

**YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**AKARSU KIVRIMLARINI GEÇEN KUTU KESİTLİ
BORU HATLARI CİVARINDA OYULMA
DERİNLİKLERİNİN TAYİNİ**

İnşaat. Müh. Burak İZGİ

FBE İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı Hidrolik Programında Hazırlanan

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Hayrullah AĞAÇCIOĞLU

İSTANBUL, 2005

İÇİNDEKİLER

Sayfa

SİMGE LİSTESİ.....	iv
ŞEKİL LİSTESİ.....	vi
ÇİZELGE LİSTESİ.....	x
ÖNSÖZ.....	xi
ÖZET.....	xii
ABSTRACT.....	xiii
1. GİRİŞ.....	1
1.1 Genel Bilgiler	1
1.2 Kıvrımlı Kanallar.....	1
1.3 Engelden Dolayı Akımda ve Tabanda Meydana Gelen Değişiklikler	3
1.3.1 Akım Karakteristiklerinde Değişim.....	3
1.3.2 Kıvrımlı Kanallarda Basınç Dağılımı.....	4
1.3.3 Kıvrımlı Kanallarda Hareket Denklemleri	5
1.3.4 Kıvrımlı Kanallarda Hız Dağılımı ve Sekonder Akım.....	10
1.4 Kıvrımlı Kanallarda Enine ve Boyuna Su yüzü Profilleri.....	13
2. SINIR TABAKASI ve AKIMIN ÖZELLİKLERİ	21
2.1 Sınır Tabakasının Oluşumu Ve Ayrılması	21
2.2 Engel Etrafında Oluşan Vorteks Sistemler	21
2.2.1 Sürüklenen Vorteks Sistem	22
2.2.2 Atnalı Vorteks Sistem.....	22
2.2.3 Art-İz (İzli) Vorteks Sistem	22
3. KATI MADDE HAREKETİ VE ENGELİN KATI MADDE HAREKETİNE ETKİLERİ	Error! Bookmark not defined.
3.1 Giriş	23
3.2 Sürüklenme Hareketinin Başlaması.....	24
3.3 Akarsuda Katı Madde Taşınımı ve Taban Şekilleri	27
3.4 Katı Madde Taşınımında Denge.....	27
3.5 Dinamik Dengenin Bozulması.....	28
3.6 Hareketli Tabanlı Kıvrımlı Kanallarda Akımın Davranışı	29
4. BORU HATLARI ETRAFINDAKİ OYULMA MEKANİZMASI İLE İLGİLİ YAPILAN ÇALIŞMALAR.....	34
4.1 Kararlı Akım Etkisindeki Boru Hatları Etrafında Meydana Gelen Yerel Oyulmalarla İlgili Araştırmalar	34
4.2 Dalga ve/veya Gelgit Etkisindeki Boru Hatları Etrafında Meydana Gelen Yerel Oyulmalarla İlgili Araştırmalar	64
4.3 Boru Hatları Etrafında Meydana Gelen Oyulmalarla İlgili Sayısal Modellemeler ..	75
4.3.1 Giriş	75
4.3.2 Önceki Çalışmalar	76

