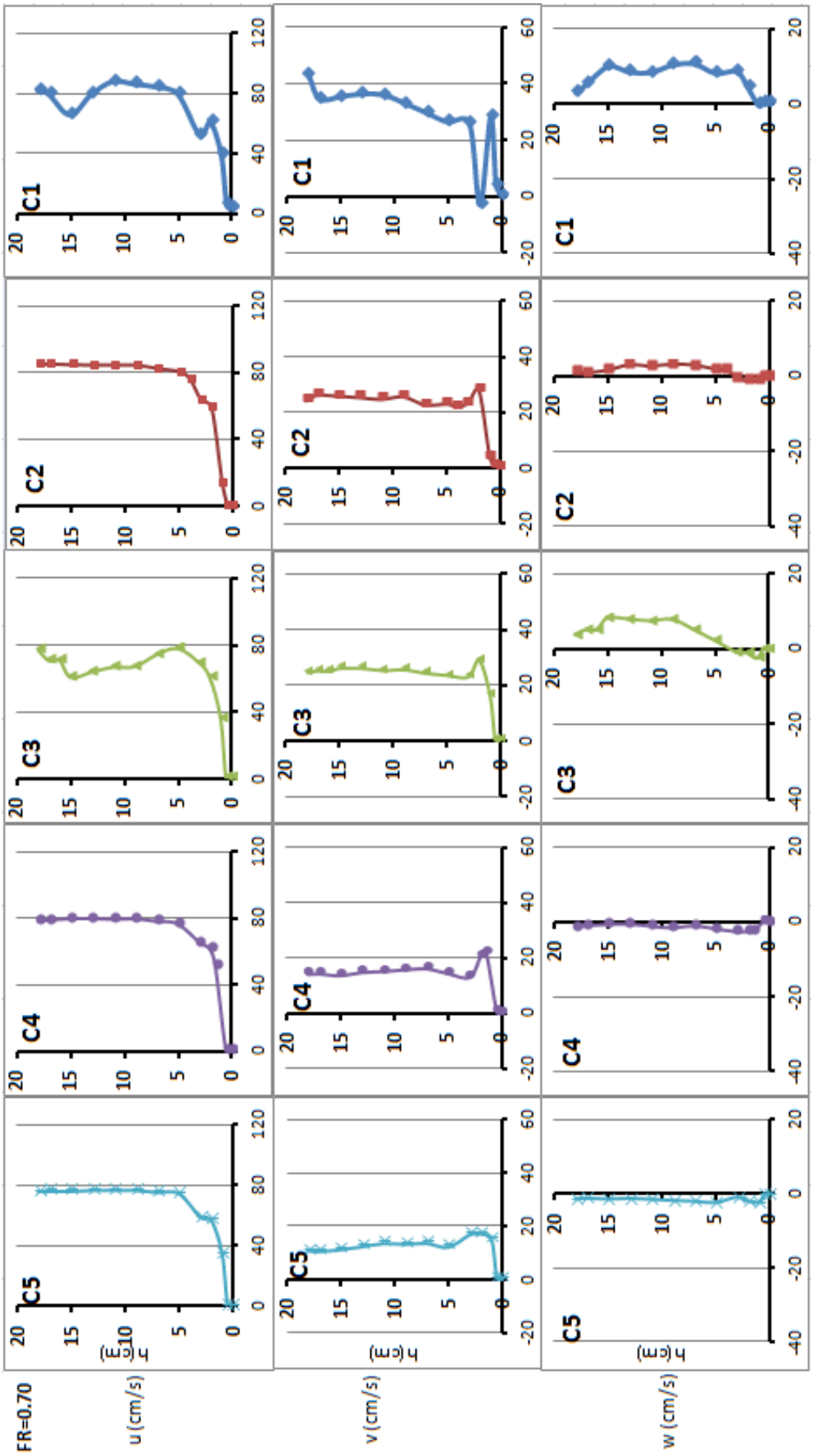
Şekil 7.10'da yan savağın hemen mansabındaki D kesitinde, Fr=0.538'de olduğu gibi D1, D2, D3 ve D4 noktalarında savaktan uzaklaştıkça boyuna hızın (u) arttığı görülmektedir. D5 noktasında su yüzeyindeki boyuna hız(u); D1 noktasına göre yaklaşık % 16 artarken, D4 noktasına göre yaklaşık %2,6 azalmıştır. Diğer noktalarda 7cm'in üzerindeki derinliklerde boyuna hız birbirlerine oldukça yakın iken, D5 noktasında



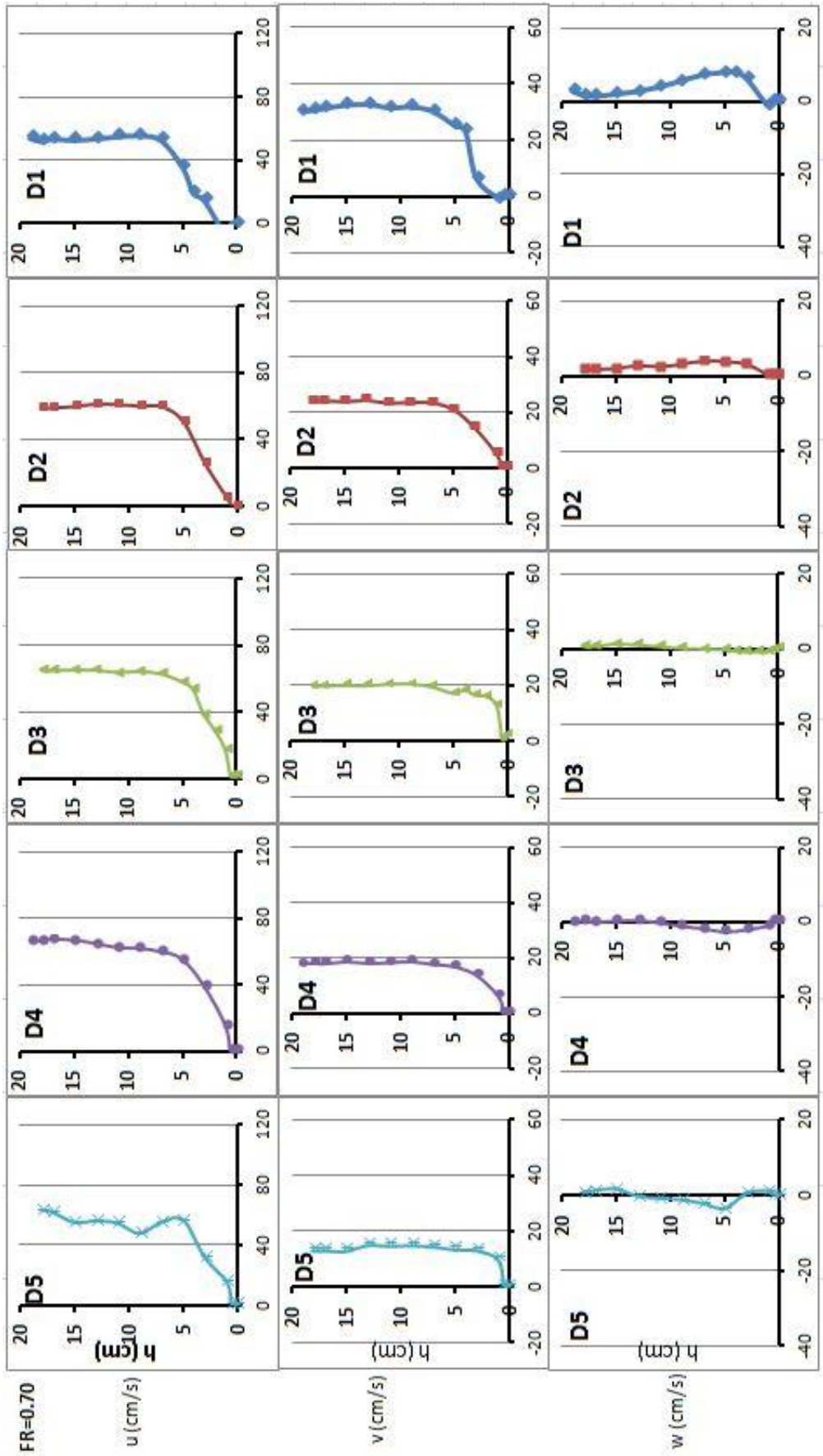
Şekil 7.7 Yan savağın 40 cm membasında(A Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70)



Şekil 7.8 Yan savağın membasındaki (B Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70)



Şekil 7.9 Yan savağın ekseninde (C Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70)



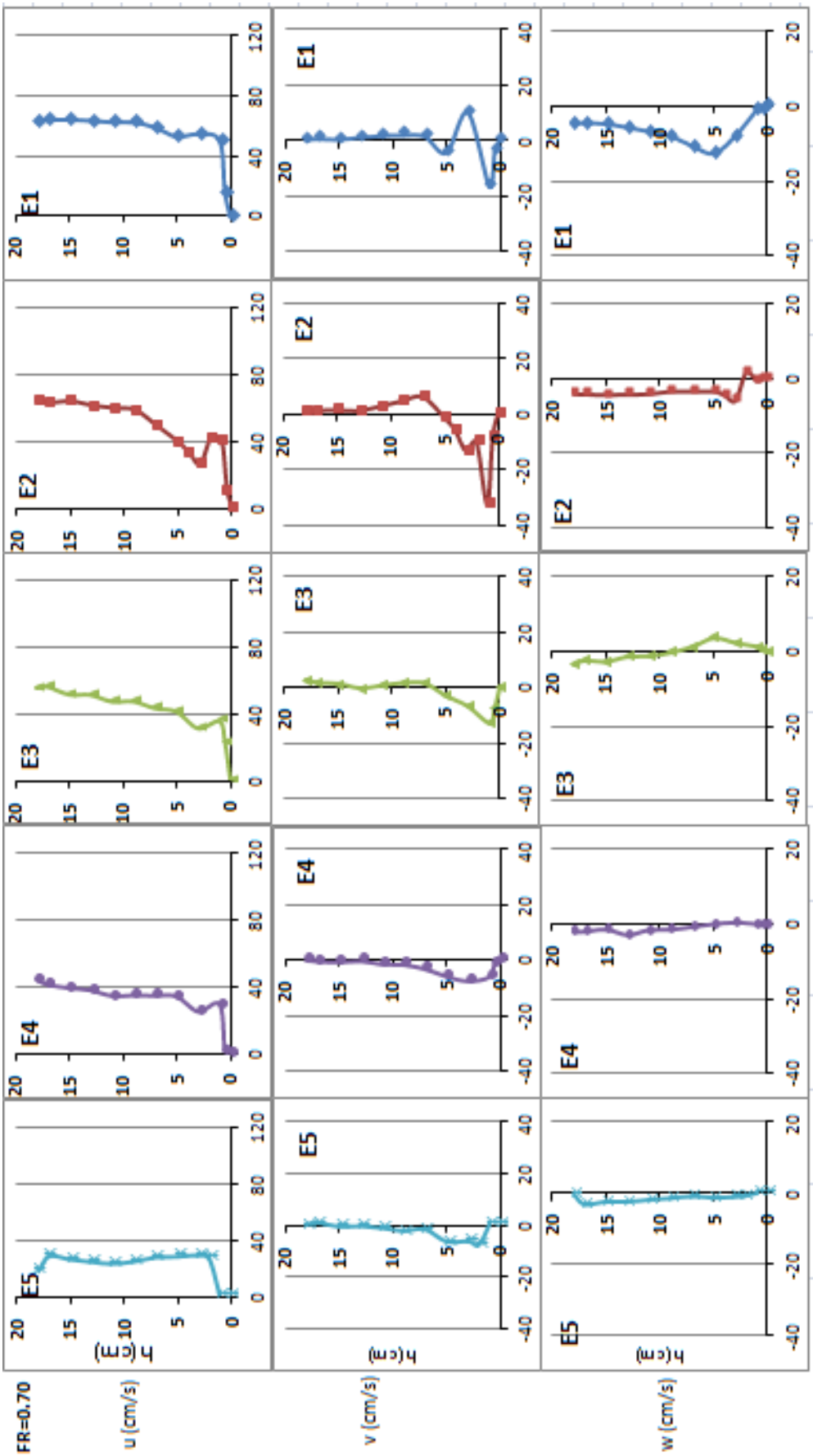
Şekil 7.10 Yan savağın mansabında (D Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70)

savak kretinin hemen üzerinde bir azalma görülmektedir. D kesitinde enine hız savağa yaklaştıkça belirgin olarak artmaktadır. Bütün noktalarda maksimum enine hız, tabandan 11-13cm uzaklıkta oluşmaktadır. D2, D3, D4 ve D5 noktalarında maksimum enine hız, D1 noktasına göre sırasıyla %26.5, %38.8, %43.2 ve %54.6 azalmaktadır. D3 noktasında düşeyu hız yaklaşık sıfır olarak görülmektedir. D1 ve D2 noktalarında 12cm derinliğin altında yüzeye doğru düşey hız görülmektedir. D4 ve D5 noktalarında 10 cm derinliğin altında tabana doğru azda olsa düşey hız ölçülmüştür.

Şekil 7.11'de yan savağın 40 cm mansabındaki E kesitinde, savak tarafına yaklaştıkça boyuna hızın arttığı görülmektedir. Bütün noktalarda maksimum hızın su yüzeyi civarında olduğu görülmektedir. E2, E3, E4 ve E5 noktalarında su yüzeyinde boyuna hızın E1 noktasına göre sırasıyla %1.7, 12, 28.7 ve 54.9 azaldığı belirlenmiştir. Bu kesitteki enine hız ise E3, E4 ve E5 noktalarında savak kretinin altındaki yüksekliklerde savağa ters yönde oluşmaktadır. E2 noktasında 5-12 cm derinlik aralığında savağa doğru, 5 cm'in altında dış kıyıya doğrudur. E2, E3, E4 ve E5 noktalarında maksimum enine hız tabana yakın ölçülmüştür. E1 ve E2 noktalarında tabana doğru düşey hız ölçülürken, diğer noktalarda düşey hız yaklaşık sıfırdır. Her üç yöndeki hızlara bakıldığında, Fr=0.70 için Fr=0.538'de olduğu gibi E kesitinde akımın hala savağın etkisinde olduğu görülmektedir.

Kanal ekseninden 10 cm savak tarafında olan noktalar (1 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; A1 noktasına göre boyuna hız (u), B1 noktasında %48.8, C1 noktasında %52.5 ve E1 noktasında %17.6 artış görülürken, D1 noktasında ise neredeyse değişmediği görülmüştür. Bunun sebebide A1 noktasında beklenen hızdan yaklaşık %40 az hız ölçülmesidir. B1 noktasına göre kıyaslama yapıldığında C1 noktasında %2 artarken, D1 ve E1 noktalarında sırasıyla %25.5 ve 16.7 azalma görülmüştür.

Kanal ekseninden 5 cm savak tarafında olan noktalar (2 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; B2, C2, D2 ve E2 noktalarında boyuna hız (u); A2 noktasına göre sırasıyla %40, %8.2, %36 ve %30.6 azalmıştır.



Şekil 7.11 Yan savağın 40 cm mansabında(E Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.70)

Kanal ekseninde olan noktalar (3 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; B3 noktasında A3'e göre değişmezken C3, D3 ve E3 noktalarında boyuna hız (u); A3 noktasına göre sırasıyla %15.2, %28.9 ve %38.9 azalmıştır.

Kanal ekseninden 5cm dış kıyıda olan noktalar (4 Kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; B4, C4, D4 ve E4 noktalarında boyuna hız (u); A4 noktasına göre sırasıyla %50.7, %14.31, %27.6 ve %50.8 azalmıştır.

Kanal ekseninden 10cm dış kıyıda olan noktalar (5 Kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; B5, C5, D5 ve E5 noktalarında boyuna hız (u); A5 noktasına göre sırasıyla %1.85, %16, %31 ve %68.2 azalmıştır.

Dolayısıyla hemen savak önündeki 1 kesitine göre boyuna hızdaki en fazla azalma kanal ekseninden 10 cm dış kıyıda olan E4 ve E5 noktalarında meydana gelmiştir. Böylece bu Froude sayısında da hızın yan savağın 40 cm mansabında oldukça azaldığı, E kesitindeki diğer noktalarla karşılaştırıldığında da E4 ve E5'te sekonder akımın etkisiyle hızın diğer düşey kesitlere göre daha fazla azaldığı görülmektedir. Aynı şekilde bu en büyük Froude sayısı için B4 noktasındaki azalmada oldukça fazla görülmektedir. Boyuna hızlarda (u) küçük Froude sayısında (Fr=0.538) meydana gelen azalmanın büyük Froude sayısındaki azalmaya göre fazla olduğu görülmektedir. Özellikle E kesitindeki azalmalarda küçük Froude sayısında daha fazla azalma görülmektedir. Çünkü büyük Froude sayısında savaklanan debi azalmakta, dolayısıyla ana kanalda devam eden debi artmaktadır. Dolayısıyla büyük Froude sayısında hızlarda meydana gelen değişim daha düşüktür.

Froude sayısı 0.397 için kesitlerdeki hız ölçümleri; 40 cm membasındaki (A Kesiti) için Şekil 7.12'de, yan savağın hemen membasındaki (B Kesiti) için Şekil 7.13'te, yan savak ekseninde (C Kesiti) için Şekil 7.14'de, yan savağın hemen mansabında (D Kesiti) için Şekil 7.15'de ve yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) için Şekil 7.16'da verilmiştir.

Şekil 7.12'de, savağın 40 cm membasında (A kesitinde) bütün noktalarda boyuna hızların (u) birbirine çok yakın olduğu görülmektedir. A kesitindeki noktalar arasındaki fark en fazla %1 civarındadır. Dolayısıyla A kesitinde diğer büyük Froude sayılarında görülen giriş etkileri en küçük Froude sayısında görülmemiştir. A kesitinde enine hızın (v) yönü 12 cm derinliğin altında yan savağa doğru ölçülmüştür. Bu kesitte düşey hız (w) bütün noktalarda sıfırdır.

Şekil 7.13'te yan savağın memba ucunda, yan savağa yaklaştıkça maksimum boyuna hızın (u) arttığı görülmektedir. Su yüzeyindeki boyuna hız (u), B2, B3, B4 ve B5 noktalarında B1 noktasına göre sırasıyla %7.3, %16.3, %20.5 ve %23.05 azalmaktadır. Yine B kesitinde enine hızın (v) yan savağa yaklaştıkça arttığı görülmektedir. B1 noktasında 12cm derinlik civarında enine hız (v) daha büyük değerlere sahipken, yüzeye yaklaştıkça azaldığı görülmektedir. Diğer B2, B3, B4 ve B5 noktalarında ise; savağa doğru enine hız tabana yakın noktalarda maksimum olmakta ve yüzeye yaklaştıkça lineer olarak azalmaktadır. Yan savağa en yakın nokta olan B1'de savak yüksekliği olan 12cm'e kadar su yüzeyine doğru düşey hızın (w) oluştuğu görülmektedir. Diğer noktalarda ise düşey hız (w) yaklaşık sıfırdır.

Şekil 7.14'te yan savak ekseninde savağa yaklaştıkça yüzeydeki boyuna hız (u) artmaktadır. C1 noktasına göre; C3, C4 ve C5 noktalarındaki su yüzeyindeki hız sırasıyla % 9, %10.2 ve %15.7 azalırken C2 noktasında değişmemiştir. Yan savak ekseninde olan C kesitinde; maksimum enine hız (v) savağa yaklaştıkça belirgin olarak artmaktadır. C3, C4 ve C5 noktalarında savağa doğru enine hızlar (v) derinlik boyunca oldukça birbirine yakın ve maksimum değeri tabana yakın derinliklerde oluşmaktadır. C1 ve C2 noktalarında maksimum enine hız (v) 13-15cm derinlikte oluşmaktadır. Savaktan uzaklaştıkça yüzeye yakın yerlerdeki enine hız azalmaktadır. C3, C4 ve C5 noktalarında düşey hız (w) 10cm derinliğin altında kanal tabanına doğru iken, 10-15 cm aralığında yüzeye doğrudur. C1 ve C2 noktalarında özellikle savak kret yüksekliği civarında (7-10cm) maksimum olacak şekilde yüzeye doğru düşey hızın oluştuğu görülmektedir.

Şekil 7.15'te yan savağın mansap ucundaki D kesitinde ve Şekil 7.16'da yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) diğer Froude sayılarındaki gibi düzgün bir hız dağılımı görülememiştir. Yan savağın hemen mansabındaki D kesitinde, kanal boyuna hızın (u); bütün noktalarda 10 cm derinliğin üstünden yüzeye doğru artan bir hız dağılımı görülmektedir. D1 noktasında yaklaşık tabandan 13 cm derinliğin altında hafifte olsa ters akım görülmektedir. Ağaççcıoğlu (1995) küçük Froude sayılarında ($Fr<0.3$) yan savak mansabında ters akımın oluştuğunu gözlemlemiştir. Dolayısıyla diğer büyük Froude sayılarında ters akım görülmezken en küçük Froude sayısı olan $Fr=0.397$ için D kesitinde ters akım görülmektedir. Su yüzeyindeki maksimum boyuna hızlar (u) karşılaştırıldığında D1 noktasına göre; D2, D3 ve D4 noktalarında sırasıyla %39.1, %40 ve %27.9 artarken, D5 noktasında %12.1 azalmıştır. D kesitinde maksimum enine hız

savağa yaklaştıkça belirgin olarak artmaktadır. Bütün noktalarda maksimum enine hız, tabandan 13-15cm yüksekte oluşmaktadır.

Şekil 7.16'da yan savağın 40 cm mansabında (E Kesitinde) özellikle savak kretinin altında boyuna hızın (u) oldukça azaldığı görülmektedir. E3, E4 ve E5 noktalarında 11-12 cm derinliğin üzerinde ters yönde akımın (u) devam ettiği görülmektedir. D1 noktasında oluşan ters akımın akım tarafından dış kıyıya doğru süpürülerek E3, E4 ve E5 noktalarında çok azda olsa oluştuğu tesbit edilmiştir. E1 noktasında savak kreti civarında tabana doğru düşey hızın (w) oluştuğu görülmektedir.

Kanal ekseninden 10 cm savak tarafında olan noktalar (1 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; A1 noktasına göre boyuna hız (u), hemen savak öncesi olan B1 noktasında %20.6 artarken (yani akım hızlanırken), C1,D1 ve E1 noktalarında sırasıyla %10.5, 65.9 ve 86.9 azalma görülmüştür. Diğer büyük Froude sayılarında 1 kesitinde meydana gelen değişim çok daha azdır.

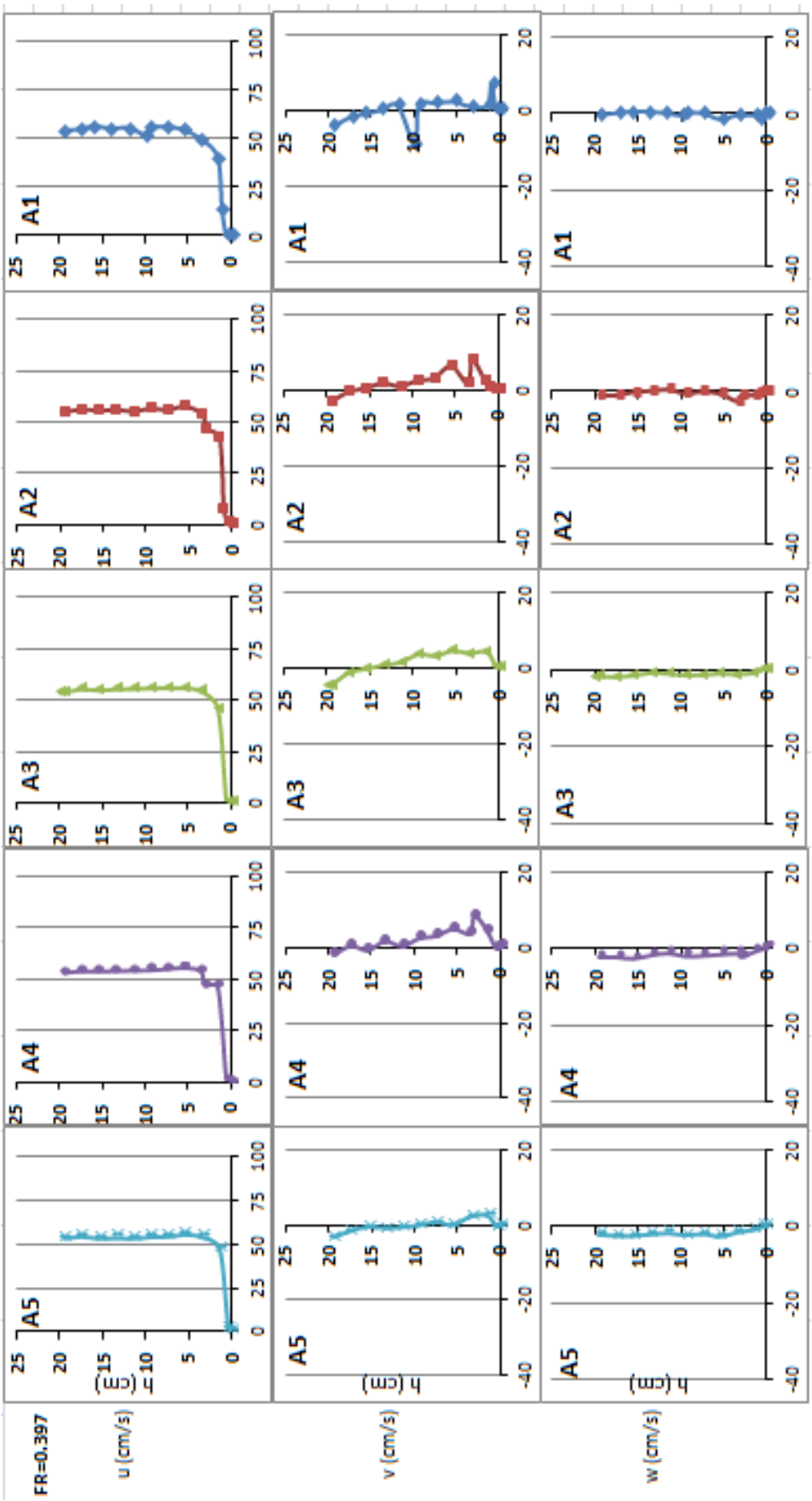
Kanal ekseninden 5 cm savak tarafında olan noktalar (2 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; A2 noktasına göre B2 noktasında %10.3 artarken, C2 ve D2 noktalarında boyuna hız (u); sırasıyla %12.1 ve%53.1 azalmıştır. E2 noktasında ise tamamen yön değiştirmiştir. Dolayısıyla küçük Froude sayısında hemen savak membasındaki noktada (B2) diğer Froude sayılarının aksine hızda artış görülmüştür. C2 noktasındaki azalmada diğer Froude sayılarına göre fazladır.