4.4	Boru Hatları Etrafında Meydana Gelen Oyulmalarda Kayma Gerilmesi ile İlgili Modellemeler.....	80
4.4.1	Giriş	80
4.4.2	Önceki Çalışmalar	80
5.	DENEY KANALI VE DENEYSEL ÇALIŞMA	85
5.1	Giriş	85
5.2	Deney Kanalı	85
5.3	Üçgen Savak Anahtar Eğrisi	88
5.4	Deneyde Kullanılan Taban Malzemesinin Özellikleri	88
5.5	Taban Malzemesi Kritik Hızlarının Tayini	89
5.6	Akım Hızı-Katı Madde Debisi Arasındaki İlişki.....	90
5.7	Boyut Analizi.....	90
5.8	DeneySEL Çalışma	93
6.	DENEY SONUÇLARININ DEĞERLENDİRİLMESİ	96
6.1	Giriş	96
6.2	Rölatif Oyulma Derinliğinin (S/D); Akımın Froude Sayısının Karesi (Fr^2) İle Değişimi	96
6.3	Rölatif Oyulma Derinliğinin (S/D); Rölatif Akım Derinliği (Y_n/D) İle Değişimi ..	108
6.4	Rölatif Oyulma Derinliğinin (S/D); Boru Reynolds Sayısı (Re) İle İlişkisi.....	112
6.5	Rölatif Oyulma Derinliğinin (S/D); Rölatif Hız (V/V_{kr}) ile İlişkisi	114
6.6	Regresyon Analizi	121
6.6.1	Giriş	121
6.6.2	Denklem Modeli	121
6.6.3	Korelasyon Katsayısının Hesaplanması	122
6.6.4	Matematiksel Denklem Modeli ve Korelasyon Katsayısı	124
7.	SONUÇLAR.....	129
	KAYNAKLAR.....	130
	ÖZGEÇMİŞ.....	134

SİMGE LİSTESİ

a	Engel yarıçapı
A	Akım en kesit alanı
α	Atak açısı
b	Kanal genişliği
β	Periyot parametresi
C_D	Direnç katsayısı
C_p	Basınç katsayısı
d	Tane çapı
d_{50}	Malzemenin yüzde ellisini geçiren elek çapı
d_{60}	Malzemenin yüzde altmışını geçiren elek çapı
d_{90}	Malzemenin yüzde doksanını geçiren elek çapı
D	Boru çapı
D^*	Boyutsuz malzeme çapı
Δ	Rölatif yoğunluk
e	Bozulmamış taban ile boru arasındaki açıklık
e^*	Borunun düz tabandan rölatif açıklığı
Fr	Akımın Froude sayısı
Fr^*	Tane Froude sayısı
g	Yerçekimi ivmesi
G	Akışkanın ağırlığı
γ	Suyun özgül ağırlığı
γ_s	Taban malzemesi özgül ağırlığı
γ_s^*	Bağıl özgül ağırlık
h	Kanaldaki su derinliği
H_0	Yerel dalga yüksekliği
H_m	Boru merkezinden itibaren ölçülen oyulma derinliği
if	Taban basınç gradyanı
δ	Sınır tabakası kalınlığı
j_0	Kanal eğimi
KC	Keulegan-Carpenter sayısı
k_s	Pürüzlülük katsayısı
ζ	Surf parametresi
L	Oyulma çukuru genişliği
L/D	Rölatif oyulma çukuru genişliği
L_0	Yerel dalga boyu
μ	Suyun dinamik viskozitesi
n	Porozite
ν	Suyun kinematik viskozitesi
P^*	Engel durgunluk düzlemindeki bir noktanın basıncı
P_0	Engelden yeter uzaklıktaki bir noktanın basıncı
P_a	Mutlak basınç
P_0'	Manometrik basınç
Q	Debi
q	Oyulma çukuru boşluğundan geçen akım debisinin gelen akım debisine oranı
q_{bot}	Oyulma çukuru birim genişliğinden geçen akım debisi
q_0	Gelen akım debisi
$q_{T(B)}$	Taban geometrisine bağlı olarak taşıma kapasitesi
$q_{T(S)}$	Membadan gelen katı madde miktarı
r	Kıvrım eğrilik yarıçapı

r_e	Kanal eksen eğrilik yarıçapı
r_0	Dış kıyı eğrilik yarıçapı
R	Hidrolik yarıçap
R^2	Korelasyon katsayısı
ρ	Suyun özgül kütlesi
ρ_s	Taban malzemesinin özgül kütlesi
Re	Boru Reynolds sayısı
Re^*	Akımın Reynolds sayısı
S	Oyulma çukuru derinliği
S_m	Maksimum denge oyulma derinliği
S_0	Yatay eğimli kanal tabanında gerçekleşen oyulma derinliği
S/S_0	Normalleştirilmiş oyulma derinliği
S/D	Rölatif denge oyulma derinliği
T	Dalga periyodu
θ	Akıma göre sapma açısı
τ_{kr}	Kritik kayma gerilmesi
τ_0	Taban kayma gerilmesi
τ^*	Katı madde geçişine bağlı olarak verilmiş boyutsuz Shields parametresi
U_R	Ursell sayısı
U_{RP}	Boru Ursell sayısı
v	Tabanın geometrisi
V	Herhangi bir noktadaki akım hızı
V_{avg}	Ortalama jet hızı
V_{eff}	Efektif hız
V_{kr}	Taban malzemesi hareketi için kritik hız
V_m	Yörüngesel hızın yatay bileşeninin maksimum değeri
V_p	En dar kesitteki ortalama akım hızı
V_r	Radyal hız bileşeni
V_0	Rahatsız edilmemiş ortalama akım hızı
V_0^t	Engelden yeter uzaklıktaki akım hızı
V_θ	Teğetsel hız bileşeni
V^*	Kayma hızı
V^*_{kr}	Kritik kayma hızı
x	Akım yönünde engelden itibaren ölçülen mesafe
y	Akım derinliği
y_b	Dalga kırılma derinliği
y/H_0	Dalga parametresi
y_{kr}	Kritik derinlik
y_n	Normal akım derinliği
y_n/D	Rölatif akım derinliği

ŞEKİL LİSTESİ

Şekil 1.1 Kıvrımlı kanaldaki akışkan parçacığına etki eden basınç kuvvetleri (Francis ve Asfari, 1971).....	5
Şekil 1.2 Silindirik koordinat sistemi (Rozovskii, 1957).....	6
Şekil 1.3 Üniform açık kanalda hız dağılımı (Rozovskii, 1961).....	9
Şekil 1.4 Kanal en kesiti (Chow, 1959).....	11
Şekil 1.5 Bir açık kanal kıvrımında enerji çizgisi ve su yüzü profili (Müller, 1941).....	14
Şekil 1.6 Deney kanalı (C.L Yen ve B.C Yen, 1971).....	16
Şekil 3.1 Üniform bir kanalın birim boyunda etkili kuvvetler (Bayazıt, 1971).....	23
Şekil 3.2 Shields diyagramı (Shields, 1936).....	25
Şekil 3.3 Bonnefille'in verdiği diyagram (Bonnefille, 1963).....	26
Şekil 3.4 Enine eğimli düzlemdeki katı madde partikülünün hareketi (Engelund, 1974).....	30
Şekil 3.5 Menderesli akım analizinde kullanılan eğrisel koordinatlar (Engelund, 1974).....	31
Şekil 3.6 (3.13) denkleminden elde edilen taban topoğrafyası (Engelund, 1974).....	32
Şekil 4.1 Chao ve Hennessy (1972) tarafından verilmiş değişkenler (Chao ve Hennessy, 1972).....	35
Şekil 4.2 (a) Taban kayma gerilmesinin enine dağılımı (b) Derinlik boyunca ortalama boyuna akımın enine dağılımı (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976).....	36
Şekil 4.3 Derinlik boyunca boyuna hız (V_{θ}) dağılımı (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976).....	37
Şekil 4.4 Enine akımın (V_r) dağılımı; (a) $Q=20$ lt/s; (b) $Q=10$ lt/s (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976).....	38
Şekil 4.5 Enine taban profilinin zamanla değişimi (a) $Q=25$ lt/s; (b) $Q=10$ lt/s (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976).....	39
Şekil 4.6 Kıvrımlı kanalda tabakalaşma olayı (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976).....	39
Şekil 4.7 Enine tane büyüklüğü dağılımı (Ikeda, Yamasaka ve Chiyoda, 1987).....	43
Şekil 4.8 Enine taban profili (Ikeda, Yamasaka ve Chiyoda, 1987).....	44
Şekil 4.9 (a) Helm nehrinin kıvrımında taban malzemesi dağılımının tahmini ve ölçülen değerlerinin karşılaştırılması, (b) Taban topoğrafyası için tahmin ve ölçülen değerlerin karşılaştırılması (Ikeda, Yamasaka ve Chiyoda, 1987).....	45
Şekil 4.10 e/D ve Froude sayısının fonksiyonu olarak boru hatları altındaki yerel oyulmaların değişimi (Maza, 1987).....	46
Şekil 4.11 Oyulma başlangıcı ve üç vorteks sistemi (Mao, 1988).....	47
Şekil 4.12 Başlama işleminin grafiği (Jensenet ol 1990).....	48
Şekil 4.13 Dalgalar altındaki oyulma çukurunun grafiği (Sumer et al.1988).....	48
Şekil 4.14 Oyulma profilleri ($t=400$ dk.), $\tau_*=0.018$, $D=100$ mm, $V_0=25$ cm/s (Sümer et al., 1988).....	49
Şekil 4.15 Deneylerde uygulanan boru gömme boyutları (Chiew, 1990).....	51
Şekil 4.16 Tünel oyulması gerçekleşmediğinde meydana gelen oyulma biçimi (Chiew, 1990).....	51
Şekil 4.17 Boru hattı etrafındaki basınç dağılımları (Chiew, 1990).....	52
Şekil 4.18 Chiew tarafından verilmiş, y_n/D 'nin q ve e/D parametrelerine bağlı olarak değiştiği grafik (Chiew, 1991).....	54
Şekil 4.19 y_n/D 'nin q' ye bağlı değişimi (Chiew, 1991).....	55
Şekil 4.20 Tipik denge oyulma profili (Chiew, 1991).....	56
Şekil 4.21 Oyulma çukuru boyutları (Moncada ve Aguirre, 1999).....	57
Şekil 4.22 (a) Rölatif oyulma derinliğinin (S/D) Re ve τ_* ile değişimi; (b) rölatif oyulma derinliğinin (S/D) Re ve Fr ile değişimi (Moncada ve Aguirre, 1999).....	58
Şekil 4.23 Hareketli taban şartlarında Froude sayısının (Fr) rölatif oyulma derinliğine (S/D) etkisi (Moncada ve Aguirre, 1999).....	59
Şekil 4.24 y_n/D 'nin S/D 'ye etkisi (Moncada ve Aguirre, 1999).....	60