Kanal ekseninde olan noktalar (3 kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; B3 noktasında A3'e göre %1.4 artış olurken C3 ve D3 noktalarında boyuna hız (u); A3 noktasına göre sırasıyla %18.2 ve %51.7 azalmıştır.E3 noktasında ise yine tamamen ters yöne hareket ederek E kesitinde sekonder akımın devam ettiğini ispatlamıştır. 3 kesitinde yani kanal ekseninde, hemen savak öncesi olan B kesiti ile 40cm savak membasında olan A kesiti arasında hızın fazla değişmediği görülmektedir.

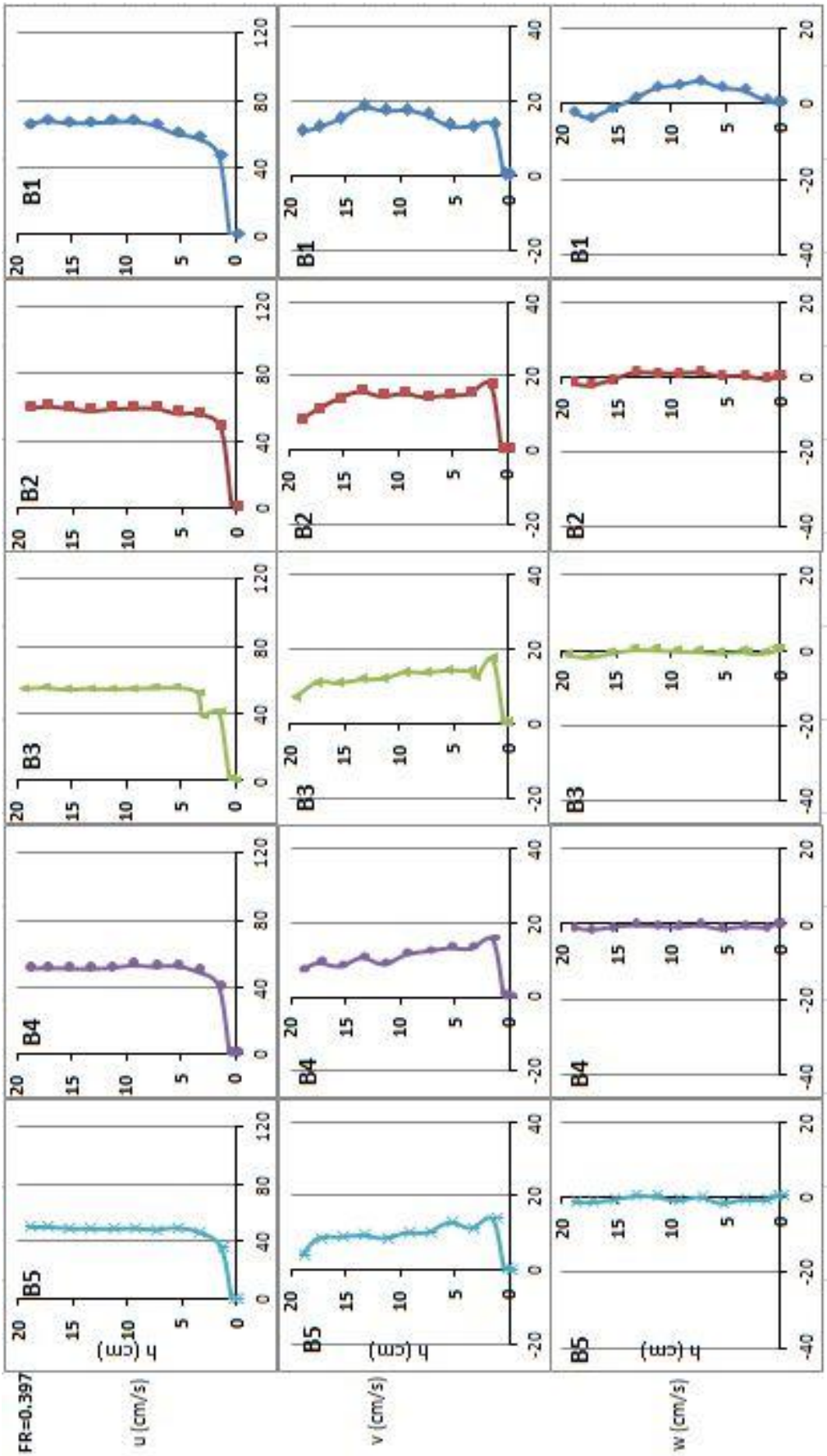
Kanal ekseninden 5cm dış kıyıda olan noktalar (4 Kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; B4, C4 ve D4 noktalarında boyuna hız (u); A4 noktasına göre sırasıyla %3.26, %18.9 ve %55.9 azalmıştır. E4 noktasında yine ters akım görülmüştür. Fr=0.70 olan deneye göre; B4 noktasındaki değişim daha az iken C4 noktasında daha fazladır.

Kanal ekseninden 10cm dış kıyıda olan noktalar (5 Kesiti) birbiri ile karşılaştırıldığında; B5, C5, ve D5 noktalarında boyuna hız (u); A5 noktasına göre sırasıyla %6.55, %24 ve

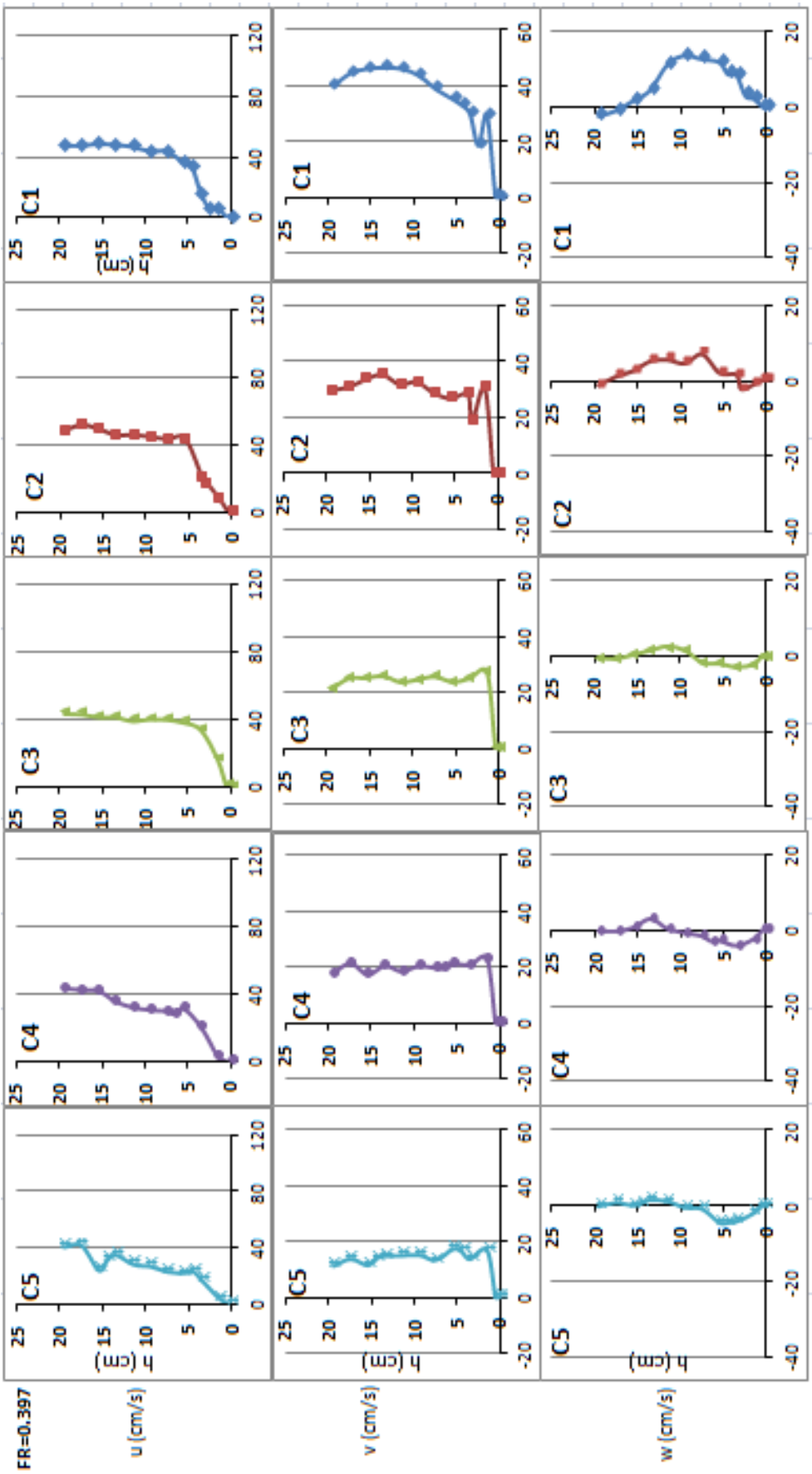
%69.8 azalmıştır. E kesitinde ise ters akım ouşmuştur. En küçük Fr sayısı olan bu deneyde , diğer kesitlere göre E5 noktasında en büyük ters akım belirlenmiştir.



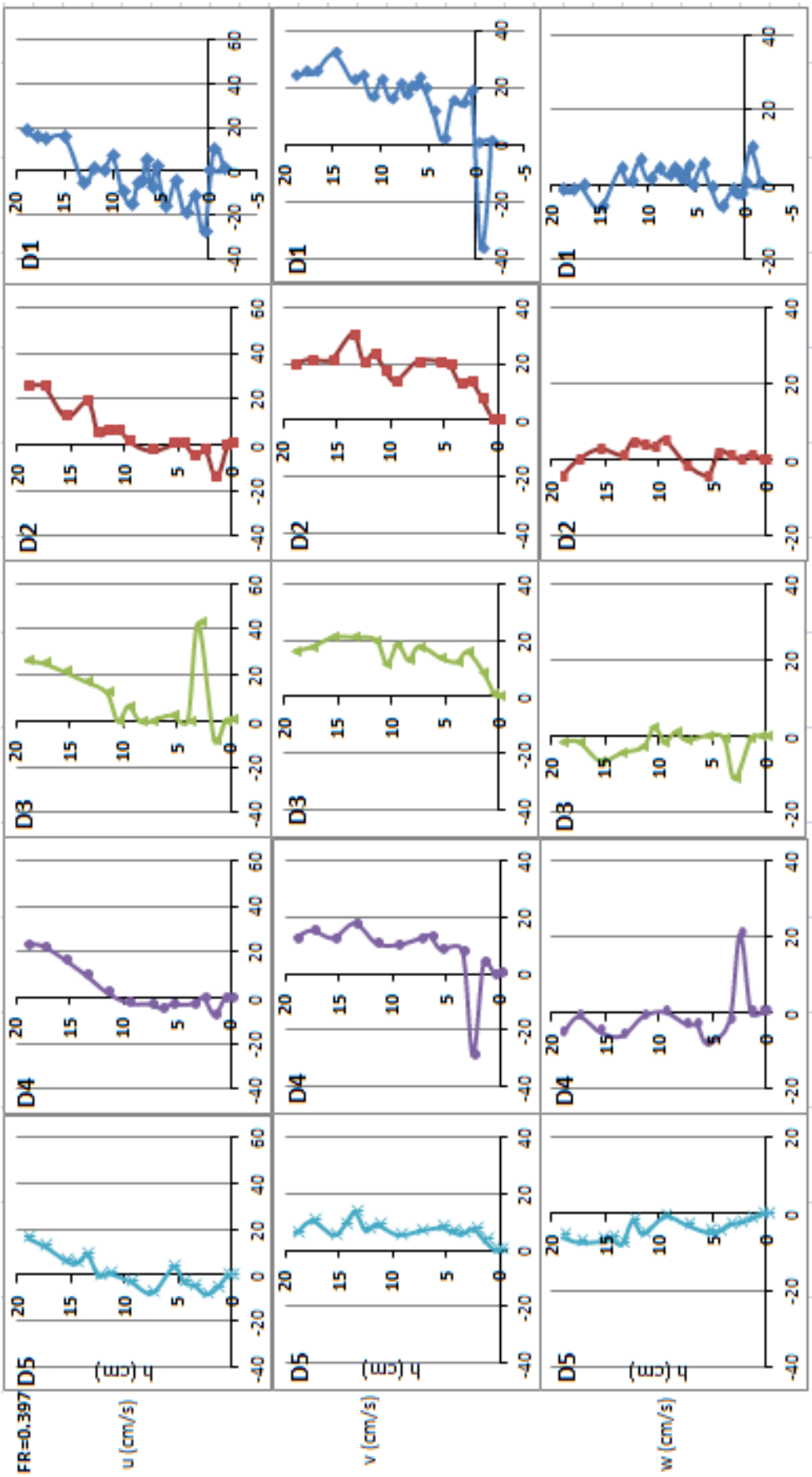
Şekil 7.12 Yan savağın 40 cm membasında (A Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397)



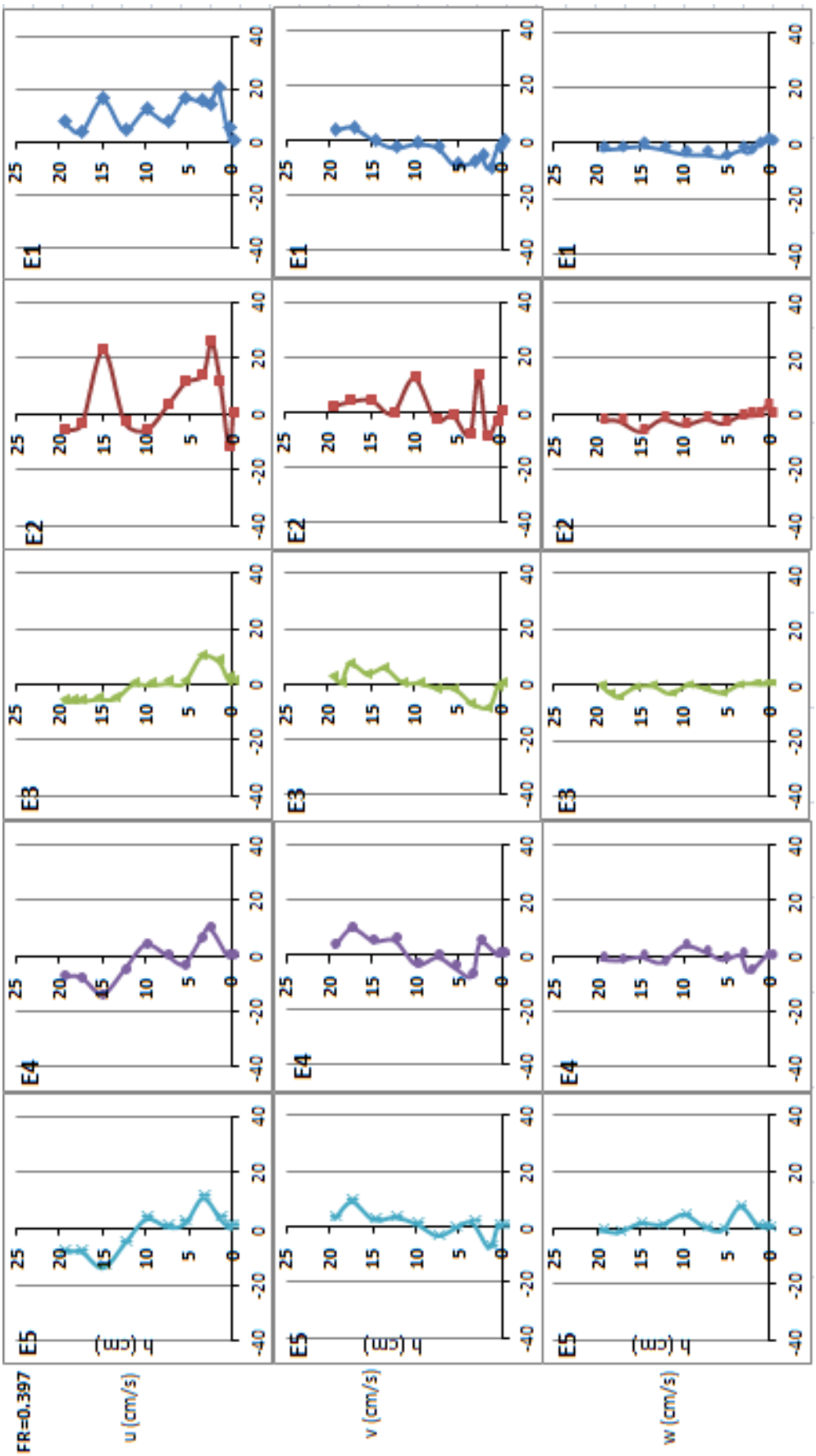
Şekil 7.13 Yan savağın membasındaki (B Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397)



Şekil 7.14 Yan savak ekseninde (C Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397)



Şekil 7.15 Yan savağın mansabında (D Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397)



Şekil 7.16 Yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) hız ölçümleri (Fr=0.397)

7.2.3 Froude sayısına göre hız ölçümleri

Ana kanalda yan savak membasındaki Froude sayısının, yan savak etrafındaki akım yapısına etkisi daha önceki çalışmalarla belirlenmiştir. Bu çalışmada da Froude sayısı ile hızların ve dolayısıyla akım yapısının nasıl değiştiğini belirlemek amacıyla; aynı noktada üç farklı Froude sayısı için (0.397, 0.538 ve 0.70) ölçülen hızların grafikleri çizilmiştir. Bütün Froude sayıları için yan savağın 40 cm membasındaki (A Kesiti) için Şekil 7.17'de, yan savağın hemen membasındaki (B Kesiti) için Şekil 7.18'de, yan savak ekseninde (C Kesiti) için Şekil 7.19'da, yan savağın hemen mansabında (D Kesiti) için Şekil 7.20'de ve yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) için Şekil 7.21'de verilmiştir.

Şekil 7.17'de yan savağın 40cm membasında (A kesiti) verilen grafiklerde A2, A3, A4 ve A5 noktalarında beklenildiği gibi Fr=0.70'de yani büyük Fr sayısında diğer Fr sayısına göre daha büyük boyuna hız (u) ölçülmüştür. A1 noktasında aynı kesitin diğer noktalarındaki hızlara (u) göre; büyük Fr sayısı için oldukça küçük hız ölçülürken, küçük Fr sayısında değişmediği görülmektedir. Küçük Fr sayısı için enine hız (v) 12 cm derinliğin altında çok azda olsa savağa doğru yönlenirken, büyük Fr için özellikle A1, A2 ve A3 noktalarında dış kıyıya doğru yönlenmektedir. Düşey hız (w) her iki Fr sayısı için A1 hariç bütün noktalarda sıfırdır. A1 noktasında ise küçük Fr sayısında ölçülemezken, büyük Fr sayısında su yüzeyine doğru düşey hızın (w) oluştuğu görülmektedir. Yani Fr sayısı büyüdükçe savağın öncesindeki sadece A1 noktasının savaktan etkilendiği söylenebilir.

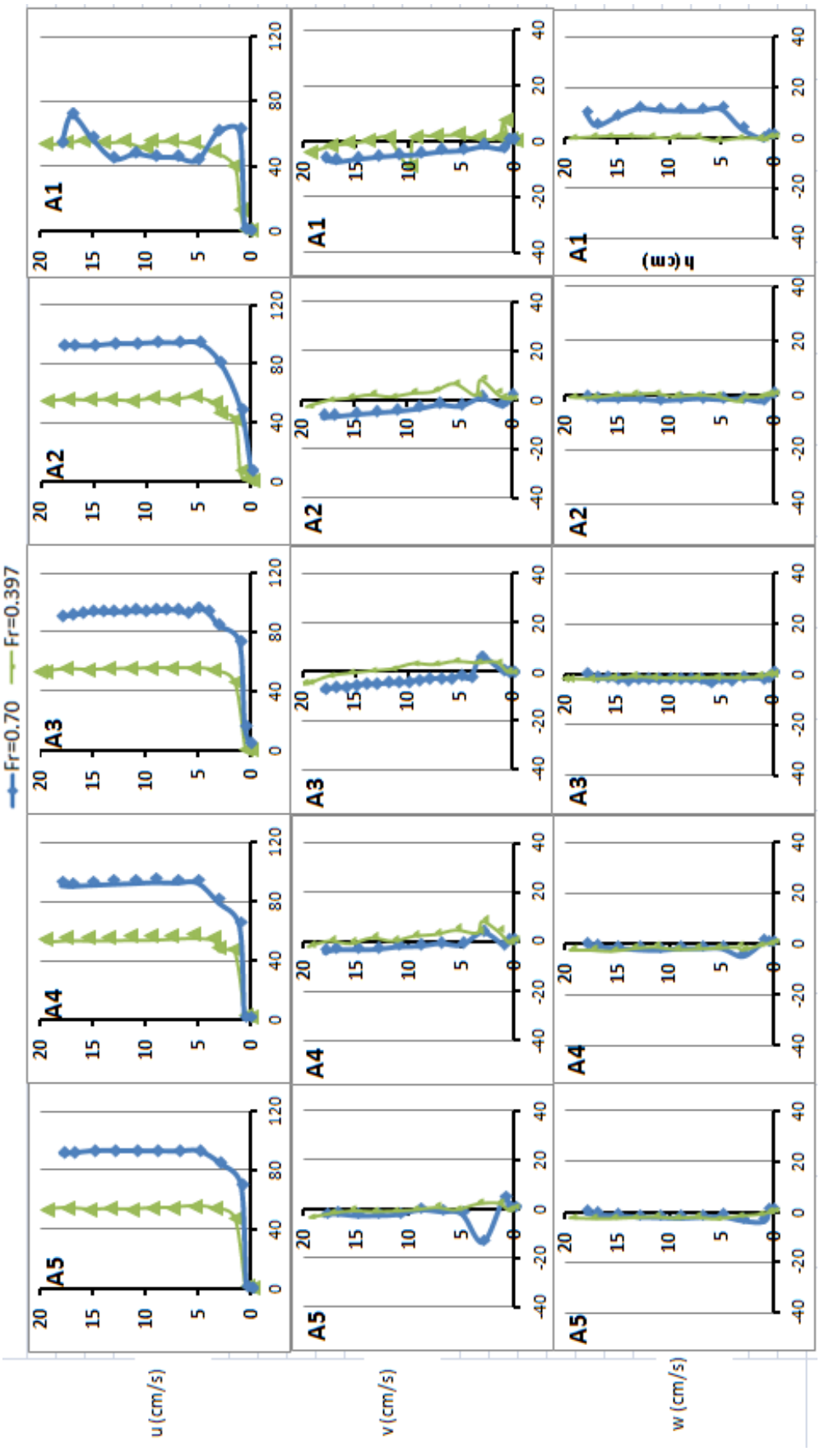
Yan savak membasına B Kesiti için verilen Şekil 7.18'de görüldüğü gibi; B3 ve B5 noktalarında Fr sayısı arttıkça boyuna hızın (u) arttığı açıkça görülmektedir. B2 ve B4 noktalarında Fr=0.70 için savaktan daha fazla etkilenerek B3 noktasındaki hıza göre oldukça azaldığı görülmektedir. B1 noktasında sadece Fr=0.538 için savak kret yüksekliği 7 cm civarında boyuna hızda (u) azalma görülürken, diğer Fr sayıları için değişim görülmemiştir. Büyük Fr sayısında su yüzeyinde ani bir azalma görülmektedir. Bu kesitte savağa doğru oluşan enine hız (v), bütün noktalarda küçük Fr sayısında diğer Fr sayılarına göre daha büyüktür. Ölçülen enine hızlar Fr=0.538 ve Fr=0.70 için birbirine oldukça yakındır. B3 ve B5 noktalarında bütün Fr sayıları için düşey hızlar (w) yaklaşık sıfırdır. B2 ve B4 noktalarında sadece Fr=0.70 için su yüzeyine doğru düşey

hızın oluştuğu görülmektedir. B1 noktasında ise sadece Fr=0.538 için savak kret yüksekliği civarında tabana doğru düşey hızın oluştuğu görülmektedir.