Şekil 4.25 Froude sayısının (Fr) rölatif oyulma genişliği (L/D) ile değişimi (Moncada ve Aguirre, 1999)	61
Şekil 4.26 $Fr/D^{*0.59}$ parametresinin rölatif oyulma genişliğine (L/D) etkisi (Moncada ve Aguirre, 1999)	61
Şekil 4.27 Boru pozisyonunun denge oyulma derinliğine etkisi (Moncada ve Aguirre, 1999)	62
Şekil 4.28 Farklı boşluk oranları (e/D) ve %2 taban eğimi için oyulma çukurunun boyutsuz profilleri (Moncada ve Aguirre, 1999)	63
Şekil 4.29 Art-iz etkisi; a)akıntı, b)dalga (Sümer ve Fredsoe, 1990).....	65
Şekil 4.30 Dalgalı ortamda oyulma derinliğinin boru Reynolds sayısı ve Shields parametresi ile değişimi (Sümer ve Fredsoe, 1990).....	67
Şekil 4.31 Zamansal ortalamalı kararlı akım hızının radyal bileşeni (Sümer ve Fredsoe, 2001)	68
Şekil 4.32 Zamansal ortalamalı kararlı akım hızının radyal bileşeni (Sümer ve Fredsoe, 2001)	69
Şekil 4.33 Maksimum oyulma derinliği ile KC' nin grafiği (Sümer ve Fredsoe, 2001)	69
Şekil 4.34 Maksimum oyulma derinliği ile D/L' nin grafiği (Sümer ve Fredsoe,2001)	70
Şekil 4.35 Maksimum denge oyulma derinliğinin KC sayısı ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999).....	71
Şekil 4.36 Rölatif oyulma derinliğinin β parametresi ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999) ..	72
Şekil 4.37 Normalleştirilmiş oyulma derinliğinin derinlik parametresi ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999)	73
Şekil 4.38 Rölatif oyulma derinliğinin Ursell sayısı ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999)	73
Şekil 4.39 Bütün taban eğimleri için boru Ursell sayısının (U_{RP}) rölatif oyulma derinliği ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999).....	74
Şekil 4.40 Maksimum oyulma derinliğinin konumu (Çevik ve Yüksel, 1999).....	75
Şekil 4.41 Boru hattı oyulması için simüle edilmiş yatay akım hızı ve taban şekli (Solberg,1992).....	77
Şekil 4.42 Boru hattı oyulmasında farklı zamanlarda taban profili (Solberg, 1992).....	78
Şekil 4.43 Boru hattı oyulması için aşınmanın maksimum gelişim zamanı ve yığılma (Solberg, 1992)	79
Şekil 4.44 Maksimum ve ortalama kayma gerilmesi ile kritik kayma gerilmesinin karşılaştırılması (D=100 mm, e=50 mm) (Van beek and Wind,1990).....	81
Şekil 4.45 Vorteks yayılım periyodu esnasında akım modeli (D=100 mm,e =50 mm).....	82
Şekil 4.46 Ortalama, maksimum ve minimum taban kayma gerilmesi değerleri.....	83
Şekil 4.47 Tahmin edilen ve ölçülmüş denge oyulma çukuru profilleri (Mao,1986)	83
Şekil 4.48 Maksimum yada ortalama kayma gerilmesi kullanarak elde edilen farklı profiller (Mao, 1986)	84
Şekil 4.49 Tahmini denge oyulma çukuru modeli ile Kjedsen(1973)'in test sonuçlarının karşılaştırılması.....	84
Şekil 5.1 Deney kanalının planı ve boyuna kesiti	86
Şekil 5.2 Üçgen savak anahtar eğrisi.....	88
Şekil 5.3 Taban malzemesinin granülometri eğrisi	89
Şekil 5.4 Katı madde debisinin (Q_s)- V_1/V_{kr} ile değişimi.....	90
Şekil 6.1 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için $S/D-Fr^2$ değişimi	97
Şekil 6.2 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için $S/D-Fr^2$ değişimi	97
Şekil 6.3 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için $S/D-Fr^2$ değişimi	98
Şekil 6.4 $\theta =45^0$ 'de D=3 cm çaplı dairesel ile 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için $S/D-Fr^2$ değişimi	99

Şekil 6.5 $\theta = 90^0$ 'de D=3 cm çaplı dairesel ile 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	100
Şekil 6.6 $\theta = 135^0$ 'de D=3 cm çaplı dairesel ile 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	100
Şekil 6.8 $\theta = 90^0$ 'de D=4 cm çaplı dairesel ile 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	101
Şekil 6.9 $\theta = 135^0$ 'de D=4 cm çaplı dairesel ile 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	102
Şekil 6.10 $\theta = 45^0$ 'de D=5 cm çaplı dairesel ile 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	102
Şekil 6.11 $\theta = 90^0$ 'de D=5 cm çaplı dairesel ile 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	103
Şekil 6.12 $\theta = 135^0$ 'de D= 5 cm çaplı dairesel ile 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	103
Şekil 6.13 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=3 cm çaplı dairesel ve 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi.....	105
Şekil 6.14 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=4 cm çaplı dairesel ve 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi.....	105
Şekil 6.16 $\theta = 45^0$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	107
Şekil 6.17 $\theta = 90^0$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	107
Şekil 6.18 $\theta = 135^0$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr ² değişimi	108
Şekil 6.19 Kıvrım ve doğrusal kanal boyunca 3x3 cm'lik borular için S/D- y _n /D değişimi ..	109
Şekil 6.20 Kıvrım ve doğrusal kanal boyunca 4x4 cm'lik borular için S/D- y _n /D değişimi ..	109
Şekil 6.21 Kıvrım ve doğrusal kanal boyunca 5x5 cm'lik borular için S/D- y _n /D değişimi ..	110
Şekil 6.22 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=3 cm çaplı dairesel ve 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-y _n /D değişimi	111
Şekil 6.23 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=4 cm çaplı dairesel ve 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-y _n /D değişimi	111
Şekil 6.24 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=5 cm çaplı dairesel ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-y _n /D değişimi	112
Şekil 6.25 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=3 cm çaplı dairesel ve 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Re değişimi	113
Şekil 6.26 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=4 cm çaplı dairesel ve 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Re değişimi	113
Şekil 6.27 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=5 cm çaplı dairesel ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Re değişimi	114
Şekil 6.28 Kıvrım boyunca 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D- V/V _{kr} değişimi	115
Şekil 6.29 Kıvrım boyunca 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D- V/V _{kr} değişimi	116
Şekil 6.30 Kıvrım boyunca 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D- V/V _{kr} değişimi	116
Şekil 6.31 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=3 cm çaplı dairesel ve 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-V/V _{kr} değişimi	117
Şekil 6.32 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=4 cm çaplı dairesel ve 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-V/V _{kr} değişimi	118
Şekil 6.33 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=5 cm çaplı dairesel ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-V/V _{kr} değişimi	118
Şekil 6.34 $\theta = 45^0$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-V/V _{kr} değişim	119