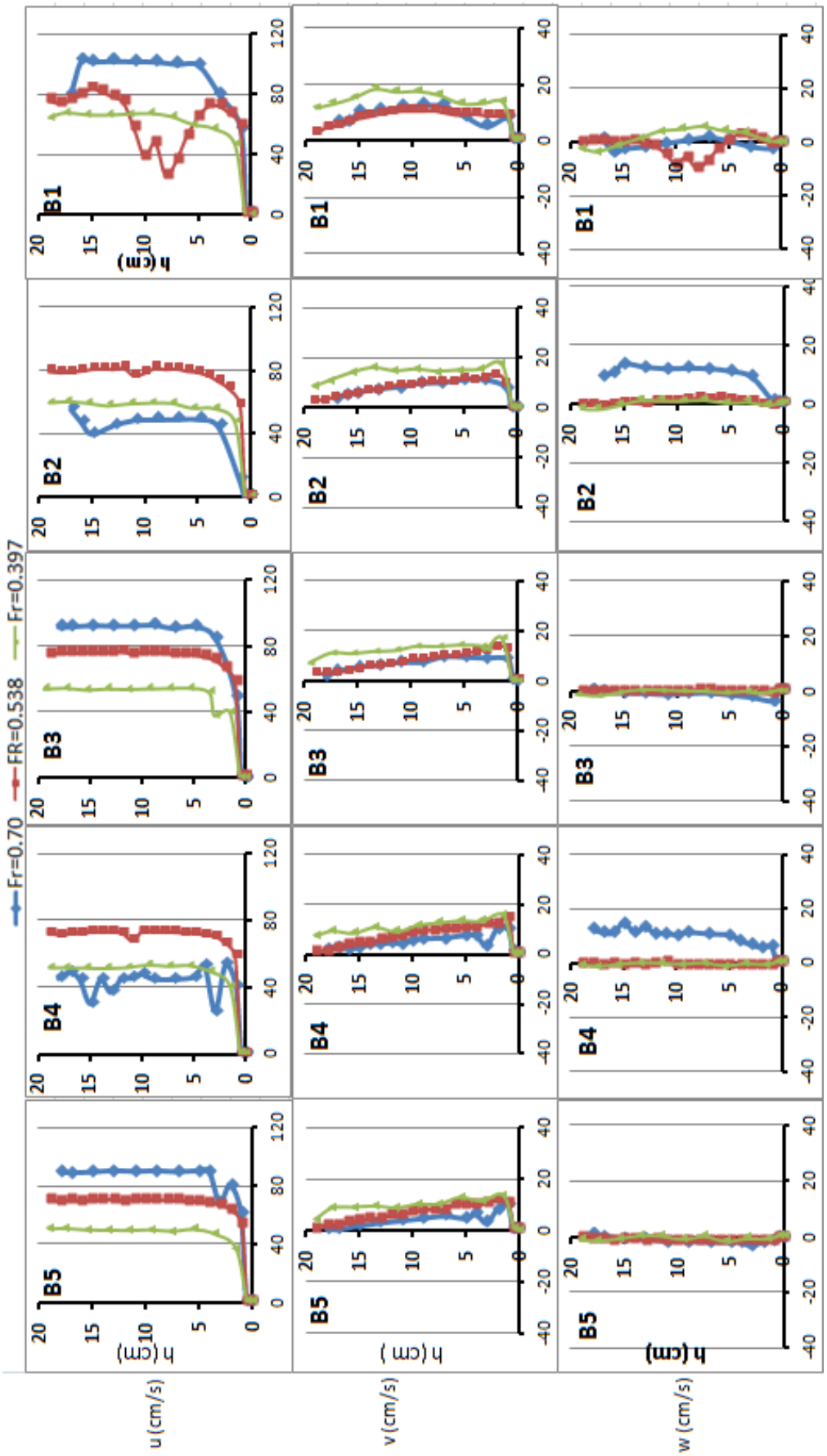
Yan savak eksenindeki C kesiti için verilen Şekil 7.19'da görüldüğü gibi; C2, C4 ve C5 noktalarında Fr sayısı arttıkça ölçülen boyuna hız (u) artmaktadır. C3 noktasında Fr=0.70 için savak kretinin üzerinde boyuna hızda azalma görülmektedir. C1 noktasında ise sadece Fr=0.538 için savak kretinin üzerinde boyuna hızda (u) azalma görülmektedir. C1 noktasında Fr sayısı azaldıkça savağa doğru oluşan enine hızın (v) arttığı görülmektedir. C2, C4 ve C5 noktalarında da Fr sayısı 0.70 için diğer Fr sayılarına göre daha küçük enine hız (v) ölçülmüştür. C4 ve C5 noktalarında bütün Fr sayıları için düşey hızlar (w) sıfırdır. C2 noktasında savak kretinin üzerinde bütün Fr sayıları için çok azda olsa yüzeye doğru düşey hız ölçülmüştür. C3 noktasında sadece Fr=0.70 için yüzeye doğru düşey hız ölçülmüştür. C1 noktasında en küçük Fr sayısı 0.397 için savak kreti civarında Fr=0.70'e göre daha büyük yüzeye doğru hız ölçülürken, Fr=0.538'de tabana doğru düşey hızın oluştuğu görülmektedir.

Yan savak mansabındaki D kesiti için verilen Şekil 7.20'de görüldüğü gibi; bütün noktalarda Fr sayısı arttıkça boyuna hız (u) artmaktadır. En küçük Fr sayısında özellikle savak kretinin altında boyuna hızın oldukça azaldığı görülmektedir. D4 ve D5 noktalarında savağa doğru oluşan enine hızın (v), büyük Fr sayısı için daha fazla olduğu görülmektedir. D2 ve D3 noktalarında bütün Fr sayıları için enine hızlar birbirlerine oldukça yakındır. D1 noktasında ise Fr=0.538 ve Fr=0.70 için savağa doğru enine hızlar birbirine oldukça yakınken Fr=0.397 için diğer Fr sayılarına göre daha küçük olduğu görülmektedir. Bütün noktalarda Fr=0.538 ve Fr=0.70 için düşey hızlar (w) yaklaşık sıfırdır.

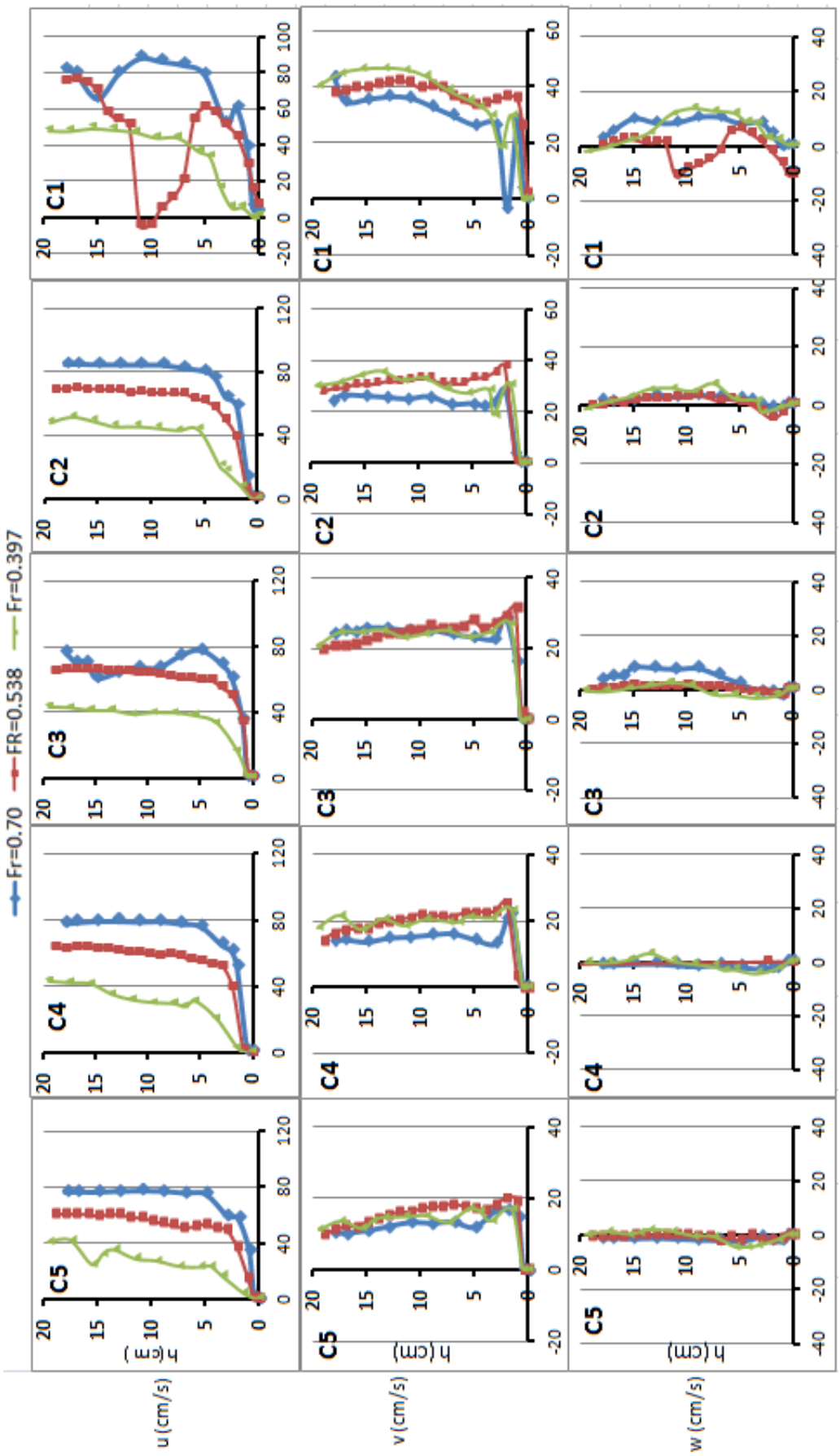
Yan savağın 40 cm mansabındaki E kesiti için verilen Şekil 7.21'den bütün noktalarda Fr sayısı arttıkça boyuna hızın (u) arttığı görülmektedir. D kesitinde olduğu gibi en küçük Fr sayısında özellikle savak kretinin altında boyuna hızın (u) oldukça azaldığı görülmektedir. Hatta E3, E4 ve E5 noktalarında 11-12 cm derinliğin üzerinde ters yönde akımın (u) oluştuğu görülmektedir. E kesitindeki bütün noktalarda enine hızlar (v) arasında belirgin bir farklılık görülememiştir. E1 noktasında büyük Fr sayısında diğer Fr sayılarına göre kanal tabanına doğru daha büyük bir düşey hızın oluştuğu



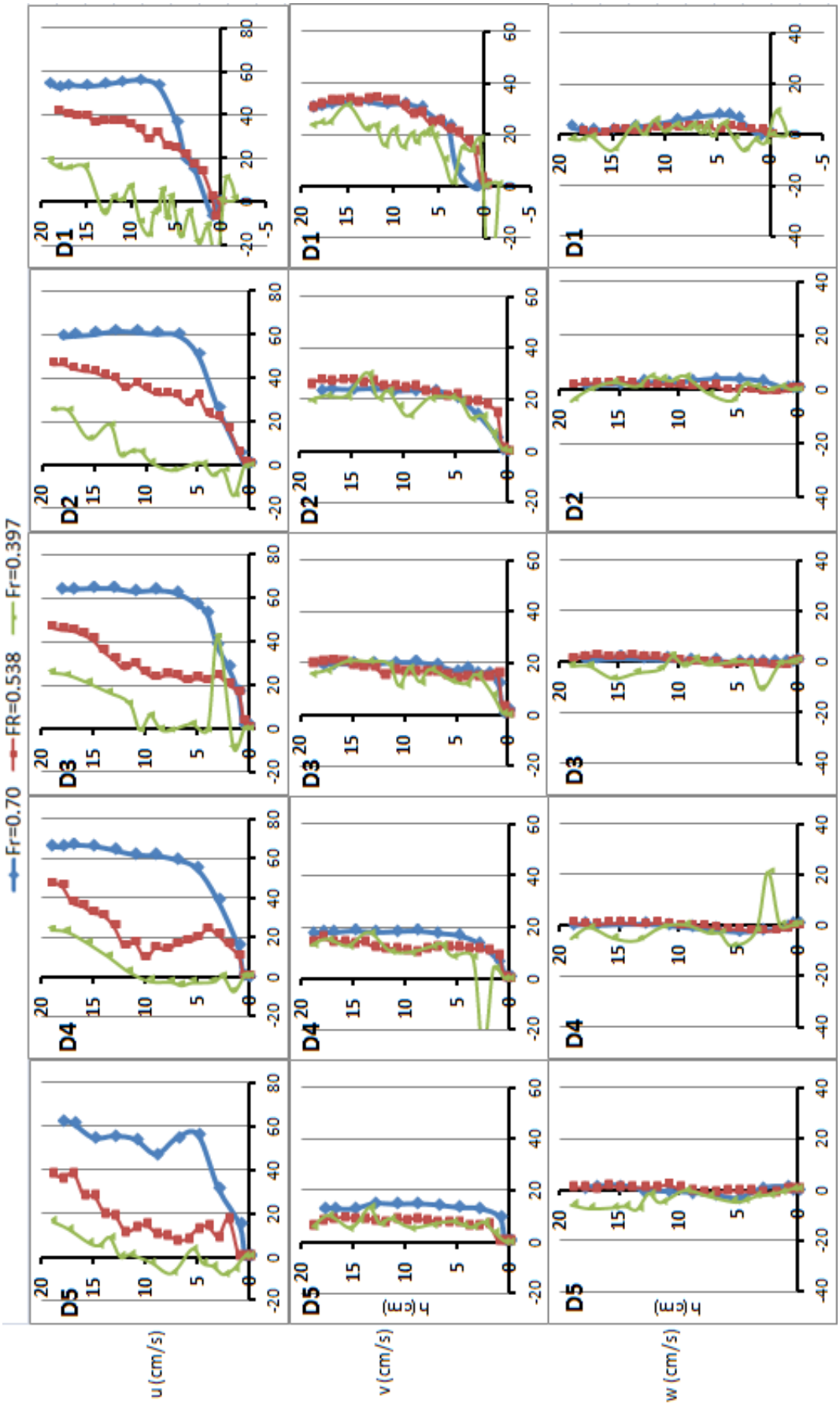
Şekil 7.17 Yan savağın 40 cm membasında (A Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri



Şekil 7.18 Yan savağın membasında (B Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri



Şekil 7.19 Yan savak ekseninde (C Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri

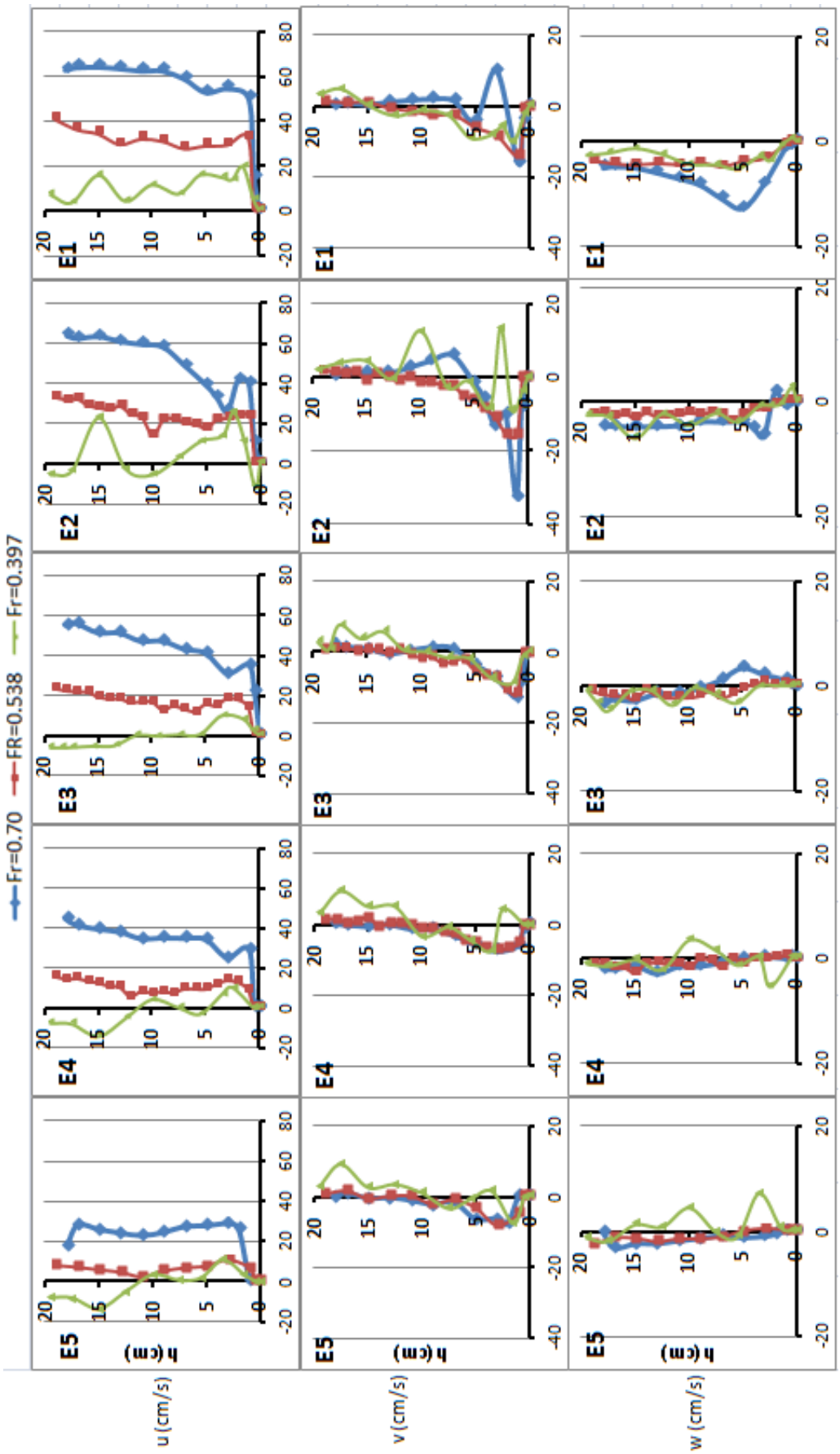


Şekil 7.20 Yan savağın mansabında (D Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri

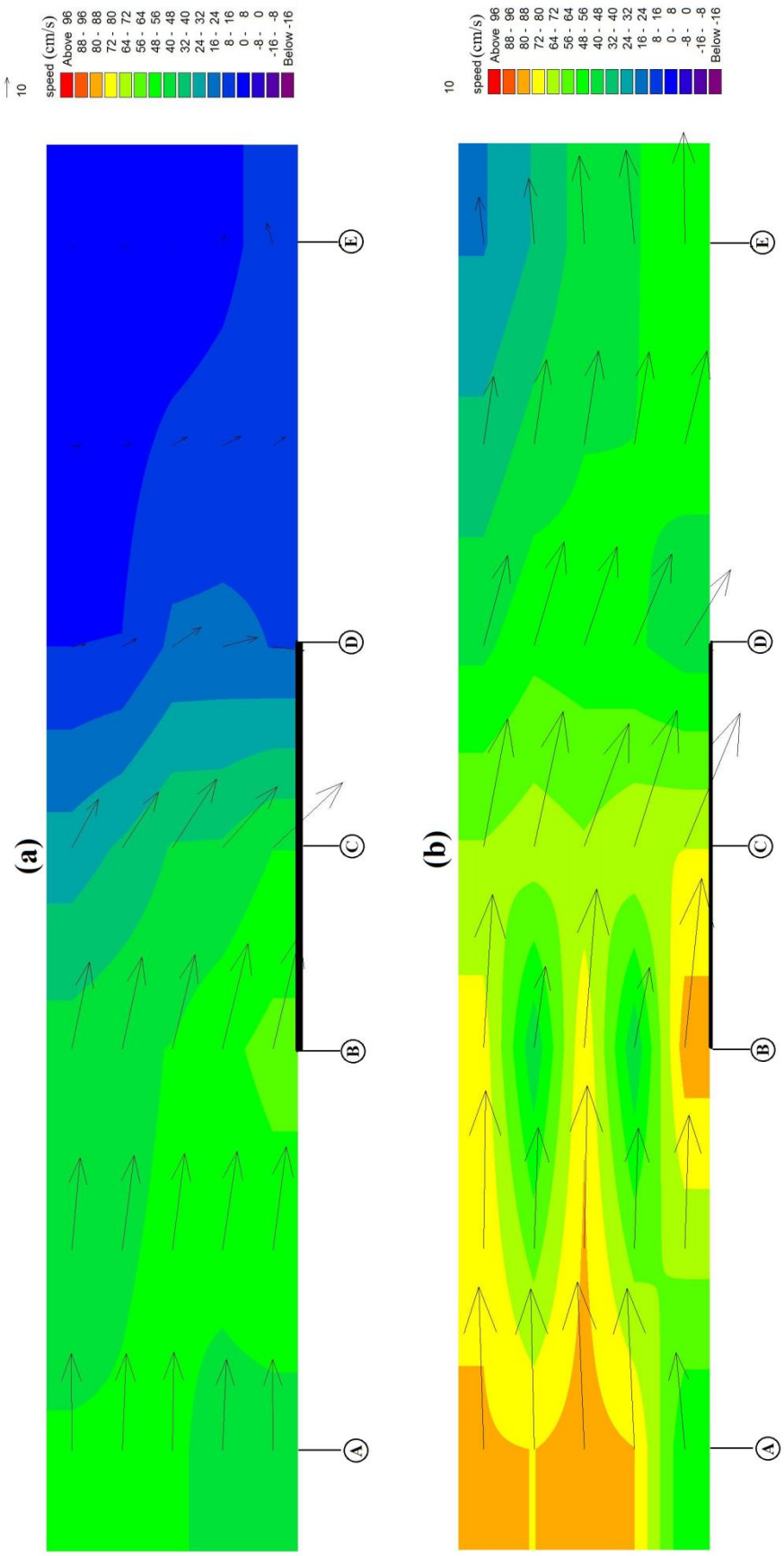
görülmektedir. Diğer noktalardaki düşey hızlar arasında da belirgin bir farklılık belirlenememiştir.

Ağaçcıoğlu [2] çalışmasında küçük froude sayılarında (Fr<0.3) yan savak mansabında ters akım oluştuğunu ve iç kıyıda durgunluk bölgesinin görüldüğünü belirtmiştir. Froude sayısı arttıkça (Fr=0.5-0.6) ters akım yan savak mansabına doğru ilerleyerek kaybolduğunu ve bu andan itibaren yan savak mansab ucunda hidrolik sıçrama oluştuğunu belirtmiştir. Froude sayısı biraz daha arttıkça (Fr=0.7) yan savak mansabında ana kanalda duran dalgaların oluştuğunu gözlemlemiştir. Bu çalışmada ise en küçük Froude sayısında (Fr=0.397), yan savağın hemen mansabındaki D kesitinde özellikle yan savağın hemen mansabındaki nokta olan D1 noktasında ters akım görülürken diğer Froude sayıları için ters akım görülememiştir. Küçük Froude sayısında görülen ters akımın yan savağın 40 cm mansabında olan E kesiti için iç kıyıya sürüklendiği E3, E4 ve E5 noktalarındaki hız ölçümlerinden görülmektedir.

Şekil 7.22 (a)'da Fr=0.398 ve (b)'de Fr=0.70 için yan savak etrafında yapılan tüm hız ölçümleri verilmiştir. Küçük Fr sayısı için akımın büyük kısmının savağa yönlendiği, savak sonrasında hızın oldukça azaldığı görülmektedir. Büyük Fr sayısı için ise akımın büyük kısmının kanal boyunca devam ettiği ve hemen savak öncesinde hızın oldukça arttığı görülmektedir. Savak sonrasında hızın oldukça azaldığı bölgeninde Şekil 7.21'den görüldüğü gibi iç kıyıya sürüklendiği belirlenmiştir.



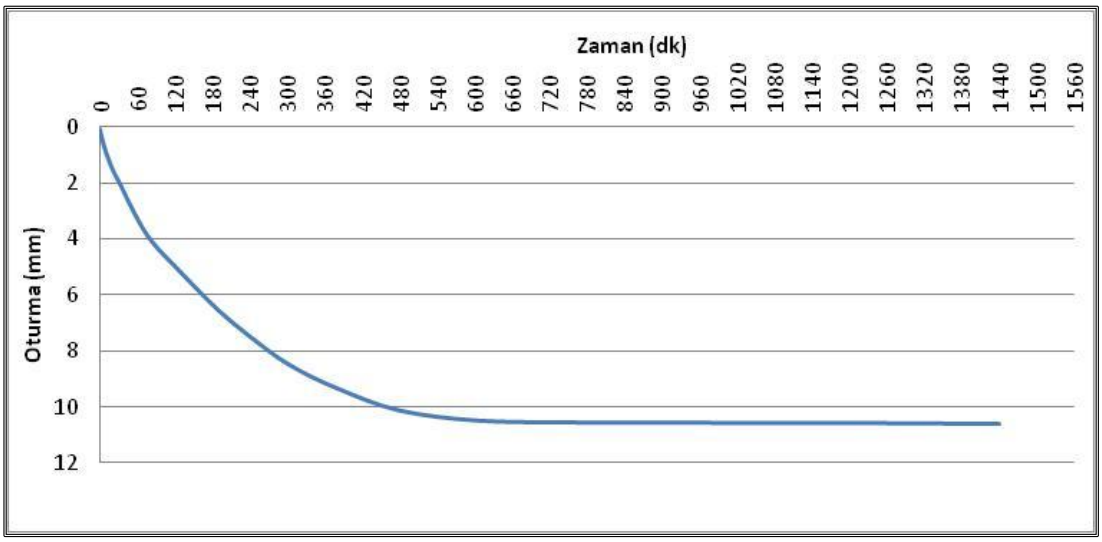
Şekil 7.21 Yan savağın 40 cm mansabında (E Kesiti) farklı Fr için hız ölçümleri



Şekil 7.22 (a) Fr=0.398 için (b) Fr=0.70 için yan savak etrafında hız ölçümleri

7.3 Konsolidasyon süresinin etkisi

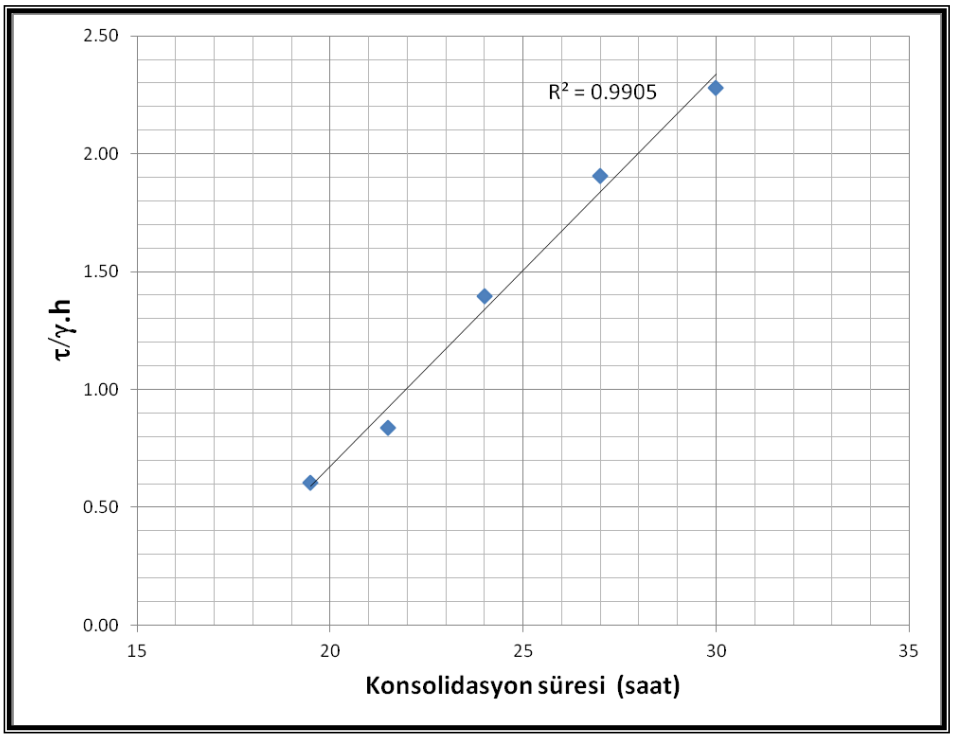
Kil-kum karışımı olan taban malzemesinin Yıldız Teknik Üniversitesi Geoteknik laboratuarında konsolidasyon deneyi tekrarlanmış ve 24 saatte konsolide olduğu belirlenmiştir (Şekil 7.23).