Şekil 6.35 $\theta = 90^0$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-V/Vkr değişim	120
Şekil 6.36 $\theta = 135^0$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-V/Vkr değişim	120

ÇİZELGE LİSTESİ

Çizelge 4.1 a ve b pozisyonlarındaki borular için basınç gradyanlarının karşılaştırılması (Chiew, 1990).....	52
Çizelge 4.2 Ortalama basınç gradyanları (Chiew, 1990).....	53
Çizelge 5.1 S/D boyutsuzuna etki eden parametreler için boyut analizi.....	91
Çizelge 5.2 S/D boyutsuzuna etki eden boyutsuz parametreler	92
Çizelge 5.3 Deney sınır şartları	95

ÖNSÖZ

Bu tez, akarsu kıvrımlarını geçen boru hatları etrafındaki yerel oyulmaların incelenmesi amacıyla, Yıldız Teknik Üniversitesi Hidrolik Laboratuvarında yapılan deneyler ile elde edilen sonuçların değerlendirilmesini içermektedir.

Bu çalışma, elde ettiğim deney sonuçları ile daha önceden araştırmacıların konuyla ilgili yapmış oldukları çalışmalardan elde ettikleri sonuçlar karşılaştırılarak yapılmıştır.

Bu tez çalışması süresince bilgilerinden yararlandığım, çalışmanın her aşamasında maddi manevi desteğini gördüğüm, Sayın Hocam Doç. Dr. Hayrullah AĞAÇCIOĞLU'na gösterdiği yakın ilgiden dolayı teşekkürlerimi sunarım.

Ayrıca tezin hazırlanması aşamasında görüş ve tavsiyelerinden yararlandığım Sayın Prof. Dr. Yalçın YÜKSEL'e, çalışma süresince desteğini esirgemeyen Doç.Dr. M. Emin BİRPINAR'a ve Dr. Şükrü Ayhan GAZİOĞLU'na, deney çalışmalarını birlikte yaptığım İnş. Müh. Mehmet Latif İSMAİLOĞLU'na ve Hidrolik Anabilim Dalının tüm elemanlarına teşekkürlerimi sunarım.

İnş. Müh. Burak İZGİ

ÖZET

Su, petrol, gaz ya da diğer sıvıları nehirde geçiren boru hatları genellikle yatağa gömülüdür. Borular, nehrin yatağında akımın sebep olduğu genel bir oyulma durumunda, kısmen akım hareketine maruz kalırlar. Hareketli bir yatağa yerleştirilmiş boru hattında oluşan oyulmanın tahmini boru hattı mühendislik pratiğinde önemli bir problemdir.

Bu çalışmada, kutu kesitli borular kullanılarak yapılan deneyler konu edilmektedir. Yapılan boyut analizi sonucu, rölatif denge oyulma derinliği (S/D)'nin rölatif akım derinliğine (y_n/D), boru Reynolds sayısına (Re) ve akımın Froude sayısına (Fr) bağlı olduğu belirlenmiştir.

Birinci bölümde, oyulma hareketi incelenmiş ve bu harekete etki eden faktörler tanımlanmıştır. Ayrıca çeşitli engellerden dolayı akımda ve tabanda meydana gelen değişiklikler üzerinde durulmuştur.

İkinci bölümde, sınır tabakası ve su yüzü profilleri ele alınmıştır.

Üçüncü kısımda, katı madde hareketi ve engelin katı madde hareketine etkileri üzerinde durulmuştur.

Dördüncü bölümde, boru hatları etrafında meydana gelen oyulmalarla ilgili yapılmış çalışmalara ve sayısal modellemelere yer verilmiştir.

Beşinci bölümde, konuyla ilgili yapılan deneysel çalışmadan bahsedilmiştir.

Altıncı ve Yedinci bölümde, deney sonuçları değerlendirilmiştir. Altıncı bölümde, çalışmadan elde edilen oyulma derinliklerinin çeşitli boyutlara bağlı olarak değişimini veren eğriler çizilmiş ve regresyon analizi yapılmıştır.

Deneyler dikdörtgen kanalda yapılmış ve üç farklı boyuttaki kutu kesitli borular taban üzerine yerleştirilmiştir. Sonuçlar, Akımın Froude sayısının oyulma sürecine önemli ölçüde etki ettiğini göstermiştir. Oyulma çukurunun karakteristik boyutları ile akımın Froude sayısı arasında iyi bir korelasyon elde edilmiştir.

Anahtar kelimeler: Denizaltı boru hatları, yerel oyulmalar, akarsu geçişleri, maksimum oyulma derinliği tahmini.

ABSTRACT

Pipelines that are used to convey water, petroleum gas or any other fluid across a river are generally buried under the bed. The pipes may become partially exposed to action of a current when a flood causes a general scour in the bed of the river. Prediction of the scour produced below pipelines placed transversally to a current on a movable bed constitutes an important problem in pipeline engineering practice.

In this study, the scour depths around pipe, which have the square shape are experimentally investigated. The results of dimensionless analysis obtained showed that the relative equilibrium scour depth S/D are dependent on the relative flow depth (y_n/D), Reynolds number of the pipe (Re) and Froude number of the flow (Fr).

The first chapter discusses the description of scour and its properties. The factors affected the scour has also explained.

In the second section , boundary layer and water surface profiles are taken up.

In the third section, the sediment transport mechanism and handicaps which effects the scour under the pipelines were also explained.

In the fourth chapter, some studies and numerical modellings about scour around pipelines are mentioned.

In the fifth chapter, experimental studies about the topic are mentioned.

In the sixth and seventh sections , experiment results and regression analysis are evaluated.

Experiments were performed in a rectangular laboratory channel. Pipes of three different sizes were located on the top of the bed. Froude number of flow was found to be an important parameter in the definition of the scour process. Good correlations were achieved the relationship between Froude number of flow and dimensions of scour hole as the most important parameters.

Keywords: Submarine pipelines, local scours, river crossings, prediction of maximum scour depth.

1. GİRİŞ

Akarsu yatağına yerleştirilen herhangi bir yapı, akımda bazı değişikliklere yol açar. Bu değişimlerin önceden tahmin edilmesi gerekir. Zaman içinde önceden tahmin edilemeyen problemlerin ortaya çıkması yapının görevini yerine getirememesine yol açar.

Akarsulara yatay olarak yerleştirilen boru hatları ve tüneller akım kesitinin bir kısmını kapatarak, akım alanında bir takım değişikliklere neden olurlar. Bunlar engel etrafındaki akım çizgilerindeki sapmalar, sınır tabakasının oluşması ve ayrılması, vorteks sistemler ve sekonder hareketler gibi yersel olaylardır.