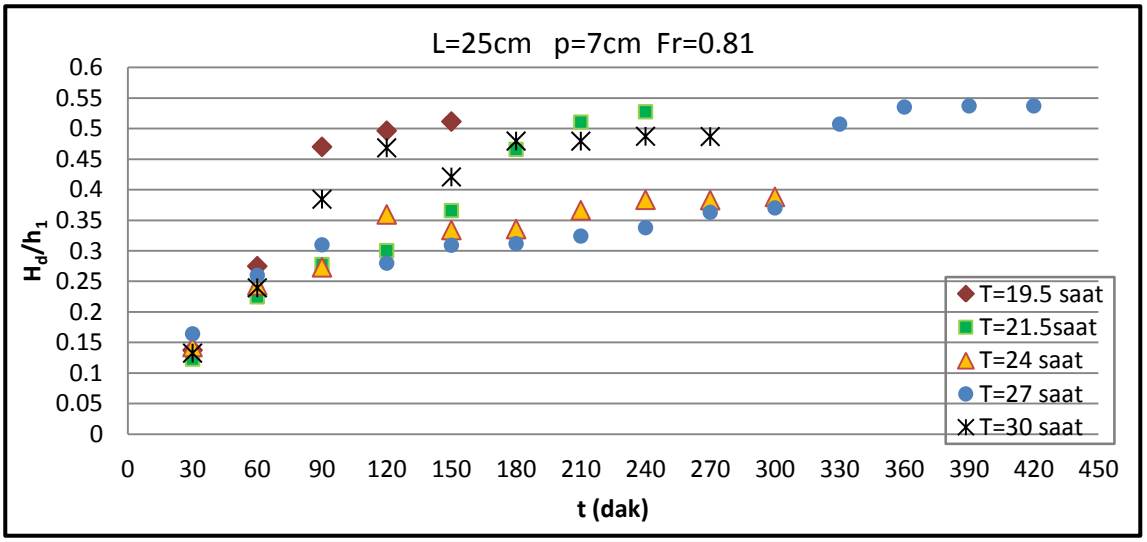
Şekil 7.23 Kil-Kum karışımının konsolidasyon deneyi sonucu.

Şekil 7.24'te konsolidasyon süresinin boyutsuz taban kayma mukavemetine göre değişimi görülmektedir. Konsolidasyon süresi arttıkça boyutsuz kayma mukavemetinin arttığı görülmektedir. Tan vd. [232] hidrodinamik kuvvetler sabit tutulduğunda, koheziv tabanın oyulmaya karşı direncinin konsolidasyon süresiyle arttığını belirtmiştir. Bu yüzden konsolidasyon süresinin artması ile oyulma oranı azalmaktadır.

Deney sisteminde 19.5, 21.5, 24, 27 ve 30 saatlik konsolidasyon süreleri ile oyulma deneyleri yapılmış 24 saat konsolidasyon süresi dışında oyulmanın en fazla 5 saatte tabana ulaştığı görülmüştür. Bunun üzerine deney sistemi için en uygun konsolidasyon süresi 24 saat olarak seçilmiştir (Şekil 7.25). Bütün deneylerde yeniden hazırlanan tabanın kayma mukavemeti Veyn Kesme Aleti ile ölçülmüştür.



Şekil 7.24 Konsolidasyon süresinin boyutsuz taban kayma mukavemetine göre değişimi



Şekil 7.25 Konsolidasyon süresinin oyulma derinliğine etkisi

7.4 Oyulma Süreci

Kil-kum karışımı tabanda yapılan deney sırasında kilin yumaklaşarak, kumun ise tane tane oyulduğu görülmüştür.

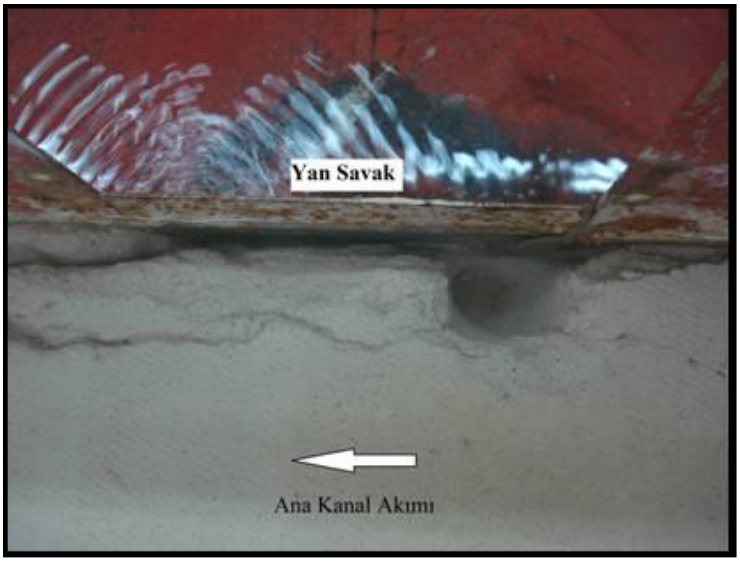
Kohezyonlu tabanda yan savak etrafında oluşan oyulma çukurunun memba tarafının neredeyse dik olduğu görülürken, mansap tarafının daha küçük eğimli olduğu görülmüştür. Oyulma çukurunun akım doğrultusundaki uzunluğu yan savak boyunca

zamanla belirgin olarak artmış, akıma dik genişliğinin zamanla az arttığı en fazla 1-2 saatlik deney sürelerinde dengeye geldiği görülmüştür. Şekil 7.26'da L=25 cm ,p=7 cm ve Fr=0.35 için oyulma profili verilmiştir.

Oyulma çukuru derinleştikçe kil malzeme oyularak askı haline geçerken, çukurun içerisinde kum biriktiği görülmüştür. Bu birikme sebebiyle oyulma dengeye ulaşmıştır.



(a)

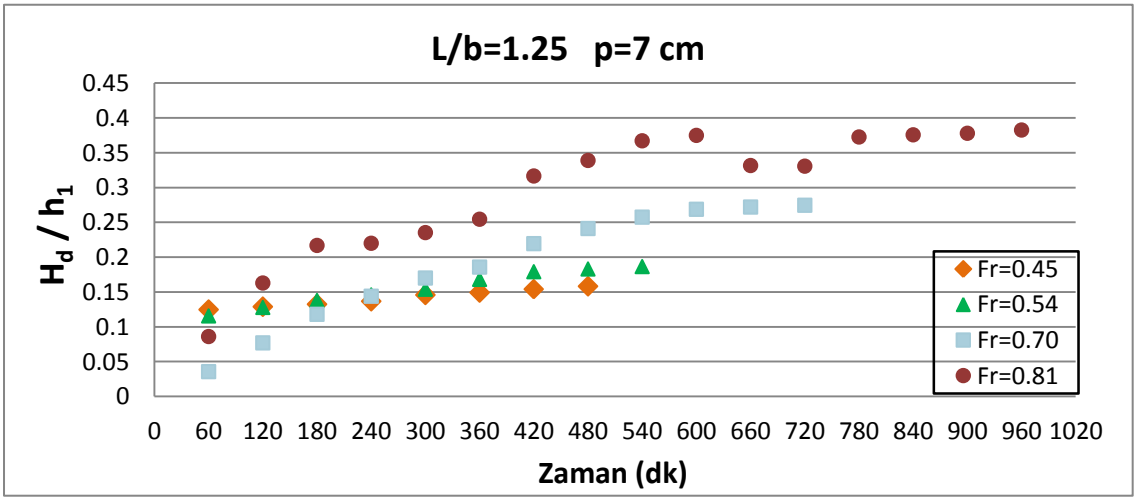


(b)

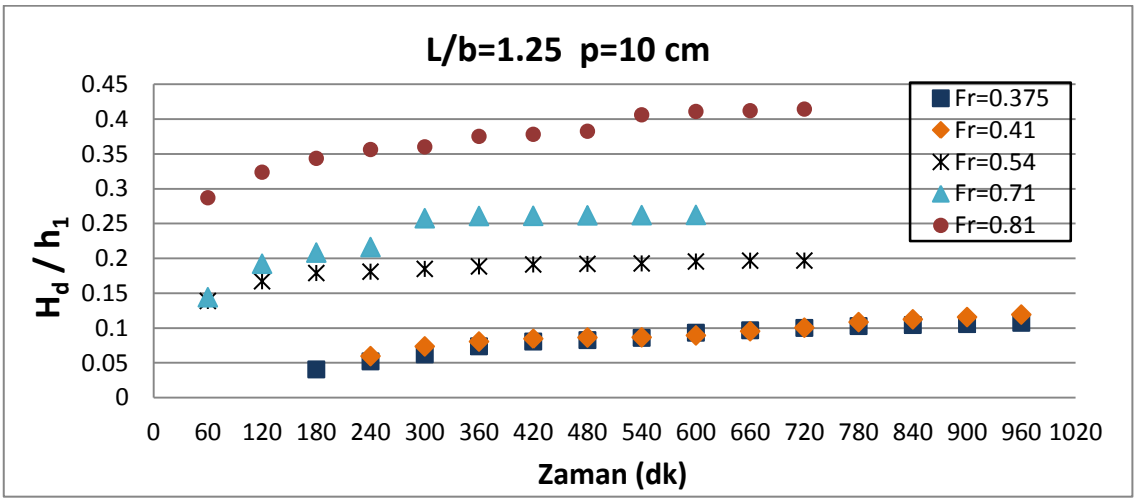
Şekil 7.26 L=25 cm ,p=7 cm ve Fr=0.35 için (a) oyulma profili (b) oyulma profilinin üstten görünüşü

7.5 Boyutsuz Oyulma Derinliğinin (H_d/h_1) Zamanla (t) Değişimi

Yapılan deneylerde oyulma derinliğinin değişimi saatte bir ölçülerek belirlenmeye çalışılmıştır. Bu ölçümlere denge oyulma derinliğine ulaşana kadar devam edilmiştir. Oyulma derinliği olarak yan savak etrafında oluşan maksimum oyulma derinliği gözönüne alınmıştır. Farklı Froude sayılarında L/b=1.25 için; Şekil 7.27'de, savak yüksekliği p=7 cm için Şekil 7.28'de ise p=10cm için boyutsuz oyulma derinliğinin zamanla değişimi verilmiştir.



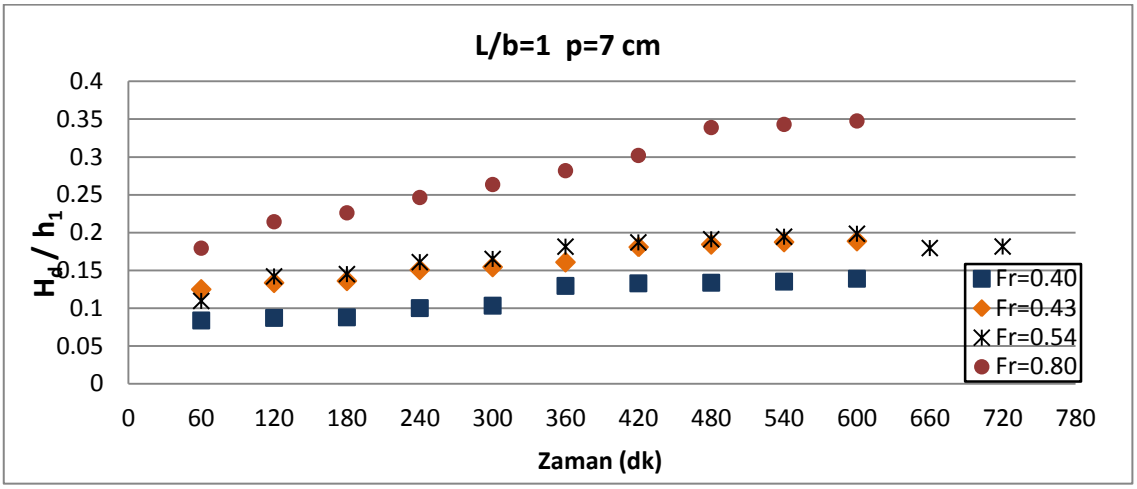
Şekil 7.27 L/b=1.25 ve p=7 cm'lik yan savakta oyulmanın zamanla değişimi



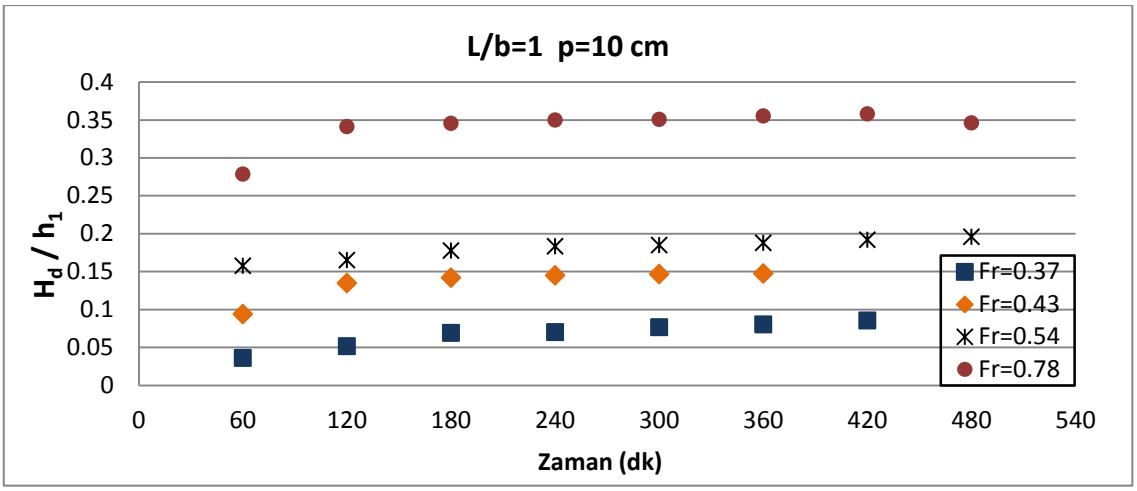
Şekil 7.28 L/b=1.25 ve p=10 cm'lik yan savakta oyulmanın zamanla değişimi

Tsujimato ve Mızukami [100] ve Önen [1] yaptıkları çalışmalarında kohezyonsuz malzeme tabanlı kanalda temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin zamanla arttığını ve belli bir zamandan sonra asimptot olarak devam ettiğini tesbit etmişlerdir. Kil-kum karışımı malzeme tabanlı kanalda kohezyonsuz malzemeye benzer olduğu görülmektedir. Şekil 7.27'de küçük Froude sayılarında denge oyulma derinliğine

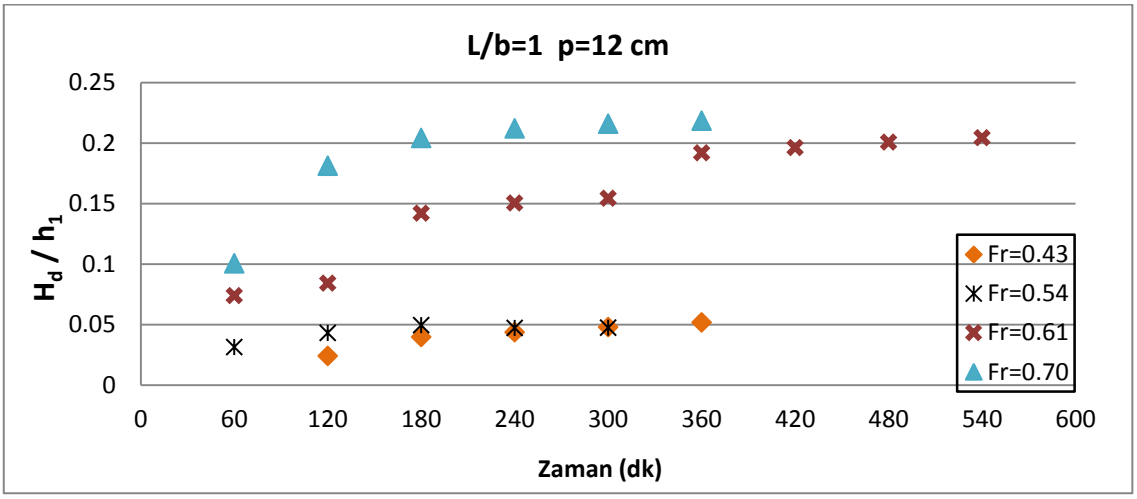
ulaşma süresinin büyük Froude sayılarına göre daha kısa olduğu görülmektedir. En büyük Froude sayısı için deney 16 saat, en küçük Froude sayısı için 8 saat sürdürülmüştür. En büyük Froude sayısında 12 saat sonunda oyulma derinliği hemen hemen asimptotik olurken, küçük Froude sayısı için 4 saat sonunda asimptotik olmuştur. Her iki şekilden de görüldüğü gibi Froude sayısı arttıkça denge oyulma derinliği artmaktadır. Fr=0.81 olan deney için oyulma derinliğinin 11 ve 12. saatlerdeki azalmasının sebebi oyulma çukurunda kum birikmesidir. Şekil 7.28'de ise küçük Froude sayılarında deneyler 16 saate kadar sürdürülmesine rağmen oyulma derinliğinin çokta değişmediği görülmektedir. Fr=0.375 ve Fr=0.41 için oluşan oyulma sürecinin birbirine çok benzer olduğu, nihai oyulma derinliklerinin de birbirine oldukça yakın olduğu görülmektedir. L/b=1 ve savak yüksekliği p=7, 10 ve 12 için boyutsuz oyulma derinliğinin zamanla değişimi sırasıyla Şekil 7.29, Şekil 7.30 ve Şekil 7.31'da verilmiştir. L/b=0.625 ve savak yüksekliği p=7, 10 ve 12 için boyutsuz oyulma derinliğinin zamanla değişimi sırasıyla Şekil 7.32, Şekil 7.33 ve Şekil 7.34'te verilmiştir. Boyutsuz oyulma derinliğinin zamanla değişimine Froude sayısının etkisi L/b=1.25 ve L/b=1 olan deneylerde L/b=0.625' e göre daha açık olarak görülmektedir.



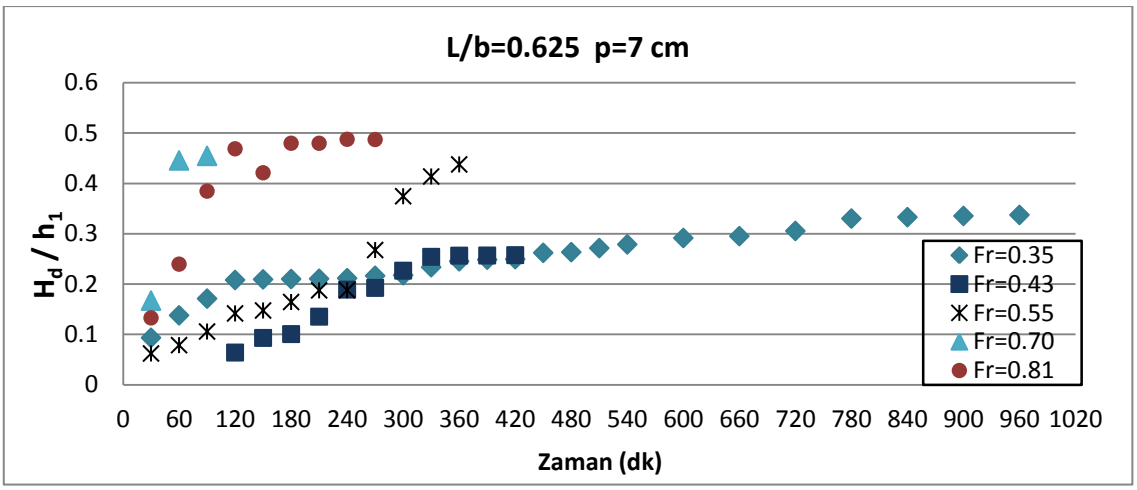
Şekil 7.29 L/b=1 ve p=7 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi



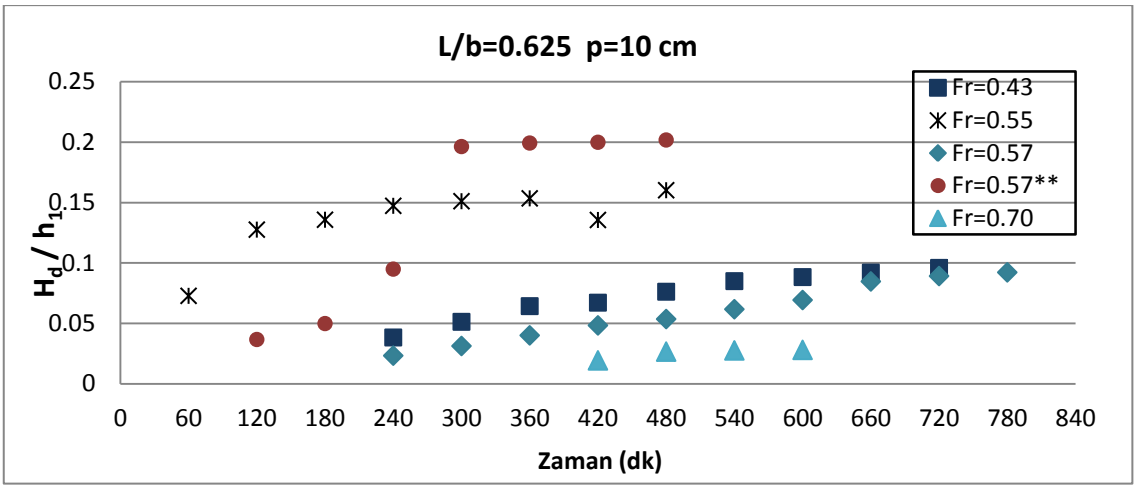
Şekil 7.30 L/b=1 ve p=10 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi



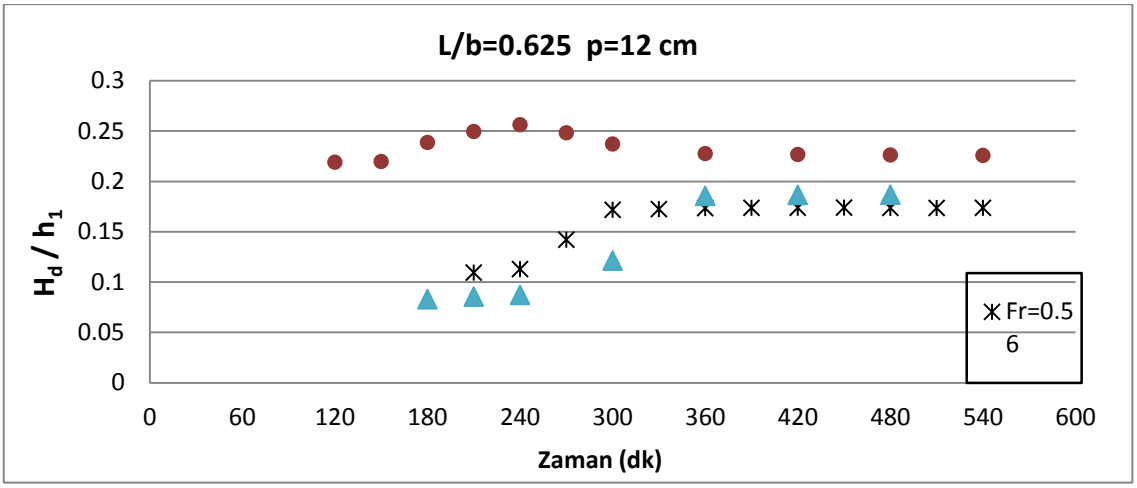
Şekil 7.31 L/b=1 ve p=12 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi



Şekil 7.32 L/b=0.625 ve p=7 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi



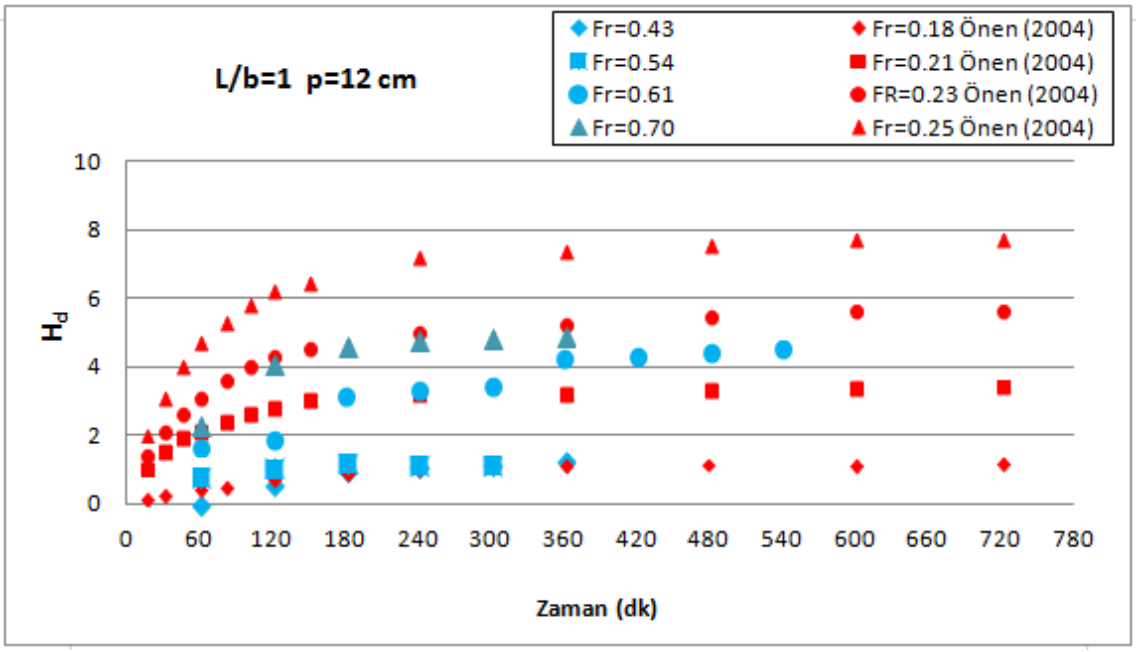
Şekil 7.33 L/b=0.625 ve p=10 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi



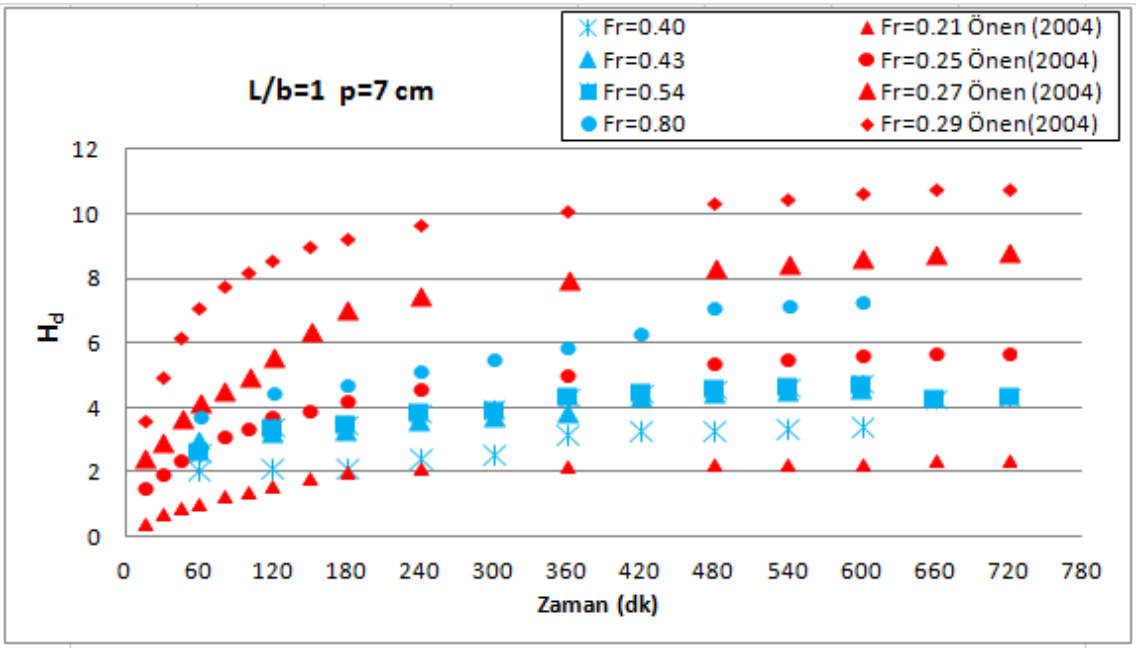
Şekil 7.34 L/b=0.625 ve p=12 cm'lik yan savak etrafında oyulmanın zamanla değişimi

Şekil 7.35'te Önen [1]'te kum tabanda yapılmış olan deney sonuçları ile aynı deney kanalında aynı savak boyutlarındaki kohezyonlu malzeme için yapılmış deneyler birarada verilmiştir. Kum tabanda 0.18 ile 0.25 aralığında birbirine yakın 4 Fr sayısı için deneyler gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada ise 0.43 ile 0.70 aralığında 4 farklı Fr sayısı için deneyler yapılmıştır. Şekil 7.36'da ise L/b=1 ve p=7 için kohezyonlu tabandaki ve kum tabandaki deneyler karşılaştırılmıştır. Şekil 7.35'deki yan savak boyutu içinde Önen [1] çalışmasında yine birbirine yakın 0.18-0.25 aralığında 4 farklı Fr sayısı için deneyler gerçekleştirirken, bu çalışmada 0.40 ile 0.80 aralığında olan daha büyük Fr sayıları için deneyler gerçekleştrilmiştir. Her iki şekildeki her iki deney grubunda da Fr sayısı arttıkça oyulma derinliğinin arttığı görülmektedir. Her iki şekilden de kohezyonlu tabanda yapılan deneylerdeki Fr sayısı kum tabana göre oldukça büyük olmasına rağmen, oyulma derinliklerinin daha az olduğu görülmektedir. Ayrıca kohezyonlu zeminde denge oyulma derinliğine ulaşma süresi daha kısa olduğu görülmektedir.

Literatürde yapılan çalışmalarda kohezyonlu zeminlerde meydana gelen oyulmaların kohezyonsuza göre oldukça yavaş olduğu belirlenmiştir. Burada denge oyulma derinliğine ulaşma süresinin daha kısa olmasının sebebi karışım malzemesi içindeki kumun miktarından ve tane çapının diğer çalışmalara göre büyük olmasından kaynaklandığı düşünülmektedir.



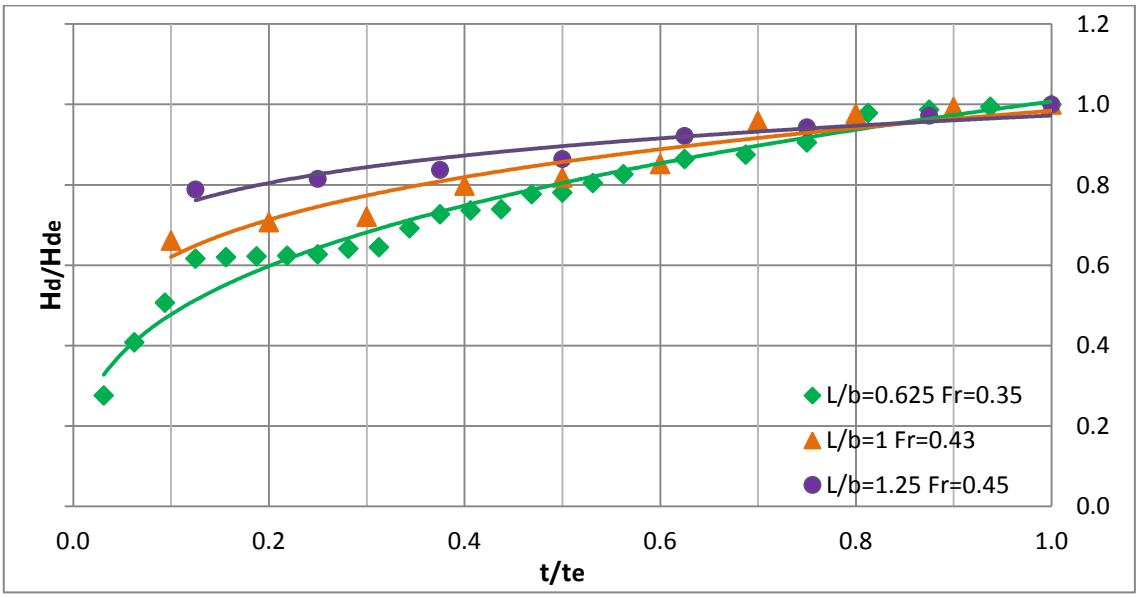
Şekil 7.35 L/b=1 ve p=12 cm'lik yan savakta kohezyonlu ve kohezyonsuz malzemede oluşan oyulmanın zamanla değişimi



Şekil 7.36 L/b=1 ve p=7 cm'lik yan savakta kohezyonlu ve kohezyonsuz malzemede oluşan oyulmanın zamanla değişimi

Önen [1] kum tabanda temiz su oyulması için H_d/H_{de} -t/t_e değiimini p=7, 12 ve 17 cm kret yükseklikli ve L=25, 40 ve 50 cm uzunluğundaki yan savaklardaki verileri kullanılarak logaritmik formda elde etmiş ve Şekil 5.23'teki gibi verilmiştir. Bütün eğriler (1,1) noktasından geçerek rölatif hızın ve oyulma derinliklerinin artmasıyla artmaktadır. Bu şekilden temiz su oyulması için (5.25) denklemi elde edilmiştir. Akım hızına bağlı olarak denge zamanının %10'luk kısmında denge oyulma derinliğinin %40-70'lik kısmına ulaşıldığı ve benzer şekilde denge zamanının %50'lik kısmında denge oyulma derinliğinin %90-95 civarında olduğu görülmüştür.

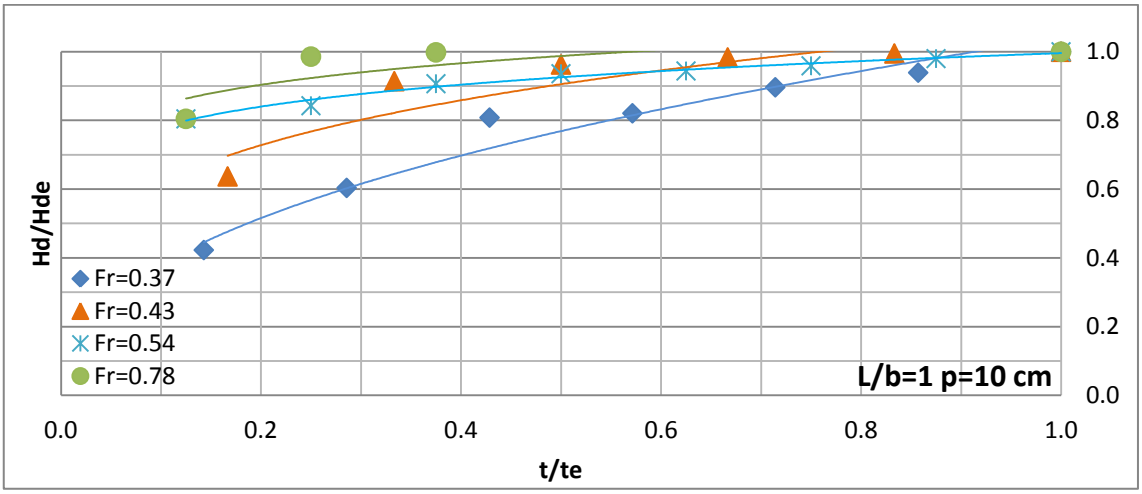
Yan savak yüksekliği p=7 cm olan akım gücü birbirine yakın (Fr=0.35-0,45) deneylerden elde edilen H_d/H_{de}-t/t_e değişimi Şekil 7.37'da verilmiştir. Bu şekilden kohezyonlu tabanda p=7 cm için, oyulma derinliğinin %80'ninin zamanın %20 ile %50 aralığında gerçekleştiği görülmektedir. L/b=1.25 için oyulmanın %80'ni zamanın %20'sinde, L/b=1 için oyulmanın %80'ni zamanın %35'inde ve L/b=0.625 için oyulmanın %80'ni zamanın %50'sinde oluşmaktadır. Savak uzunluğu arttıkça oyulmanın %80'inin zamanın ilk %20-35'lik kısmında oluştuğu görülmektedir.



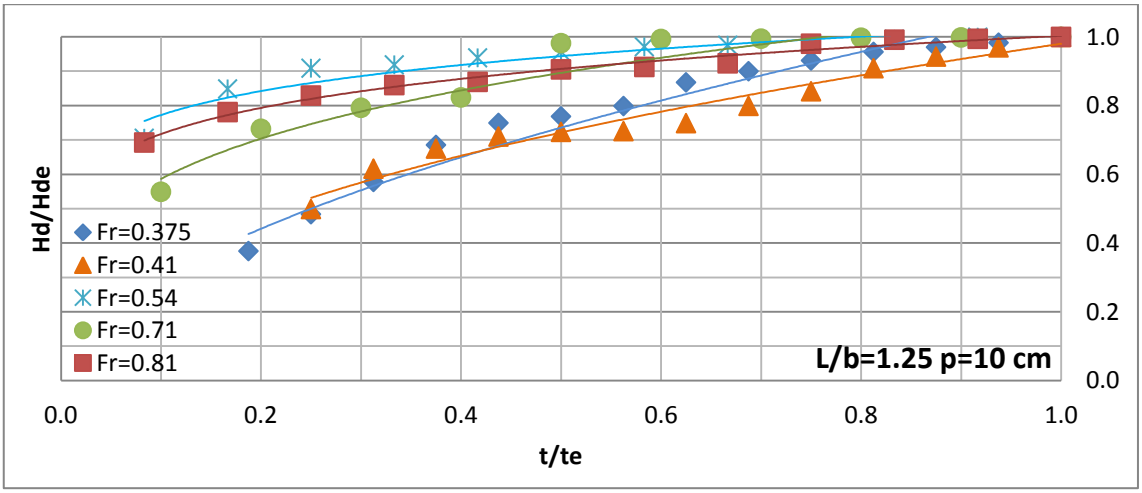
Şekil 7.37 Farklı savak uzunlukları için p=7 cm'lik yan savakta oyulmanın zamanla değişimi

Şekil 7.38'de L/b=1 ve yan savak kret yüksekliği p=10 cm için oyulma derinliğinin zamanla gelişimi verilmiştir. Büyük Froude sayılarında oyulmanın %85-90'nın zamanın %20'sinde, küçük Froude sayılarında ise oyulmanın %80'ninin zamanın %30-55'inde oluştuğu görülmektedir. Şekil 7.39'da ise L/b=1.25 ve yan savak kret yüksekliği p=10

cm için oyulma derinliğinin zamanla gelişimi verilmiştir. Bu savak boyutu içinde büyük Froude sayılarında oyulmanın %70-85'inin zamanın %20'sinde, küçük Froude sayılarında ise oyulmanın %80'ninin zamanın %55-65'inde oluştuğu görülmektedir.

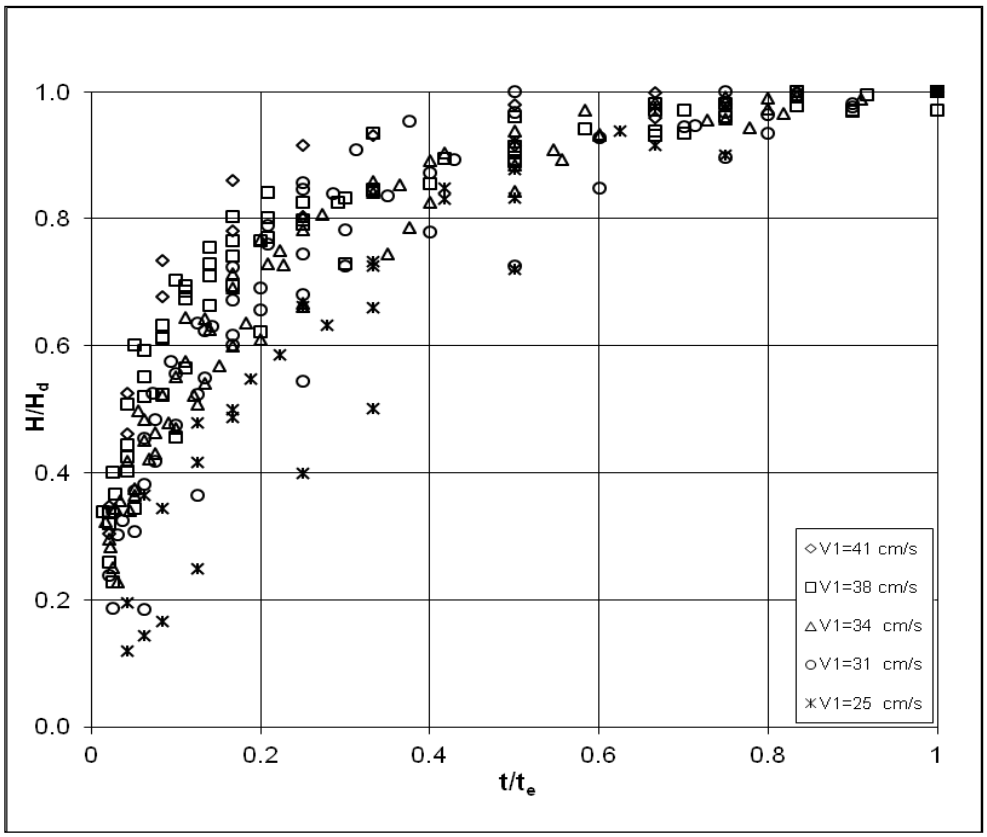


Şekil 7.38 L/b=1 ve p=10 cm için boyutsuz oyulma derinliğinin gelişimi

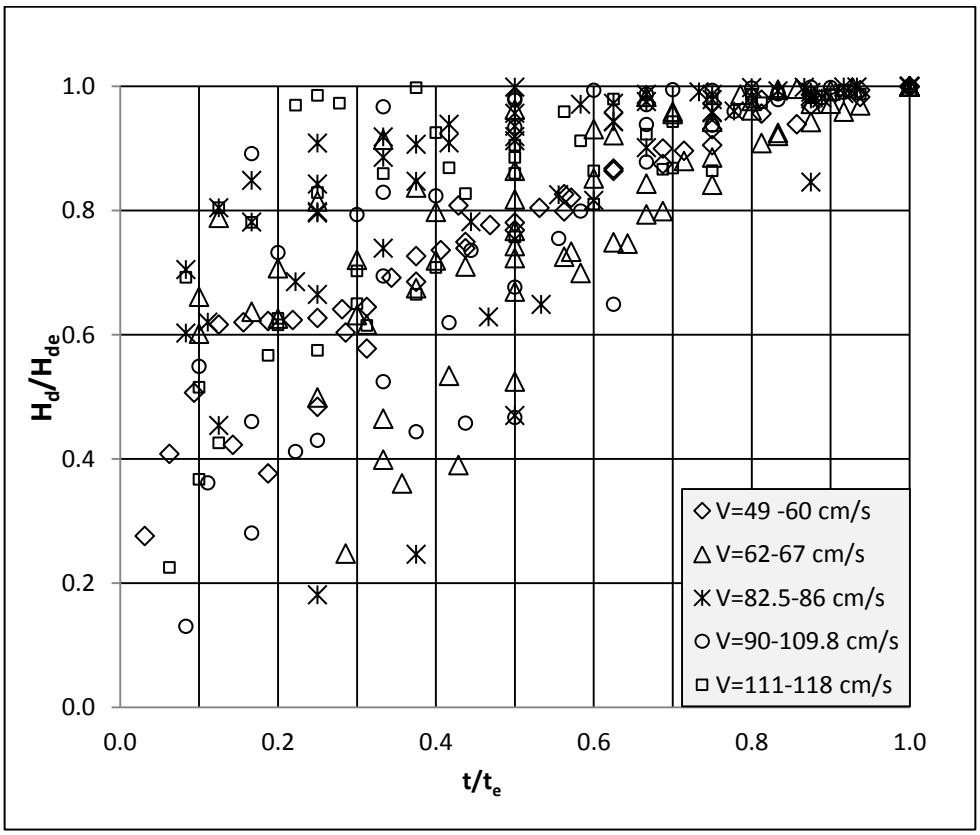


Şekil 7.39 L/b=1.25 ve p=10 cm için boyutsuz oyulma derinliğinin gelişimi

Önen [1]'de doğrusal kanalda temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin gelişimi için verilmiş olan Şekil 5.23, yeniden düzenlenerek Şekil 7.40'da verilmiştir. Bu grafik L=25 ve 40 cm uzunluklu ve p=7, 12 ve 17 cm yükseklikli yan savaklardaki veriler kullanılarak elde edilmiştir. Araştırmacı birbirine oldukça yakın olan hızlar için yaptığı deneylerinde oyulma sürecini göstermiştir. Şekil 7.41'de ise kohezyonlu tabanda tüm savak boyutları için elde edilmiş olan oyulma derinliğinin gelişimi verilmiştir. Kohezyonlu tabanda yan savak etrafında meydana gelen oyulma süreci hem savak boyutlarının hem de taban malzemesi özelliklerine bağlı olduğu bilinmektedir.



Şekil 7.40 Temiz su oyulması halinde oyulma derinliğinin gelişimi (Önen [1])



Şekil 7.41 Kohezyonlu tabanda oyulma derinliğinin gelişimi

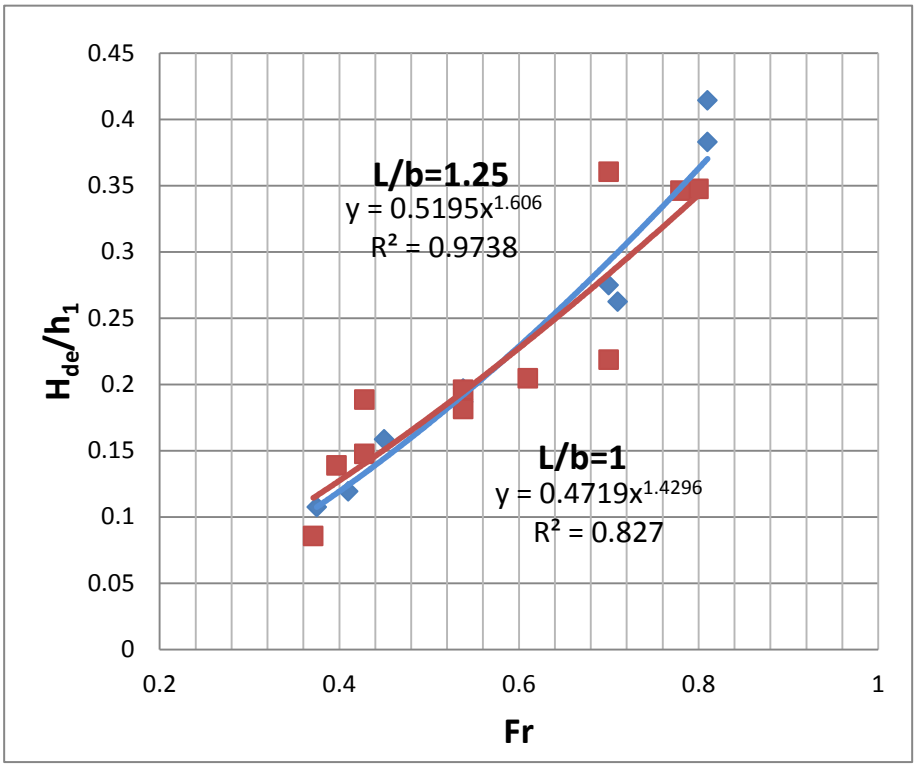
Kohezyonlu tabanda kohezyonsuza göre oyulma sürecinin daha geç başladığı görülmektedir. Kohezyonsuz malzemede denge zamanının %10'unda denge oyulma derinliğinin %40-70'ine ve denge zamanının %50'sinde denge oyulma derinliğinin %90-95'ine ulaşıldığı görülmektedir (Şekil 7.40). Kohezyonlu malzemede ise denge zamanının %10'unda denge oyulma derinliğinin %10-70'ine ve denge zamanının %50'sinde denge oyulma derinliğinin %50-95'ine ulaşıldığı görülmektedir (Şekil 7.41).

7.6 Rölatif Denge Oyulma Derinliğinin Fr Sayısı ile Değişimi

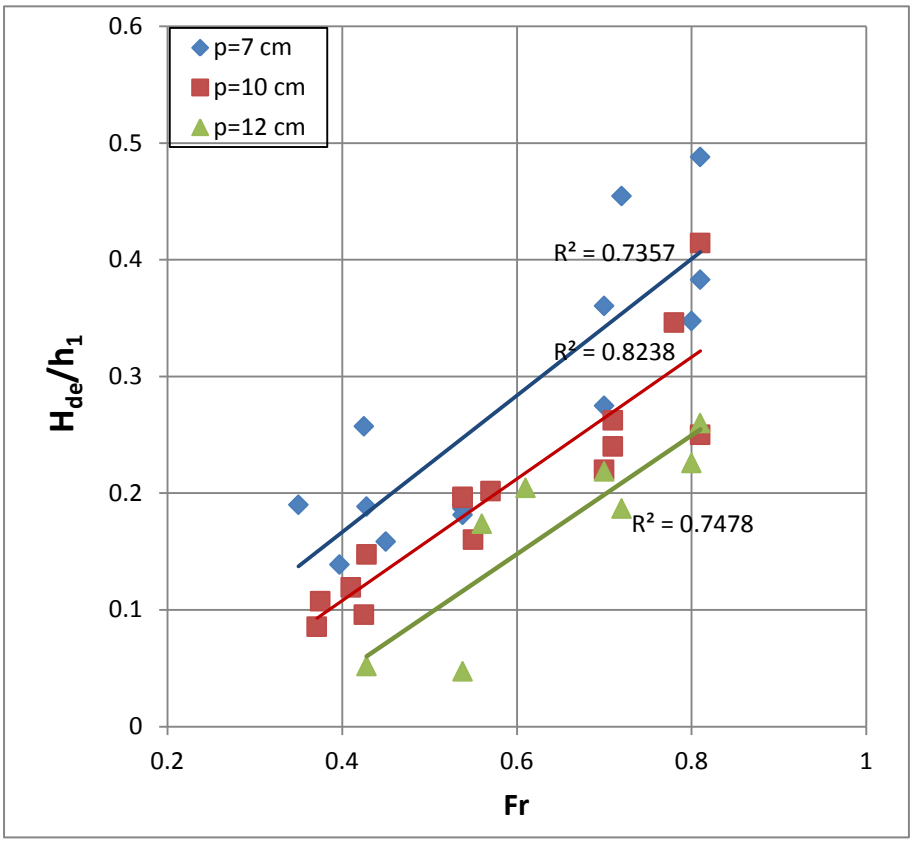
L=25, 40 ve 50 cm uzunluğunda ve p=7, 10 ve 12 cm kret yüksekliklerindeki yan savaklarda boyutsuz denge oyulma derinliğinin farklı akım şartlarında değişimi incelenmiş L/b=1 ve L=1.25 için Şekil 7.42'de verilmiştir. Küçük Froude sayılarında benzer eğilim görülürken, büyük Froude sayılarında L/b=1.25 için L/b=1'e göre nispeten daha büyük oyulma eğilimi görülmektedir. L/b=0.625 için yapılan deneylerde net bir eğilim belirlenememiştir. Şekil 2.13'te görüldüğü gibi yan savak uzunluğu ve savaklanma oranı arttıkça, boyuna akımın kinetik enerjisi azalmakta ve yanal akımın yarattığı sekonder akımın gücü artmaktadır. Bundan dolayı, boyutsuz yan savak uzunluğu arttıkça boyutsuz denge oyulma derinliğide artmaktadır. Yan savaklarla ilgili literatürdeki çalışmaların bir çoğunda L/b≤1 için çalışılmıştır. El-Khashap [25], L/b=5.05 için yaptığı deneysel çalışmasıyla büyük L/b oranlarında sekonder akımın çok etkili olduğunu ifade etmiştir. Büyük L/b değerlerinde yan savak boyunca savaklanmadan dolayı ana kanaldaki akım azalmakta, dolayısıyla teğetsel hız küçülmekte ve yanal akım tarafından yaratılan sekonder akım daha etkili hale gelmektedir.

Şekil 7.43'de p=7, 10 ve 12 cm olan savak kret yükseklikleri için boyutsuz denge oyulma derinliğinin Froude sayısı ile değişimi görülmektedir. Savak kret yüksekliği azaldıkça savak yükü dolayısıyla savaklanma oranı artmakta, böylece boyutsuz denge oyulma derinliği artmaktadır. Şekil 2.12'de görüldüğü gibi (I) ve (II) bölgeleri arasında büyük hız azalması sebebiye meydana gelen süreksizlik (III) nolu bölgede sekonder akımı oluşturmakta ve yan savağın mansabında oyulma çukurunun oluşmasına neden olmaktadır. Büyük kret yüksekliğine sahip yan savaklarda cidar sürtünme etkisi daha fazla olduğundan (III) bölgesindeki sekonder akımın gücü azalmakta ve bunun sonucunda rölatif denge oyulma derinliğide azalmaktadır (Önen [1]).

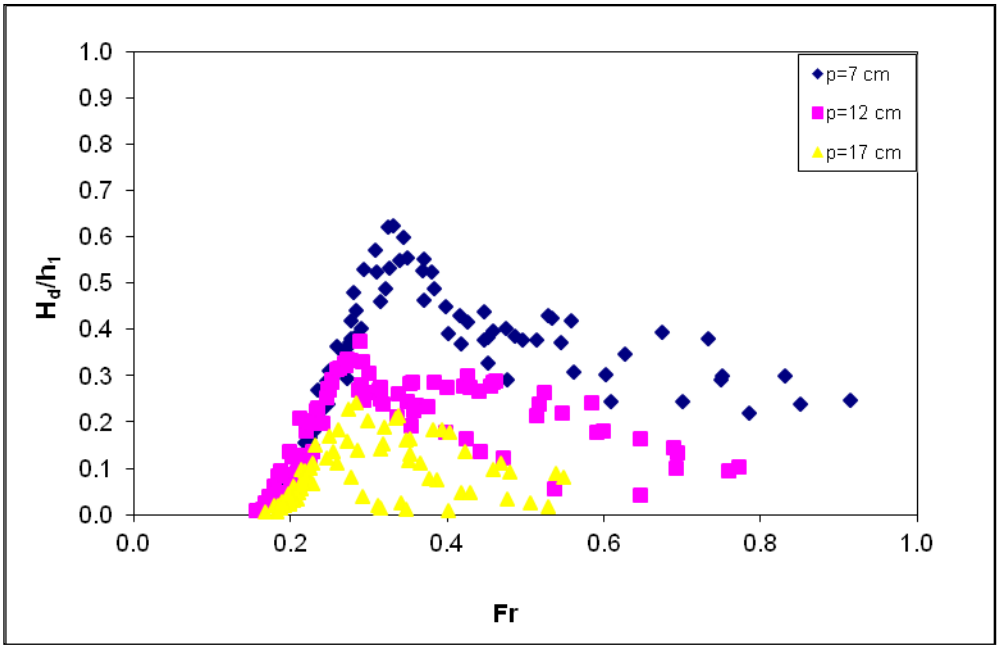
Önen [1]'de verilmiş olan boyutsuz oyulma derinliğinin V_1/V_{kr} ile değişimi grafikleri (Şekil 5.28, 5.29 ve 5.30), Fr sayısına göre düzenlenerek Şekil 7.44'te verilmiştir. Bütün yan savak boyutları için yapılan deneylerde, temiz su oyulması halinde H_d/p'nin V_1/V_{kr} ile değişimi lineer bir artış göstermekte ve V_1/V_{kr}=0.95-1 arasında maksimum denge oyulma derinliğine ulaşmaktadır. Şekil 7.44'ten görüldüğü gibi savak kret yüksekliği azaldıkça değişimin dikliği artmaktadır.



Şekil 7.42 L/b'ye göre boyutsuz denge oyulma derinliğinin Froude sayısı ile değişimi



Şekil 7.43 p'ye göre boyutsuz denge oyulma derinliğinin Froude sayısı ile değişimi

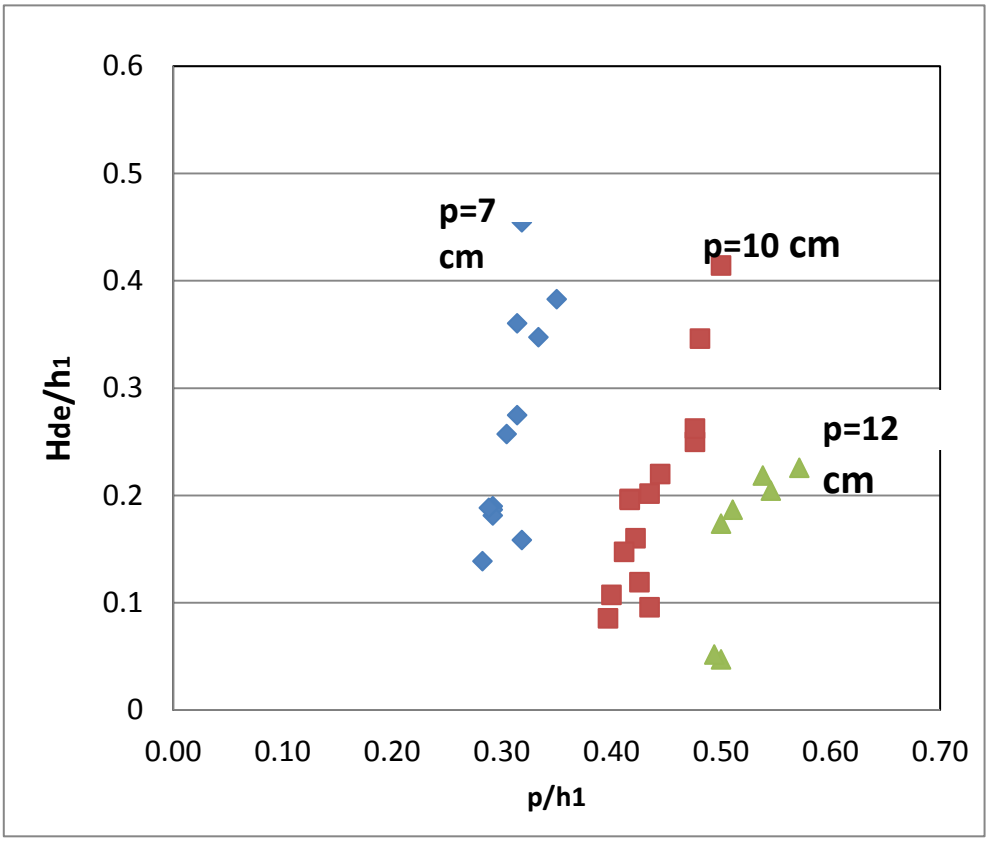


Şekil 7.44 Önen (2004)'te p'ye göre boyutsuz denge oyulma derinliğinin Fr sayısı ile değişimi

7.7 Yan Savak Boyutlarının Denge Oyulma Derinliğine Etkisi

Boyutsuz denge oyulma derinliğinin boyutsuz savak kret yüksekliği ile değişimi incelenmiş ve Şekil 7.45'te verilmiştir.

Şekil 2.12'de görüldüğü gibi küçük kret yükseklikli yan savaklarda, ana kanal boyunca en kesitteki durgunluk bölgesi devam ederken, (I) bölgesindeki su kütlesi yan savağa yönelmekte, (I) ve (II) bölgeleri arasında büyük hız azalması sebebiyle süreksizlik meydana gelmektedir. Böylece (III) bölgesinde sınıra yakın çok şiddetli sekonder akım görülmekte ve bu da oyulma derinliğini artırmaktadır (Önen [1]). Dolayısıyla kret yüksekliği arttıkça oyulma derinliği azalmaktadır. Bu sebeple 50 cm uzunluklu savakta 12 cm savak kret yüksekliği için oyulma görülmemiştir.



Şekil 7.45 Boyutsuz Denge Oyulma Derinliğinin Savak Kret yüksekliği ile değişimi

Daha önce yapılan çalışmalarda yan savak uzunluğunun etkisi belirlenmiştir. El-Khashap [25], L/b=5.05 için yaptığı deneysel çalışmasıyla büyük L/b oranlarında sekonder akımın çok etkili olduğunu ifade etmiştir. Önen [1]'te ise aynı kret yükseklikli büyük uzunluklu savaklarda temiz su oyulması ve hareketli taban oyulması için daha büyük oyulma derinliklerine ulaşıldığını belirtmiştir. Ancak yapılan bu çalışmada savak uzunluğunun etkisi net olarak belirlenememiştir. Bu da kohezyonlu tabanda oyulma

derinliğinin savak uzunluğu ile etkileşiminin belirlenmesi için daha büyük savak uzunluklarında çalışılmasını gerekliliğini göstermiştir.

7.8 Maksimum Denge Oyulma Derinliğinin Belirlenmesi

Kil-Kum karışımı tabanda yapılan deneylerle boyutsuz denge oyulma derinliğinin (H_{de}/h_1), boyut analizi sonucu belirlenen boyutsuz parametreler olan Froude Sayısı (Fr), boyutsuz savak kret yüksekliği (p/h_1), boyutsuz savak genişliği (L/b), başlangıç su muhtevası (W_c) ve boyutsuz kayma gerilmesi ile ilişkisi çoklu regresyon analizi ile incelenmiştir. Parametrelerin birbirleri ile olan ilişkilerini gösteren korelasyon matrisi Çizelge 7.1'de verilmiştir. Boyutsuz denge oyulma derinliğine en etkili parametrenin Froude sayısı olduğu açık olarak görülmektedir. Boyutsuz yan savak kret yüksekliğinin akımın Froude sayısı ile ilişkisi, her ikiside su derinliği ile ilgili olduğundan zaten bilinmektedir. Ayrıca korelasyon matrisinde boyutsuz yan savak uzunluğu ile deney öncesinde ölçülen başlangıç su muhtevasının birbiri ile azda olsa bir ilişkisi olduğu görülmekte, ancak bunun fiziksel olarak anlamı olmadığı bilinmektedir. Çoklu regresyon analizi ile elde edilmiş olan Denklem 7.1 aşağıda verilmiştir.

Çizelge 7.1 Korelasyon Matrisi

	Fr	p/h_1	L/b	%W	$\tau/\gamma.h$	H_{de}/h_1
Fr	1.00	**0.38**	-0.11	-0.07	-0.11	**0.70**
p/h_1	**0.38**	1.00	-0.09	-0.03	-0.22	-0.21
L/b	-0.11	-0.09	1.00	**0.35**	-0.14	-0.15
%W	-0.07	-0.03	**0.35**	1.00	0.01	-0.22
$\tau/\gamma.h$	-0.11	-0.22	-0.14	0.01	1.00	-0.15
H_{de}/h_1	**0.70**	-0.21	-0.15	-0.22	-0.15	1.00

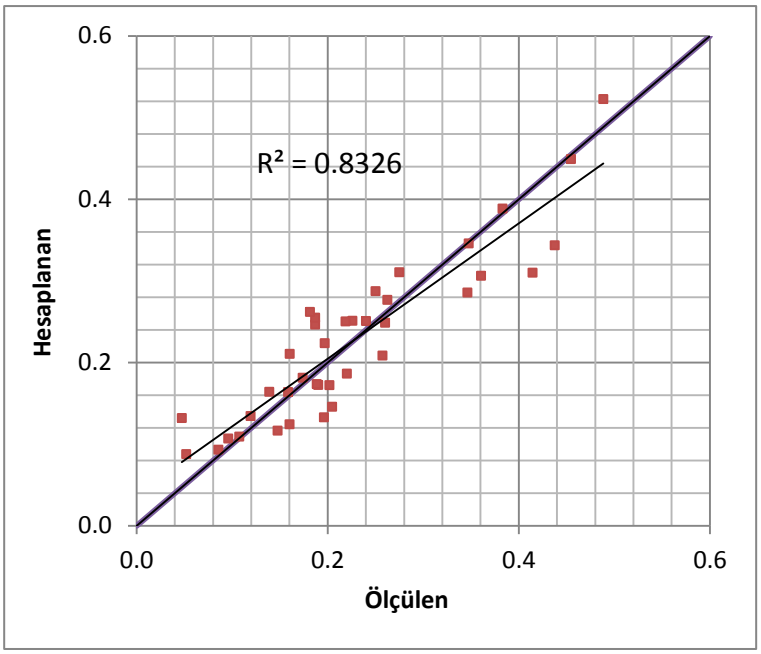
$$\frac{H_{de}}{h_1} = 0.017\,Fr^{1.527}\left(p/h_1\right)^{-1.203}\left(L/b\right)^{-0.027} W_c^{-1,305}\;\hat{\tau}_s^{-0.233} \qquad (7.1)$$

Yapılan deney parametreleri aralığında; tüm parametreler göz önüne alındığında boyutsuz savak uzunluğunun ihmal edilebilir bir etkisi olduğu görülmektedir. Bu parametre ihmal edilerek yeniden Regresyon analizi yapıldığında elde edilen Denklem 7.2 aşağıda verilmiştir.

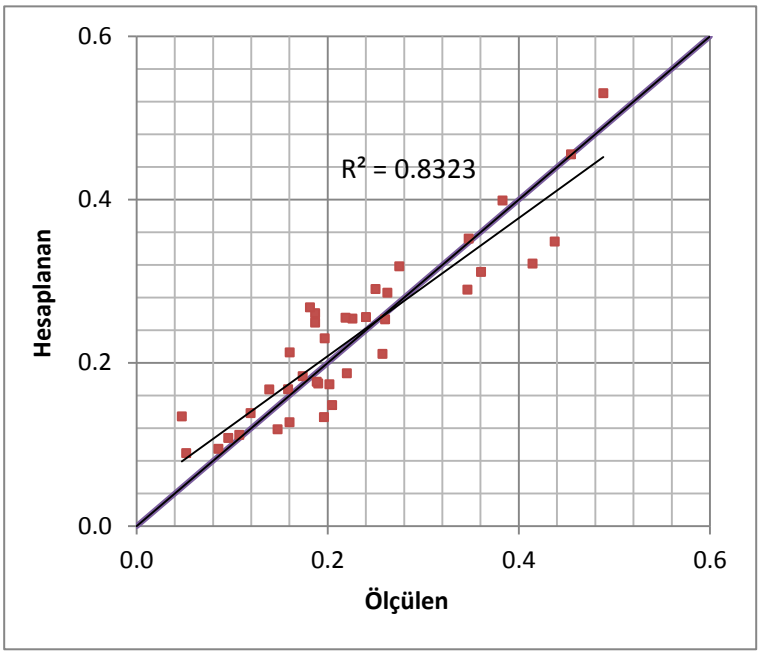
$$\frac{H_{de}}{h_1} = 0.016\,Fr^{1.53}\left(p/h_1\right)^{-1.205}\; W_c^{-1,359}\;\hat{\tau}_s^{-0.233} \qquad (7.2)$$

Her iki durum için de ölçülen ve hesaplanan değerlerin karşılaştırılması Şekil 7.46 ve Şekil 7.47'de verilmiştir. Denklem (7.1) için R^2 değeri 0.8326 iken, Denklem (7.2) için R^2 değeri 0.8323 olarak belirlenmiştir.

Ayrıca yapılan deneylerde başlangıç su muhtevası (W_c) sadece ±%3 değişim göstermesine rağmen, oyulma derinliğine etkisinin oldukça fazla olduğu görülmektedir.



Şekil 7.46 Ölçülen ile Denklem (7.1)'den hesaplanan boyutsuz denge oyulma derinliğinin karşılaştırılması



Şekil 7.47 Ölçülen ile Denklem (7.2)'den hesaplanan boyutsuz denge oyulma derinliğinin karşılaştırılması

BÖLÜM 8

SONUÇLAR VE ÖNERİLER

8.1 Sonuçlar

Kil-kum karışımı tabanlı bir dikdörtgen enkesitli kanal boyunca, nehir rejimi akım şartlarında ve serbest savaklanma durumunda L=25, 40 ve 50 cm uzunluklu, karışım malzemesinden itibaren p=7, 12 ve 17 cm kret yükseklikli dikdörtgen yan savak etrafında ana kanal tabanında meydana gelen oyulma süreci ve rölatif denge oyulma derinliklerinin incelendiği bu çalışmada aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.

1) Dikdörtgen en kesitli kanalda, dikdörtgen yan savak etrafında oluşan rölatif oyulma derinliğine etki eden parametreler boyut analizi ile belirlenmiş ve rölatif oyulma derinliğinin

$$\frac{H_d}{h_1} = f\left(Fr, \frac{p}{h_1}, \frac{L}{b}, C, W_c, \frac{\tau_s}{\rho.g.h_1}\right)$$

boyutsuzlarına bağımlı olduğu belirlenmiştir.

2) Nehir rejimi ve kararlı akım şartlarında kohezyonlu tabanda yapılan deneylere öncelikle %100 kaolin malzeme ile başlanmış, ancak deney sisteminin elverdiği maksimum akım hızlarında bile oyulma görülmemiştir. %5, 7 ve 10 gibi düşük kum muhtevalarında da yine oyulma oluşmamıştır.

3) Taban malzemesinin konsolidasyon süresi arttıkça boyutsuz kayma mukavemeti artmakta dolayısıyla oyulma azalmaktadır.

4) Kil-kum karışımı malzeme tabanlı kanalda kohezyonsuz malzemeye benzer olarak oyulma derinliğinin zamanla arttığı ve belli bir zamandan sonra asimptot olarak devam ettiği tesbit edilmiştir.

5) Bütün savak boyutlarında yaklaşan akımın Froude sayısı arttıkça, boyutsuz denge oyulma derinliği artmaktadır.

6) Kohezyonlu tabanda küçük Froude sayılarında denge oyulma derinliğine ulaşma süresinin büyük Froude sayılarına göre daha kısa olduğu belirlenmiştir.

7) L/b=1.25 olan deneylerde diğer savak uzunluklarına göre oyulmanın dengeye ulaşması daha uzun sürede gerçekleşmekte, böylece deney süreleri belirgin olarak daha uzun sürmektedir. P=7 cm için; L/b=1.25 için oyulmanın %80'ni zamanın %20'sinde, L/b=1 için oyulmanın %80'ni zamanın %35'inde ve L/b=0.625 için oyulmanın %80'ni zamanın %50'sinde oluşmaktadır. Yan savak uzunluğu arttıkça oyulmanın büyük kısmının zamanın ilk %20-35'lik kısmında oluştuğu görülmüştür.

8) L/b=1 ve p=10 cm için Büyük Froude sayılarında oyulmanın %85-90'nının zamanın %20'sinde, küçük Froude sayılarında ise oyulmanın %80'ninin zamanın %30-55'inde oluştuğu görülmüştür. L/b=1.25 ve p=10 cm için büyük Froude sayılarında oyulmanın %70-85'inin zamanın %20'sinde, küçük Froude sayılarında ise oyulmanın %80'ninin zamanın %55-65'inde oluştuğu görülmüştür.

9) Kohezyonlu tabanda yapılan deneylerde Fr sayısı kum tabana göre oldukça büyük olmasına rağmen, kohezyonsuz tabandaki deneylere göre oyulma derinliklerinin daha az olduğu belirlenmiştir.

10) Kohezyonlu tabanda kohezyonsuz tabana göre oyulma sürecinin daha geç başladığı görülmüştür. Önen [1]'de kohezyonsuz malzemede denge zamanının %10'unda denge oyulma derinliğinin %40-70'ine ve denge zamanının %50'sinde denge oyulma derinliğinin %90-95'ine ulaşıldığı belirlenmiştir. Bu çalışmada ise kohezyonlu malzemede denge zamanının %10'unda denge oyulma derinliğinin %10-70'ine ve denge zamanının %50'sinde denge oyulma derinliğinin %50-95'ine ulaşıldığı belirlenmiştir.

11) Yan savak kret yüksekliği arttıkça boyutsuz denge oyulma derinliği azalmaktadır.

12) Elde edilen boyutsuz denge oyulma derinliği denkleminde savak uzunluğu etkisinin (L/b) bu yapılan deneyler için oldukça az olduğu görülmektedir.

13) Boyutsuz denge oyulma derinliği için elde edilen denklemde; başlangıç su muhtevası sabit tutulmaya çalışılırken bile (± %3) oldukça etkili bir parametre olduğu belirlenmiştir.

14) Kohezyonlu tabanda yan savak etrafında oluşan oyulma çukurunun memba tarafının neredeyse dik olduğu görülürken, mansap tarafının daha küçük eğimli olduğu görülmüştür. Oyulma çukurunun uzunluğu savak boyunca zamanla belirgin olarak artmış, savağa dik genişliğinin zamanla az arttığı en fazla 1-2 saatlik deney sürelerinde dengeye geldiği görülmüştür.

8.2 Öneriler

1) Deneylerde kullanılan kaolin kili yerine doğal bir akarsu yatağında bulunan farklı çeşitlerdeki killer ile deneyler yapılarak benzerlikler ve farklılıklar ortaya konulabilir.

2) Bu çalışmada %31 kum muhtevası ile deneyler gerçekleştirilmiştir. Farklı kum muhtevaları için deneyler yapılarak, kum veya kil muhtevasının değişimiyle oyulma şartlarında meydana gelen değişim incelenebilir.

3) Taban malzemesinin başlangıç su muhtevası tüm deneylerde sabit tutulmaya çalışılmıştır. Taban malzemesinin başlangıç su muhtevası değiştirilerek, zeminin mukavemeti hem deney öncesinde hem de deney sonunda ölçülerek meydana gelen değişim belirlenebilir.

4) Bu çalışmada nehir rejimi şartlarında çalışılmıştır. Yan savakta sel rejimi oluştuğunda meydana gelen akım yapısı, denge oyulma derinliği, oyulma çukuru şekli ve hacmi araştırılabilir.

5) Dikdörtgen yan savak boyutları ve üçgen, dairesel gibi farklı savak kesitleri için deneyler gerçekleştirilerek benzerlikleri ve farklılıkları belirlenebilir.

6) Özellikle L/b>1 olan yan savaklarda çalışılarak, akım yapısında meydana gelen değişime yan savak uzunluğunun etkisi daha da araştırılabilir.

7) Bu çalışma da en küçük Froude sayısı 0.33 olarak çalışılmıştır. Araştırmacılar 0.3'ten daha küçük Froude sayılarında akım yapısının çok daha farklı olduğunu belirtmişlerdir. Bu sebeple küçük Froude sayıları ile çalışılarak yana savak mansabında oluşan ters akım ve kohezyonlu taban ilişkisi araştırılabilir.

8) Bu çalışmada oyulma çukuru şekli ve hacmi için yeterli araştırma yapılamamıştır. Oyulma profilinin ölçülmesi için daha ayrıntılı ölçümler yapılarak deney sırasında oyulma çukurunda meydana gelen değişim ve deney sonunda oyulma çukurunun şekli, taban topografyası ve hacmi araştırılabilir.

9) Farklı akım şartlarında, farklı savak boyutlarında oyulma çukuru çok daha ayrıntılı incelenerek pratikte kullanılabilecek bir oyulma hacmi denklemi elde edilebilir.

10) Bu çalışmada bir tane yan savak kullanılarak deneyler gerçekleştirilmiştir. Birden fazla savak ile çalışılarak akım yapısında, taban topografyasında, maksimum oyulma derinliğinde meydana gelecek olan değişim belirlenebilir.

11) Bu çalışma doğrusal kanalda gerçekleştirilmiştir. Kohezyonlu malzeme tabanlı kıvrımlı bir kanalda deneyler yapılarak, kıvrımda farklı açılarda meydana gelen değişim belirlenebilir ve kohezyonsuz malzeme tabanlı kıvrımlı kanal sonuçları ile karşılaştırılabilir.

12) ADV ile hız ve kayma gerilmesi ölçümleri farklı yan savak boyutları için gerçekleştirilerek, savak kret yüksekliği ve savak uzunluğunun akım yapısındaki etkisi daha da netleştirilebilir.

KAYNAKLAR

[1] Önen F.,(2004). "Hareketli Tabanlı Akarsularda Yanal Akımın Hidrodinamiğinin İncelenmesi", Doktora Tezi, YTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

[2] Ağaççıoğlu H.,(1995). Yan Savaklardaki Akımın Kıvrımlı Bir Kanal Boyunca İncelenmesi, Doktora tezi, YTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

[3] Emiroğlu M.E., Kaya N. ve Ağaççıoğlu H., (2009). "Labirent Yan Savaklar", IV. Ulusal Su Mühendisliği Sempozyumu, 43-57, İstanbul, 6-10 Temmuz 2009.

[4] Rosier,B., (2007)."Interaction of Side Weir Overflow with Bed-Load Transport and Bed Morphology in a Channel", PhD. Thesis, Karlsruhe Institute of Technology, Germany.

[5] Borghei, S. M., Jalili, M. R. and Ghodsian, M., (1999). "Discharge Coefficient for Sharp-Crested Side Weir in Subcritical Flow", Journal of Hydraulic Engineering, 125(10): 1051–1056.

[6] Naudascher, E., (1992). Hydraulik der Gerinne und Gerinnebauwerke, Springer Verlag, Wien, New York.

[7] Engels, H., (1920). "Mitteilungen aus der Dresdener Flussbaulaboratorium Wwiten", 362-365: 387-390.

[8] De Marchi, G., (1934).''Saggio di Teoria de Funzionamente Degli Stramazzi Laterali, L'Energia Elettrica, Milano, 11:849-860.

[9] Yüksel Y., (2008). Teori ve Çözümlü Problemler ile Bilgisayar Uygulamalı Akışkanlar Mekaniği ve Hidrolik, Beta Basım A.Ş., İstanbul.

[10] Coleman, G.S., ve Smith, D., (1923)."Discharging Capacity of Side Weirs", Selected Engineering, 6, Ins. Civil Engineering.

[11] Tyler. R. G., Canollo. J. A. ve Steyskal, N. A., (1929)."Discharge Over Side Weirs with and Without Baffles", Journal of Boston Society Civil Engineering, 16 (118): 118-130.

[12] Yen, B. C. ve Wenzel, H. G., (1970). "Dynamic Equations for Steady Spatially Varied Flow", Journal of the Hydraulics Division, 96(HY3): 801–814.

[13] Cheong, H. F., (1991). “Discharge Coefficient of Lateral Diversion from Trapezoidal Channel.” J. Irrigation. Drainage Engineering., 117(4): 461–475.

[14] Favre, H., (1933). Contribution à l’étude des courants liquides, Dunod, Paris.

[15] Forchhemier, P., (1930). Hydraulic Teubner Verlagsgesellschaft, 3rd Ed., Leipzig, Berlin.

[16] Frazer, W., (1954). The Behaviour of Side Weirs in Prismatic Rectangular Channels, Ph.D. Thesis, Glasgow University.

[17] Chow, V.T.,(1973). Open-Channel Hydraulics, McGraw Hill International Editions.

[18] Del Giudice, G. ve Hager, W. H., (1999). “Sewer Side Weir With Throttling Pipe”, Journal of Irrigation and Drainage Engineering 125(5): 298–306.

[19] Ağaççıoğlu H.,(1998). “Kıvrımlı Kanallarda Enine Su yüzü Eğiminin Yan savak Debi Katsayısına Etkisi”,İ.M.O. Teknik Dergi, 126:1741-1761.

[20] Subramanya, K., and Awasthy, S.C., (1972).“Spatially Varied Flow Over Side-Weirs”, J.Hydr. Engrg., ASCE, 98(1):1-10.

[21] Collinge,V.K., (1957). ”The Discharge Capacity of Side Weirs”, Proc. of The ICE, 6:288-304, London.

[22] Uyumaz, A., (1982). “Yan Savaklardaki Akımın Teorik ve Deneysel İncelenmesi”, Doktora Tezi, İTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

[23] Muslu Y., (2001). “Numerical Analysis for Lateral Weir Flow”, Journal of Irrıgation and Drainage Engineering, ASCE, 127/4, July/August.,246-253.

[24] Yüksel E., (2004). “Effect of Specific Energy Variation On Lateral Overflows”, Flow Measurement and Instrumentation”,15 (2004),259-269.

[25] El-Khashab, A. M. M., (1975). “Hydraulics of Flow Over Side-Weirs”, Ph.D. Thesis, The University of Southampton, England.

[26] Ağaççıoğlu, H. ve Yüksel, Y., (1998). “Side-Weir Flow in Curved Channel”, Journal of Irrigation and Drainage Engineering, ASCE, 124(3):163-175.

[27] Coşar A. Ve Ağaççıoğlu H., (2004). ”Discharge Coefficient of a Triangular Side-Weir Located on a Curved Channel”, Journal of Irrigation and Drainage Engineering, ASCE, 130 (5):410-423.

[28] Önen F. ve Ağaççıoğlu H., (2007). “Kıvrımlı Alluvial Kanallara Yerleştirilen Yan Savakların Etrafındaki Yerel Oyulmalar”,İMO Teknik Dergi, 267: 4035-4053.

[29] Hager, W. H. ve Volkart, P. U., (1986). “Distribution channels”, Journal of Hydraulic Engineering, 112(10): 935–952.

[30] El-Khashab, A. ve Smith, K. V. H., (1976). “Experimental İnvestigation of Flow Over Side Weirs”, Journal of the Hydraulics Division 102(9): 1255–1268.

[31] Neary, V. S., Sotiropoulos, F. and Odgaard, A. J., (1999). “Three Dimensional Numerical Model of Lateral Intake Inflows”, Journal of Hydraulic Engineering, 125(2): 126–140.

[32] Frazer, W., (1957). "The Behaviour of Side Weirs in Prismatic Rectangular Channels", Proceedings, Institution of Civil Engineers, 6: 305–328, London.

[33] Ramamurthy, A.S., Tim U.S. ve Carballada ,L., (1986). "Lateral Weirs in Trapezoidal Channels", Journal of Irrigation and Drainage Engineering, ASCE, 112 (2):130-137.

[34] Swamee, P. K., Pathak, S. K., Mohan, M., Agrawal, S. K. ve Ali, M. S., (1994). "Subcritical Flow over Rectangular Side Weir", Journal of Irrigation and Drainage Engineering 120(1): 212–217.

[35] Singh, R., Manivannan, D., and Satyanarayana, T., (1994). ''Discharge Coefficient of Rectangular Side Weirs.'' J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE, 120(4): 814–819.

[36] Muslu Y., (2002)." Lateral Weir Flow Model Using a Curve Fitting Analysis", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 128 (7):712-715.

[37] Muslu Y., Tozluk H. ve Yüksel E., (2003)." Effect of Lateral Water Surface Profile on Side Weir Discharge", Journal of Irrigation and Drainage Engineering, ASCE, 129 (5): 371-375.

[38] Muslu Y., Yüksel E ve Tozluk H., (2004). "Transition Effect in Flow over Side Weirs", Journal of Irrigation and Drainage Engineering, ASCE, 130 (1): 92-95.

[39] Khorchani, M. ve Blanpain, O., (2005). "Development of A Discharge Equation for Side Weirs Using Artificial Neural Networks", Journal of Hydroinformatics, 7(1): 31–39.

[40] Aghayarı, F., Honar, T. Ve Keshavarzı A., (2009). "A Study od Spatial Variation of Discharge Coefficent in Broad-Crested Inclined Side Weirs", Irragation and Drainage, 58: 246-254.

[41] Jalili M.R. ve Borghei S.M., (1996). "Discussion of "Discharge Coefficient of Rectangular Side Weirs" by Singh R. Manivannan D ve Satyanarayana T.(120 (4)814-819", Journal of Irrigation and Drainage Eng., 122:132.

[42] Yu-Tech, L., (1972). "Discussion of Spatially Varied Flow Over Side Weir." J. Hydraul. Eng., 98(11): 2046–2048.

[43] Nandesamoorthy, T., and Thomson, A., (1972). "Discussion of Spatially Varied Flow over Side Weir." J. Hydrol. Eng., 98(12): 2234–2235.

[44] Ranga Raju, K. G., Prasad, B., and Gupta, S. K., (1979). ''Side Weir in Rectangular Channel.'' J. Hydr. Div., ASCE, 105(5): 547–554.

[45] Hager, W. H., (1987). "Lateral Outflow over Side Weirs." J. Irrig. Drain. Eng., 113(4): 491–504.

[46] Ramamurthy, A.S. ve Carballada ,L., (1980). "Lateral Weir Flow Model", Journal of Irrigation and Drainage Engineering, ASCE, 106 (3): 9-25.

[47] Emiroğlu M.E., Kaya N. ve Ağaçcıoğlu H., (2010) "Discharge Capacity of Labyrinth Side Weir Located on a Straight Channel", Journal of Irrıgatıon And Draınage Engıneerıng, ASCE, 136 (1): 37-46

[48] Emiroğlu M.E.,Ağaççıoğlu, H. ve Kaya N., (2011). ”Discharging Capacity of Rectangular Side Weirs in Straight Open Channels”, Flow Measurement and Instrumentation, 22 (2011): 319-330.

[49] Aydın İ., Altan Sakarya A.B., Şişman Ç., (2011). ”Discharge Formula for Rectangular Sharp-Crested Weirs”, Flow Measurement and Instrumentation, 22 (2011): 144-151.

[50] Shukry, A., (1950). “Flow Around Bends in Open Flume”, Journal of Hydraulics Engineering, ASCE, 115:751-759.

[51] Neary V.S. ve Odgaard A.J., (1993). “Three Dimensional Flow Structure at Open Channel Diversions”, Journal of Hydraulic Engineering, 119(11): 1223–1230.

[52] Blanckaert, K. ve Graf, W. H., (2001). “Experiments on Flow in A Strongly Curved Channel Bend, 21st Century: The New Era For Hydraulic Research and Its Applications”, Proc. 29th IAHR Congress, (International Association of Hydraulic Engineering and Research (IAHR)), Beijing, China.

[53] Raudkivi, A. J., (1986). “Functional Trends of Scour at Bridge Piers.”, Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 112(1): 1-13.

[54] Ahmad M.F., Dong P., Mamat M., Wan Nik W.B. ve Mohd M.H., (2011). “Critical Shear Stress for Sand and Mud Mixture”, Applied Mathematical Sciences, 5(2): 53-71.

[55] Henderson, F.M., (1966). Open Channel Flow, MacMillan, New York.

[56] Amos, C.L., Li, M.Z. ve Sutherland, T.F., (1998). “The Contribution of Ballistic Momentum Flux to The Erosion Of Cohesive Beds by Flowing Water”, Journal of Coastal Research, 14 (2): 564–569.

[57] Leeder, M.R., (1999). Sedimentology and Sedimentary Basins: From Turbulence to Tectonics, Blackwell, Oxford.

[58] Winterwerp, J.C ve van Kesteren, W.G.M., (2004). Introduction to the Physics of Cohesive Sediment in the Marine Environment, Elsevier, Amsterdam.

[59] Sanford, L.P., (2008). “Modeling a dynamically varying mixed sediment bed with erosion,deposition, bioturbation, consolidation, and armoring”, Computers & Geosciences, 34 (10): 1263–1283.

[60] Briaud, J.-L., Chen, H.-C., Li , Y., Nurtjahyo, P., ve Wang, J., (2004). “Pier and Contraction Scour in Cohesive Soils”, National Cooperative Highway Research Program (NCHRP) Report 516, Transportation Research Board, Washington D.C.

[61] Grabowski,R.C., Droppo, I.G. ve Wharton, G., (2011). “Erodibility of Cohesive Sediment: The Importance of Sediment Properties”, Earth Science Reviews.

[62] Hanson, G. J. ve Simon, A., (2001). “Erodibility of Cohesive Streambeds in The Loess Area of The Midwestern USA.”, Hydrological Processes, 15: 23-38.

[63] Sanford, L.P., Maa, J.P.Y., (2001). “A Unified Erosion Formulation for Fine Sediments”, Marine Geology, 179 (1–2): 9–23.

[64] Mehta, A.J., Hayter, E.J., Parker, W.R., Krone, R.B., Teeter, A.M., (1989). "Cohesive Sediment Transport.1. Process Description", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 115 (8): 1076–1093.

[65] Ziegler, C.K., Nisbet, B.S., (1995). "Long-Term Simulation of Fine-Grained Sediment Transport in Large Reservoir", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 121 (11): 773–781.

[66] Briaud, J.-L., Chen, H.-C., Li , Y., Nurtjahyo, P., (2004). "SRICOS-EFA Method for Complex Pier in Fine-Grained Soils", Journal of Geotecnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 130(11):1180-1191.

[67] Shields A. (1936). "Application of Similarity Principles and Turbulence Research to Bed-Load Movement", Mitteilunger der Preussischen Versuchsanstalt f¨ur Wasserbau und Schiffbau, 26: 5–24 .

[68] Yüksel Y., (2011). Deniz Tabanı Hidrodinamiği ve Kıyı Morfolojisi (Planlama ve Tasarım), Beta, İstanbul.

[69] Yalin, M.S., (1972). Mechanics of Sediment Transport, Pergamon Press, Oxford.

[70] Yalin M.S. ve Karahan E., (1979). "Inception of Sediment Transport", Journal of Hydraulic. Division., Proc. ASCE,. 105 **:**1433–1443.

[71] Govers, G., (1987). "Initiation of Motion in Overland Flow', Sedimentology, 34: 1157-1164.

[72] Dong, P., (2007). "Two-Fraction Formulation of Critical Shear Stresses For Sand and Silt Mixtures", Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering, 133(3): 238-241.

[73] Briaud, J.-L., Ting, F., Chen, H.C., Cao, Y., Han, S.-W. ve Kwak, K., (2001). "Erosion Function Apparatus for Scour Rate Predictions". Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 127(2): 105–113.

[74] Raudkıvı, A. J., (1990). Loose Boundary Hydraulics, Pergamon Press, Oxford.

[75] Jowett, L.G. ve Ellıot, M.A., (2009). Erosion Parameters for Cohesive Sediment in Auckland Streams, Prepared by NIWA Ltd for Auckland Regional Council, Auckland Regional Council Technical Report 2009/038.

[76] Fortier ve Scobey (1926). "Permissible Canal Velocities", ASCE Transactions, 89 (1588): 940-984.

[77] Gidrotekhnicheskoie Stroitel'stvo, (Hydrotechnical Construction), (1936), The Maximum Permissible Mean Velocity in Open Channels, 5:5-7, Moskow.

[78] Lane, E. W., (1955). "Design of Stable Channels," Transactions, ASCE, 120: 1234– 1279.

[79] Chow, V. T.,(1959). Open Channel Hydraulics, McGraw-Hill, Japonya.

[80] Partheniades E., (2009). Cohesive Sediments in Open Channels,Properties, Transport, and Applications.,Elsevier, Butterworth Heinemann.

[81] Van Ledden, M., (2003). Sand and Mud Segregation in Estuaries and Tidal Basins, PhD Thesis, Delft university of Technology, Delft.

[82] Partheniades, E., (1971). "Erosion and Deposition of Cohesive Materials", River Mechanics: In: Shen, H.W. (Ed.), Water Resources Pub., Fort Collins, 2(25): 1–88.

[83] Dade, W.B., Nowell, A.R.M. ve Jumars, P.A., (1992). "Predicting Erosion Resistance of Muds", Marine Geology, 105 (1–4):285–297.

[84] Sundborg, A., (1956). "The River Klaralven. A study of fluvial processes", Geografiska Annaler, 115: 127-316.

[85] Krone R.B., (1962). Flume Studies of The Transport of Sediment in Estuarial Shoaling Processes, Final Report, Hydraulic Engineering Laboratory and Sanitary Engineering Research Laboratory, University of California, Berkeley.

[86] Utley, B.C., ve Wynn T.M., (2008). "Cohesive Soil Erosion: Theory and Practice", World Environmental and Water Resources Congress 2008: Ahupua'a, ASCE, 12-16 May 2008, Hawaii.

[87] Smerdon, E.T. ve Beasley, R. P., (1961). "Critical Tractive Forces in Cohesive Soil." Agric. Eng. 42(1): 26-29.

[88] Julian, J. P. Ve Torres, R., (2006). "Hydraulic Erosion of Cohesive Riverbanks." Geomorphology , 76(1-2):193-206.

[89] Osman, A. M. ve Thorne, C. R., (1988). "Riverbank Stability Analysis I: Theory." Journal of Hydraulic Engineering, 114: 134-150.

[90] Hughes W.C. (1980). "Scour Velocities in Ephemeral Channels", Journal of Hydraulic Division, 106(9): 1435-1441.

[91] Unıversıty Of Calıfornıa, (2006). Investigation of the Performance of the New Orleans Flood Protection Systems in Hurricane Katrina on August 29, 2005. (Chapter 9.) Report No. UCB/CCRM – 06/01.

[92] Dunn, I.S., (1959). "Tractive Resistance to Cohesive Channels", Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, 85(3): 1–24.

[93] Enger, P.F.; Smerdon, E.T.; Masch, F.D., (1968)." Erosion of Cohesive Soils", Journal of Hydraulic Division, ASCE, 94(4): 1017–1049.

[94] Lyle, W.M. ve Smerdon, E.T., (1965). Relation of Compaction and Other Soil Properties to Erosion and Resistance of Soils. Trans., ASAE, American Society of Agricultural Engineers, St. Joseph, Mich., 8(3)

[95] Smerdon, E.T. ve Beasley, R.P., (1959). "Tractive Force Theory Applied to Stability of Open Channels in Cohesive Soils", Research Bulletin 715, University of Missouri, College of Agriculture, Agricultural Experiment Station, 13: 441–448.

[96] Arulanandan, K.; Loganathan, P. & Krone, R.B., (1975). "Pore and Eroding Fluid Influence on Surface Erosion of Soil", Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, 101(1): 51–66.

[97] Arulanandan, K., (1975). "Fundamental Aspects of Erosion in Cohesive Soils", J. Hydr. Div., ASCE, 101(5): 635–639.

[98] Kelly, W.E. ve Gularte, R.C., (1981). "Erosion Resistance of Cohesive Soils", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, 107 (10): 1211–1224.

[99] Laursen, E.M.(1963).”An Analysis of Relief Bridge Scour”, Proc.ASCE,HY3.

[100] Tsujimoto, T. Ve Mizukami, T., (1985). ”Effect of Migration to Scour Around a Bridge Pier”, Memoirs, Faculty of Tecnology, Kanazawa University, 19(1):23-34.

[101] Melville B.W. ve Chiew Y.M., (1999). “Time Scale for Local Scour at Bridge Piers”, Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 125(1) :59-65.

[102] Yanmaz A.M. ve Altınbilek H.D., (1991). “Study of Time -Depended Local Scour Around Bridge Piers”, Journal of Hydraulics Engineering, ASCE,117 (10): 1247-1267.

[103] Mehta A.J. ve Lee S.-C., (1994). “Problems in Linking The Threshold Condition for The Transport Of Cohesionless and Cohesive Sediment Grains”, Journal of Coastal Research., 10 (1): 170-177.

[104] Özaydın K., (2011). Zemin Mekaniği, Birsen Yayınevi, İstanbul.

[105] Black, K.S., Tolhurst, T.J., Paterson, D.M., ve Hagerthey, S.E., (2002). “Working with Natural Cohesive Sediments”, Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 128 (1):2-8.

[106] Raudkivi A.J. ve Hutchison D.L., (1974). “Erosion of Kaolinite Clay by Flowing Water”, Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences, 337(1611):537-554.

[107] Mehta A.J., (2014). “An Introduction to Hydraulics of Fine Sediment Transport”, Advances Series on Ocean Engineering, 38.

[108] Hanson GJ. *(*1991). *“*Development of A Jet İndex to Characterize Erosion Resistance of Soils in Earthen Spillways”, Transactions of the American Society of Agricultural Engineers, 36*(*5*):* 2015–2352.

[109] Dade W.B. ve Nowell A.R.M., (1991). “Moving Muds in Marine Environment”, Proc. Coastal Sediments’91, eds. Kraus N.C., Ginerich K.J., Kriebel, D.L.,ASCE,.25-27 Haziran 1991,Washington, 54-71.

[110] Hillel, D., (1982). Introduction to Soil Physics. Academic, New York.

[111] Gebert, J., Kothe, H. Ve Grongroft, A., (2006). “Prognosis of Methane Formation By River Sediments”, Journal of Soils and Sediments,6 (2):75–83.

[112] Sanders, I.A., Heppell, C.M., Cotton, J.A., Wharton, G., Hildrew, A.G., Flowers, E.J. ve Trimmer, M., (2007). “Emission of Methane From Chalk Streams Has Potential Implications for Agricultural Practices”, Freshwater Biology, 52 (6):1176–1186.

[113] Middleton, H. E., (1930). “Properties of Soils Which Influence Soil Erosion”, U.S.D.A. Tech. Bul. 178, Washington, D.C., 16.

[114] Heinzen, R. T., (1976). Erodibility Criteria for Soil. MS thesis, University of CA, Davis.

[115] Roberts, J., Jepsen, R., Gotthard, D. ve Lıck, W., (1998). “Effects of Particle Size And Bulk Density on Erosion of Quartz Particles”, Journal of Hydraulic Engineering, 124: 1261-1267.

[116] Thomsen, L. ve Gust, G., (2000). "Sediment Erosion Thresholds and Characteristics of Resuspended Aggregates on The Western European Continental Margin", Deep-Sea Research Part I—Oceanographic Research Papers, 47 (10), 1881–1897.

[117] Panagiotopoulos, I., Voulgaris, G. ve Collins, M.B., (1997). "The Influence of Clay on The Threshold of Movement of Fine Sandy Beds", Coastal Engineering, 32 (1): 19–43.

[118] Houwing, E.J., (1999). "Determination of The Critical Erosion Threshold of Cohesive Sediments On Intertidal Mudflats Along The Dutch Wadden Sea Coast", Estuarine Coastal and Shelf Science, 49 (4): 545–555.

[119] Amos, C.L., Bergamasco, A., Umgiesser, G., Cappucci, S., Cloutier, D., DeNat, L., Flindt, M.,Bonardi, M. ve Cristante, S., (2004). "The Stability of Tidal Flats in Venice Lagoon Theresults of In-Situ Measurements Using Two Benthic, Annular Flumes", Journal of Marine Systems, 51:211–241.

[120] Bale, A.J., Stephens, J.A., Harris, C.B., (2007). "Critical Erosion Profiles in Macro-Tidal Estuary Sediments: Implications for The Stability Of Intertidal Mud and The Slope of Mud Bank", Continental Shelf Research, 27 (18): 2303–2312.

[121] Kandiah, A., (1974). Fundamental Aspects Of Surface Erosion Of Cohesive Soils. PhD Thesis, University of California, Davis.

[122] Debnath, K., Nikora, V., Aberle, J., Westrich, B. ve Muste, M., (2007). "Erosion of Cohesive Sediments: Resuspension, Bed Load, and Erosion Patterns from Field Experiments", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 133 (5): 508–520.

[123] Righetti, M. ve Lucarelli, C., (2007). "May the Shields Theory Be Extended To Cohesive and Adhesive Benthic Sediments?" Journal of Geophysical Research-Oceans, 112: C05039.

[124] Sgro, L., Mistri, M. ve Widdows, J., (2005). "Impact of The Infaunal Manila Clam, Ruditapes Philippinarum, on Sediment Stability", Hydrobiologia, 550: 175–182.

[125] Andersen, T.J., Lund-Hansen, L.C., Pejrup, M., Jensen, K.T. ve, Mouritsen, K.N., (2005). "Biologically Induced Differences in Erodibility and Aggregation of Subtidal and İntertidal Sediments: A Possible Cause for Seasonal Changes in Sediment Deposition", Journal of Marine Systems, 55 (3–4): 123–138.

[126] Fernandes, S., Sobral, P. ve Costa, M.H., (2006). "Nereis Diversicolor Effect on The Stability of Cohesive Intertidal Sediments", Aquatic Ecology, 40 (4): 567–579.

[127] Widdows, J., Brinsley, M.D. ve Pope, N.D., (2009). "Effect of Nereis Diversicolor Density on The Erodability of Estuarine Sediment", Marine Ecology-Progress Series, 378, 135–143.

[128] Sutherland, T.F., Amos, C.L., Grant, J., (1998). "The Effect of Buoyant Biofilms on The Erodibility of Sublittoral Sediments of A Temperate Microtidal Estuary", Limnology and Oceanography , 43 (2): 225–235.

[129] Friend, P.L., Ciavola, P., Cappucci, S. ve Santos, R., (2003). "Bio-dependent Bed Parameters As A Proxy Tool for Sediment Stability in Mixed Habitat Intertidal Areas", Continental Shelf Research, 23 (17–19): 1899–1917.

[130] Lundkvist, M., Grue, M., Friend, P.L. ve Flindt, M.R., (2007). "The Relative Contributions of Physical And Microbiological Factors to Cohesive Sediment Stability", Continental Shelf Research, 27 (8): 1143–1152.

[131] Johnson, B.D., Kranck, K. ve Muschenheim, D.K., (1994). "Physicochemical Factors in Particle Aggregation". In: Wotton, R.S. (Ed.), The Biology of Particles in Aquatic Systems, Lewis, Boca Raton, 75–96.

[132] Lick, W., Jin, L.J. ve Gailani, J., (2004). "Initiation of Movement of Quartz Particles", Journal of Hydraulic Engineering-ASCE 130 (8): 755–761.

[133] Dade, W.B., Davis, J.D., Nichols, P.D., Nowell, A.R.M., Thistle, D., Trexler, M.B. ve White, D.C., (1990). "Effects of Bacterial Exopolymer Adhesion on The Entrainment of Sand", Geomicrobiology Journal, 8 (1): 1–16.

[134] Droppo, I.G., Jaskot, C., Nelson, T., Milne, J. ve Charlton, M., (2007). "Aquaculture Waste Sediment Stability: Implications for Waste Migration", Water Air and Soil Pollution, 183 (1–4): 59–68.

[135] Lau, Y.L. ve Droppo, I.G., (2000). "Influence of Antecedent Conditions on Critical Shear Stress Of Bed Sediments", Water Research, 34 (2): 663–667.

[136] Droppo, I.G., Lau, Y.L. ve Mitchell, C., (2001). "The Effect of Depositional History on Contaminated Bed Sediment Stability", Science of the Total Environment, 266 (1–3): 7–13.

[137] Mitchener, H. ve Torfs, H., (1996). "Erosion of Mud/Sand Mixtures", Coastal Engineering, 29 (1–2): 1–25.

[138] Grabowski, R.C., Droppo, I.G. ve Wharton, G., (2010). "Estimation of Critical Shear Stress from Cohesive Strength Meter-Derived Erosion Thresholds". Limnology and Oceanography- Methods, 8: 678–685.

[139] Van Ledden, M., van Kesteren, W.G.M. ve Winterwerp, J.C., (2004). "A Conceptual Ramework for The Erosion Behaviour of Sand–Mud Mixtures", Continental Shelf Research, 24 (1): 1–11.

[140] Torfs, H., (1995). Erosion of Mud/Sand Mixtures, PhD thesis. Catholieke Universiteit Leuven, Leuven, Belgium.

[141] Gerbersdorf, S.U., Jancke, T. ve Westrich, B., (2005). "Physico-Chemical and Biological Sediment Properties Determining Erosion Resistance of Contaminated Riverine Sediments-Temporal and Vertical Pattern at The Lauffen Reservoir/River Neckar", 35 (3): 132–144.

[142] Gerbersdorf, S.U., Jancke, T. ve Westrich, B., (2007). "Sediment Properties for Assessing The Erosion Risk of Contaminated Riverine Sites", Journal of Soils and Sediments, 7 (1): 25–35.

[143] Molinas, A., ve Hosny, M., (1999). Effects of Gradation and Cohesion on Bridge Scour, Vol. 4, Experimental Study of Scour Around Circular Piers in Cohesive Soils, U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, FHWA-RD-99-186.

[144] Mehta, A.J. ve Parchure, T.M., (2000). Surface erosion of fine-grained sediment revisited. In: Flemming, B.W., Delafontaine, M.T., Liebezeit, G. (Eds.), Muddy Coast Dynamics and Resource Management. Elsevier, London. 55–84.

[145] Grissinger, E. H.,(1966). "Resistance of Selective Clay Systems to Erosion by Water," Water Resources Research, 2(1):131–138 .

[146] Zreik, D.A., Krishnappan, B.G., Germaine, J.T., Madsen, O.S. ve Ladd, C.C., (1998). "Erosional and Mechanical Strengths of Deposited Cohesive Sediments", Journal of Hydraulic Engineering-ASCE , 124 (11): 1076–1085.

[147] Wynn, T. M. ve Mostaghimi. S., (2006). "The Effects of Vegetation and Soil Type on Streambank Erosion", Journal of the American Water Resources Association (JAWRA), 42 (1):69-82.

[148] Hoomehr S., Parks O.W., Wynn-Thompson T. ve Eick M.J., (2012). "Effect of Water Temperature on Cohesive Streambank Erosion", American Geophysical Union (AGU) Fall Meeting, San Francisco, 3-7 December 2012.

[149] Rowell, D.L., (1994). Soil Science: Methods and Applications. Longman, Harlow.

[150] Avnimelech, Y., Ritvo, G., Meijer, L.E., Kochba, M., (2001). "Water Content, Organic Carbon and Dry Bulk Density in Flooded Sediments", Aquacultural Engineering, 25 (1): 25–33.

[151] Jepsen, R., Roberts, J. ve Lick, W., (1997). "Effects of Bulk Density on Sediment Erosion Rates", Water Air and Soil Pollution, 99 (1–4): 21–31.

[152] Lick, W. ve McNeil, J., (2001). "Effects of Sediment Bulk Properties on Erosion Rates", Science of the Total Environment, 266 (1–3): 41–48.

[153] Bale, A.J., Widdows, J., Harris, C.B., Stephens, J.A., (2006)."Measurements of The Critical Erosion Threshold of Surface Sediments Along The Tamar Estuary Using A Miniannular Flume", Continental Shelf Research, 26 (10): 1206–1216.

[154] Jepsen, R.,McNeil, J. ve Lick,W., (2000). "Effects of Gas Generation on The Density and Erosion of Sediments From The Grand River", Journal of Great Lakes Research, 26 (2): 209–219.

[155] McNeil, J., Lick, W., (2004). "Erosion Rates and Bulk Properties of Sediments From The Kalamazoo River", Journal of Great Lakes Research, 30 (3): 407–418.

[156] Gillott, J.E., (1987). Clay in Engineering Geology, Elsevier, Amsterdam.

[157] Grim, R., (1962). Applied Clay Mineralogy, McGraw-Hill, New York. 430pp.

[158] Amaryan, L.S., (1993). Soft Soil Properties and Testing Methods. R.B. Zeidler (trans.), A.A. Balkema, Rotterdam.

[159] Amos, C.L.,Droppo, I.G., Gomez, E.A. ve Murphy, T.P., (2003). "The Stability of A Remediated Bed in Hamilton Harbour", Lake Ontario, Canada. Sedimentology, 50 (1): 149–168.

[160] Whitlow, R., (1995). Basic Soil Mechanics, Longman, Harlow.

[161] Partheniades, E., (2007). Engineering Properties and Hydraulic Behavior of Cohesive Sediments , CRC, Boca Raton.

[162] Lambe T.W. ve Whitman R.V., (1979). Soil Mechanics, Standard Ed. (Wiley)

[163] Crooks, S. ve Pye, K., (2000). "Sedimentological Controls on The Erosion and Morphology Of Saltmarshes: Implications for Flood Defence and Habitat Recreation", Geological Society, London Special Publications., 175:207–222.

[164] Grim R.E., (1968). Clay Mineralogy, McGraw-Hill.

[165] Morgan, R.P.C., (2005). Soil Erosion and Conservation. Blackwell, Oxford.

[166] Brady, N.C. ve Weil, R.R., (2002). The Nature and Properties of Soils. Prentice Hall, Upper Saddle River, N.J.

[167] Parchure, T.M. ve Mehta, A.J., (1985). "Erosion of Soft Cohesive Sediment Deposits". J. Hydrl. Eng. ASCE, 111(10): 1308-1326.

[168] Spears, B.M., Saunders, J.E., Davidson, I. ve Paterson, D.M., (2008). "Microalgal Sediment Biostabilisation Along A Salinity Gradient ın The Eden Estuary, Scotland: Unravelling A Paradox", Marine and Freshwater Research, 59 (4): 313–321.

[169] Ravisangar, V., Sturm, T.W. ve Amirtharajah, A., (2005). "Influence of Sediment Structure on Erosional Strength and Density of Kaolinite Sediment Beds", Journal of Hydraulic Engineering-ASCE, 131 (5):356–365.

[170] Aberle, J., Nikora, V. ve Walters, R., (2004). "Effects of Bed Material Properties on Cohesive Sediment Erosion", Marine Geology, 207 (1–4):83–93.

[171] Jumars, P.A. ve Nowell, A.R.M., (1984). "Effects of Benthos on Sediment Transport -Difficulties With Functional Grouping", Continental Shelf Research, 3 (2): 115–130.

[172] Jones, C.G., Lawton, J.H. ve Shachak, M., (1997). "Positive and Negative Effects of Organisms As Physical Ecosystem Engineers", Ecology, 78 (7): 1946–1957.

[173] Nowell, A.R.M., Jumars, P.A. ve Eckman, J.E., (1981). "Effects of biological Activity on The Entrainment Of Marine Sediments", Marine Geology, 42: 133–153.

[174] Blanchard, G.F., Sauriau, P.G., Gall, V.C.L., Gouleau, D., Garet, M.J. ve Olivier, F., (1997). "Kinetics of Tidal Resuspension of Microbiota: Testing The Effects of Sediment Cohesiveness And Bioturbation Using Flume Experiments", Marine Ecology-Progress Series, 151 (1–3): 17–25.

[175] Graf, G. ve Rosenberg, R., (1997). "Bioresuspension and Biodeposition: A Review", Journal of Marine Systems, 11 (3–4): 269–278.

[176] Orvain, F., Sauriau, P.G., Bacher, U. ve Prineau, M., (2006). "The Influence of Sediment Cohesiveness on Bioturbation Effects Due To Hydrobia Ulvae on The Initial Erosion of Intertidal Sediments: A Study Combining Flume and Model Approaches", Journal of Sea Research, 55 (1): 54–73.

[177] Gerdol, V. ve Hughes, R.G., (1994). "Effect of Corophium Volutator on The Abundance of Benthic Diatoms, Bacteria and Sediment Stability in Two

Estuaries in Southeastern England", Marine Ecology-Progress Series, 114 (1–2): 109–115.

[178] Mazik, K. ve Elliott,M., (2000). "The Effects of Chemicalpollution on The Bioturbation Potential of Estuarine Intertidal Mudflats", Helgoland Marine Research, 54 (2–3): 99–109.

[179] Fernandes, S., Sobral, P. ve Alcantara, F., (2009). "Nereis Diversicolor and Copper Contamination Effect on The Erosion of Cohesive Sediments: A Flume Experiment", Estuarine Coastal and Shelf Science, 82 (3): 443–451.

[180] Murray, J.M.H., Meadows, A. Ve Meadows, P.S., (2002). "Biogeomorphological Implications of Microscale Interactions Between Sediment Geotechnics and Marine Benthos: A Review", Geomorphology, 47 (1): 15–30.

[181] Briaud, J.-L., Ting, F.C.K., Chen, H.C., Gudavalli, S.R., ve Kwak, K., (2002). "Maximum Scour Depth Around A Bridge Pier in Sand and in Clay: Are They Equal?", Proceedings of The International Deep Foundations Congress, 14-16 Şubat, Orlando, FL, 385-395.

[182] BCHF, (2001). Stream Erosion: A hydrological basis for management. Beca Carter Hollings & Ferner report to Auckland Regional Council.

[183] Krone, R.B., (1999). "Effects of bed Structure On Erosion Of Cohesive Sediments", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE 125: 1297-1301.

[184] Langendoen, E.J., (2000). Concepts – conservational Channel Evolution and Pollutant Transport System: Stream Corridor Version 1.0. Research report no. 16, US Department of Agriculture, Agricultural Research Service, National Sedimentation Laboratory, Oxford, MS.

[185] Partheniades, E., (1965). "Erosion and Deposition of Cohesive Soils", Journal of Hydr. Div., ASCE, 91(HY1).

[186] Arıathuraı, R. ve Arulanandan, K., (1978). "Erosion Rates of Cohesive Soils". J. Hydr. Div., ASCE, 104: 279-283.

[187] Mehta, A.J., (1986). "Characterization of Cohesive Sediment Properties and Transport Processes in Estuaries", Estuarine Cohesive Sediment Dynamics, Springer-Verlag, 14: 290-325.

[188] Navarro, H.R., (2004). Flume Measurements of Erosion Characteristics of Soils at Bridge Foundations in Georgia, M.Sc. Eng. Thesis, Georgia Institute of Technology.

[189] Thorn, M.F.C. ve Parsons, J.G., (1980). "Erosion of Cohesive Sediments in Estuaries: An Engineering Guide", Proc. of the Int. Symp. on Dredging Technol., 5-7 Mart 1980, Bordeaux- Fransa, 349-358.

[190] Otsubo, W. ve Muraoka, K., (1988). "Critical Shear Stress of Cohesive Bottom Sediments", Journal of Hydraulic Research, 114: 1241-1256.

[191] Hawley, N., (1991). "Preliminary Observations of Sediment Erosion from A Bottom Resting Flume", Journal of Great Lakes Research, 17: 361-367.

[192] Briaud, J.-L., Ting, F., Chen, H.C., Gudavalli, S.R., Perugu, S., ve Wei, G., (1999). "SRICOS: Prediction of Scour Rate in Cohesive Soils at Bridge Piers",

ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering , 125: 237–246.

[193] Shaıkh, A.; Ruff, J.F. ve Abt, S.R., (1988). "Erosion Rate of Compacted Na-Montmorillonite Soils", J. Geotech. Eng., ASCE, 114(3), 296– 305.

[194] Aberle, J., Nıkora, V., Mclean, S., Doscher, C., Mcewan, I., Green, M., Gorıng, D. ve Walsh, J., (2003). "Straight Benthic Flow-Through Flume for In-Situ Measurement of Cohesive Sediment Dynamics", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 129: 63-67.

[195] Debnath, K.; Nıkora, V. ve Ellıott, A., (2007). "Stream Bank Erosion: In-Situ Flume Tests", Journal of Irrigation and Drainage Engineering, 133: 256-264.

[196] Ellıott, S.; Hıcks, M.; Debnath, K.; Walters, R.; Shankar, U. Ve Nıkora, V., (2005). Auckland Urban Stream Erodibility İnvestigations, NIWA Client Report HAM2005-031.

[197] Hosny, M.,(1995). Experimental Study of Scour Around Circular Piers in Cohesive Soils, Ph.D. Dissertation, Civil Engineering Department, Colorado State University, Fort Collins, Colorado,USA.

[198] Molinas A., (2003). Bridge Scour in Nonuniform Sedıment Mıxtures And in Cohesıve Materıals: Synthesıs Report, U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, Publication No. FHWA-RD-03-083, McLean, Virginia.

[199] Molinas, A., Hosny, M., ve Jones, S., (1998). "Pier Scour in Montmorillonite Clay Soils", Proceedings of the 1998 International Water Resources Engineering Conference, American Society of Civil Engineers, 1:292-297.

[200] Molinas, A., Jones, S. ve Hosny, M., (1999). "Effects of Cohesive Material Properties on Local Scour Around Piers", Journal of the Transportation Research Board, Transportation Research Record, No. 1690, National Academy Press, 164-175.

[201] Molinas, A., Reiad, N.G.Y., ve Jones, S., (1998). "Effect of Cohesion on Abutment Scour", Proceedings of the 1998 International Water Resources Engineering Conference, American Society of Civil Engineers, 1: 252-257.

[202] Briaud, J.L.,(2005). "Erodıbility of Fine Grained Soils and New Soil Test", Erosion of Soils and Scour of Foundation, GeoFrontiers Congress 2005, ASCE, 1-10, Austin, Texas, United States, 24-26 January 2005.

[203] Wei, G., Chen H. C., Ting F., Briaud J.-L, Gudavalli R. ve Perugu S.,(1997). "Numerical Simulation to Study Scour Rate in Cohesive Soils", Res. Rep., Texas Department of Transportation, Department of Civil engineering, Texas A & M University.

[204] Briaud, J.-L., Ting, F., Chen, H.-C., Gudavalli, R., Kwak, K., Philogene, B., Han, S.-W., Perugu, S., Wei, G.S., Nurtjahyo, P., Cao,Y.W., Li, Y., (1999). "SRICOS: Prediction of Scour Rate at Bridge Piers,TTI Report no. 2937-1 to the Texas DOT, , Texas A&M University, College Station, Texas, USA.

[205] Ting, F. C. K., Briaud J. L., Chen H. C., Gudavalli R., Perugu S., ve Wei G., (2001) "Flume Tests for Scour in Clay at Circular Piers", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 127(11): 969-978.

[206] Richardson, E. V., ve S. R. Davis., (1995). Hydraulic Engineering Circular no. 18: Evaluating Scour at Bridges. 3rd edition, FHWA HI-96-031, FHWA, U.S. Department of Transportation.

[207] Salaheldin, T.M., Imran,J., Kassem, A. ve Chaudry, M.H., (2003). "Scale Physical Modeling of Local Scour in Cohesive Soil", TRB 2003 Annual Meeting, Washington D.C., January 12-16

[208] Ansari S.A., Kothyarı U.C. ve Ranga Raju K.G., (2002). "Influence of Cohesion on Scour Around Bridge Piers", Journal of Hydraulıc Research, 40(6).

[209] Ansari S.A., Kothyarı U.C. ve Ranga Raju K.G., (2003). "Influence of Cohesion on Scour Under Submerged Circular Vertical Jets", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 129 (12): 1014-1019.

[210] Debnath, K., ve Chaudhuri,S., (2010). "Laboratory Experiments on Local Scour Around Cylinder For Clay and Clay–Sand Mixed Beds", Engineering Geology, 111(1-4):51-61.

[211] Berlamont, J.E., Ockenden, M.C., Toorman, E.A. ve Winterwerp, J.C., (1993). "The Characterization of Cohesive Sediment Properties", Coastal Engineering, 21 (1-3): 105-128.

[212] Debnath K., ve Chaudhuri S., (2010). "Bridge Pier Scour in Clay-Sand Mixed Sediments at Near-Threshold Velocity for Sand.", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 136 (9): 597-609.

[213] Sheppard, D. M., Odeh, M. ve Glasser, T., (2004). "Large Scale Clearwater Local Pier Scour Experiments" , J. Hydraul. Eng., 130(10): 957–963.

[214] Tan G., Jiang L. ve Shu C., (2010). "Experimental Study of Scour Rate in Consolidated Cohesive Sediment", Journal of Hydradynamics, 22(1), 51-57.

[215] Jae Oh. S., Briaud J.L., Chang K.A. ve Chen H.C., (2010). "Maximum Abutment Scour Depth in Cohesive Soils", International Conference on Scour and Erosion 2010 (ICSE-5), 7-10 Kasım 2010, San Francisco, California, USA, 132-141.

[216] Debnath, K., ve Chaudhuri,S., (2012)."Local Scour Around Non-Circular Piers in Clay–Sand Mixed Cohesive Sediment Beds", Engineering Geology, 151: 1-14.

[217] Fares, Y. R., (1995). " Boundary Shear in Curved Channel With Side Overflow", J. Hydr. Engrg., ASCE, 121(1): 2-14.

[218] Fares, Y. R., (2000). "Changes of Bed Topography in Meandering Rivers at A Neck Cutoff Intersection.", J. of Environmental Hydrology, 8(13).

[219] Hancu S., (1971). "Sur le Calcul des Affoillements Loaux Dans la Zone des Piles du Pont", 14th I.A.H.R. Congress, 29 Ağustos-3 Eylül 1971, Paris,. 3: 299-305

[220] Nicollet G., (1971). "Deformation des Lits Allouvionaries Affouillements Autour des Piles de Ponts Clindriques",L.N.H. Chautu, HC-043-689,Paris.

[221] Önen F. ve Ağaçcıoğlu H., (2007), "Scour at a Side-Weir Intersection Located on An Alluvial River", Nordic Hydrology, 38(2):165-176.

[222] Ağaçcıoğlu H., Önen F. ve Toprak Z.F., (2007). "Scour Around a Sıde-weır at a 30^0 Section of a 180^0 Alluvial Curved Channel", Journal of Irrigation Drainage Engineering, 56; 423-438.

[223] Siridharan A. ve Prakash K., (1998). "Liquid Limits and Fall Cones: Discussion[1]" Can. Geotech. J., 35: 407-408.

[224] Türk Standartları Enstitüsü, (2007). Türk Standartı "Geoteknik Etüt ve Deneyler- Zemin Laboratuvar Deneyleri" (TS CEN ISO/TS 17892-6 Haziran 2007).

[225] Zreik, D.A., (1991). "Determination of the Undrained Shear Strength of Very Soft Cohesive Soils by a New Fall Cone Apparatus" Master of Science in Civil Engineering, American University of Beirut, Beirut.

[226] Aytekin, M., (2004). "Deneysel Zemin Mekaniği (Genişletilmiş 2. Baskı) " Teknik Yayın Evi, Ankara.

[227] Bowles, J. E., (1970). "Engineering Properties of Soils and Their Measurement" McGraw-Hill Book Company, New York.

[228] Coşar A.,(1999). Üçgen Kesitli Yan Savakların Kıvrımlı Bir Kanal Boyunca İncelenmesi, Doktora Tezi, YTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

[229] Sarker Md.A., (1998). Flow Measurement Around Scoured Bridge Piers Using Aquistic-Doppler Velocimeter (ADV), Flow Measurement and Instrumentation, 9: 217-227.

[230] Enriquez P.M., (2002). Start of Sediment Motion and Resuspension in Turbulent Flows: Applications os Zero Mean Flow Grid Stirred Turbulence on Sediment Studies, Doctoral Thesis, Universitat Politecnica de Catalunya, İspanya.

[231] Nortek AS, Vectrino Velocimeter,User Guide, October 2004.

[232] Tan G., Wang J., Shu C. ve Laı Y., (2007). "Effects of Consolidation Time and Particle Size on Scour Rates of Cohesive Sediment", Journal of Hydradynamics, 19(2), 160-164.

ÖZGEÇMİŞ

KİŞİSEL BİLGİLER

Adı Soyadı :Fevziye Ayça VAROL SARAÇOĞLU

Doğum Tarihi ve Yeri :26.01.1981-Nevşehir

Yabancı Dili :İngilizce

E-posta :favarol@gmail.com; favarol@inm.yildiz.edu.tr

ÖĞRENİM DURUMU

Derece	Alan	Okul/Üniversite	Mezuniyet Yılı
Y. Lisans	İnş.Müh.-Hidrolik	Yıldız Teknik Üniversitesi	2007
Lisans	İnşaat Müh.	Erciyes Üniversitesi	2003
Lise	Sayısal	2000 Evler Süper Lisesi	1998

İŞ TECRÜBESİ

Yıl	Firma/Kurum	Görevi
2013-Halen	Yıldız Teknik Üniversitesi-İnş. Müh. Böl. Hidrolik ABD.	Uzman
2006-2013	Yıldız Teknik Üniversitesi-İnş. Müh. Böl. Hidrolik ABD.	Arş.Gör.
2005-2006	Vizyon Gayrimenkul Değerleme	Değerleme Uzm.Müh.

YAYINLARI

Bildiri

1. Yüksel Y., Çelikoğlu Y., **Varol Saraçoğlu F.A**, TAN R. İ., (2014). "Gemi Pervane Jeti Etkisinde Kazık Destekli Yanaşma Yapılarında Oyulma", 8.Kıyı Mühendisliği Sempozyumu, 7-9 Kasım 2014, İstanbul.

2. **Varol F.A.,** Ağaççıoğlu H. ve Berilgen M., (2014). "The Effect Of The Side-Weir To Local Scour On Cohesive Bed Material",ICESA2014,"International Civil Engineering & Architecture Symposium for Acedemicians 2014, Hydraulic and Hydological Engineering, 17-20 Mayıs 2014, Antalya, Türkiye.

3. **Varol F.A**, Ağaççıoğlu H, Berilgen M., (2012). "Kohezyonlu Taban Malzemeli Bir Kanalda Yan Savak Etrafında Oluşan Yerel Oyulma Derinliğinin İncelenmesi", İnşaat Mühendisliğinde 100.Yıl Teknik Kongresi, 22-24 Kasım 2012, İstanbul

4. **Varol F.A**, Dilek Y., Ağaççıoğlu H, Berilgen M., (2011)."Local Scour Around The Side-Weir on Cohesive Bed Material", HYDRO 2011-Practical Solutions for Sustainable Future, İnternational Conference and Exhibition- 7-10 Ekim 2011, Prag- Çek Cumhuriyeti.

5. **Varol F.A**, Ağaççıoğlu H, (2011). "Kohezyonlu Tabanda Yan Savak Etrafında Oluşan Yerel Oyulma Derinliğinin Zamanla Değişimi", 5.Ulusal Su Mühendisliği Sempozyumu, 12-16 Eylül 2011, İstanbul.

6. **Varol F.A**, Çevik E. , Yüksel Y., (2009) "The Effect of Water Jet on The Hydraulic Jump", 13th International Water Technology Conference (13 IWTC 2009) , 12-15 Mart 2009, Hurghada, Egypt.

7. **Varol F.A**, Çevik E. ,Yalçın Yüksel Y, (2009) "Hidrolik Sıçrama Özelliklerinin Etkiyen Su Jetiyle Değişimi", IV. Ulusal Su Mühendisliği Sempozyumu, 6-10 Temmuz 2009, İstanbul.

Proje

1. **Ağaççıoğlu H.(Yürütücü), Berilgen M, Yüksel Y., Varol F.A,** "Kohezyonlu Malzeme Yataklı Kanallara Yerleştirilen Yan Savakların Etrafındaki Oyulma Derinliklerinin Deneysel İncelenmesi", Yıldız Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü Projesi, (27-05-01-01)

2. **Doğan A. (Yürütücü), Varol F.A,** (2013) Göl-Yeraltısuyu-İklim İlişkisinin Yeraltısuyu Akım modeli ve Coğrafi Bilgi Sistemleri (cbs) Yardımıyla Belirlenerek Gölün Optimum Dinamik İşletme Modelinin Oluşturulması: Beyşehir Gölü Modeli, 109Y271 NOLU TÜBİTAK Projesi.