Akım karakteristiklerindeki bu yersel değişimlerden tabandaki katı madde hareketi de etkilenir. Katı madde dengesinin bozulmasıyla engel etrafında oyulmalar başlar.

Oyulma derinlikleri önceden yeterli doğrulukta tahmin edilerek projelendirme yapılmaz veya oyulmanın meydana getireceği problemlere karşı yeterli tedbir alınmazsa, boru hattında deformasyonlar olur.

Bu sebeple, olaya etkili parametrelerin önemine, engelin değişen tip ve durumuna göre oyulmanın nasıl ve ne ölçüde ortaya çıkacağını bilmek gerekir.

1.1 Genel Bilgiler

Hareketli tabanlı bir akarsuya yerleştirilen herhangi bir engel, o noktada akım karakteristiklerinde değişimlere yol açar. Engel etrafında akıma ait hız ve basınç alanlarındaki değişimler, bunlara bağlı olarak da engel etrafında bulunan sınır tabakasından ayrılmalar meydana gelir. Ayrılmalar sonucu çeşitli biçim ve büyüklükte vorteks sistemler ve sekonder hareketler oluşur.

Akarsulardaki taban malzemesi hareketi, akım karakteristiklerindeki yukarıda sözü edilen değişikliklerin bir fonksiyonu olduğundan, akarsuda böyle bir değişikliğe yol açan engel etrafındaki katı madde hareketini ve varsa oyulma-yığılma gibi problemlerin inceleme ihtiyacı ortaya çıkarmaktadır.

1.2 Kıvrımlı Kanallar

Bir açık kanaldaki kıvrım veya eğrilik ek bir dirence sebep olur. Akım direncinde meydana gelen değişim, kıvrımın memba kısmında su derinliğinin artmasına ve akım hızında azalmaya yol açar. Kabarma etkisi, dış kıvrımın mansap bölgesi yakınlarında özellikle, sınır tabakasından ayrılma sonucu oluşan keskin eğriliklerde daha belirgin hale gelir.

Kıvrımda meydana gelen akımın en önemli karakteristikleri, helikoidal akım ve maksimum hız yörüngesinin hareketidir. Helikoidal akım sürtünme, merkezkaç ve atalet kuvvetlerinin birbiriyle etkileşimi sonucu ortaya çıkmaktadır. Kanal tabanı yakınlarında akışkan zerreciklerinin hızları tabanda oluşan sınır direncinden dolayı büyük ölçüde azalır. Taban yakınlarında daha yavaş hareket eden akışkan zerrecikleri, merkezkaç ve basınç kuvvetleri arasında bir denge oluşturmak için daha keskin eğrisel bir yörünge izlerken, daha büyük ataletle sahip olan yüzeydeki akışkan zerreciklerinin yörüngeleri kanalın tabanına doğru olur. Akışkan kütlesi, sürekliliğini devam ettirmek için dış kıyıda tabana doğru hareket ederken, iç kıyı boyunca tabandan yukarı doğru hareket eder. Bunun sonucu, teğetsel hız bileşenine ilave olarak kanal eksenine dik radyal hız bileşeni meydana gelir. Bu radyal hız bileşeni en kesit planında sekonder akımı oluşturur (Ağaçcıoğlu, 1995).

Doğal akarsularda olduğu gibi kanal kıvrımlarındaki katı madde taşınımının mekanizması doğrusal kanallara göre çok daha karmaşık bir yapıya sahiptir. Bu farklılık iki şekilde açıklanabilir. Birincisi, kanal kıvrımlarındaki üniform olmayan katı maddenin hem boyuna hem de enine doğrultuda taşınım göstermesi ve kıvrımdan dolayı sekonder akımın yarattığı tabakalaşma olayıdır. İkincisi ise doğal akarsulardaki kararsız akımın, akım yapısını ve bu suretle katı madde tanelerinin hareketini etkilemesidir.

Tam gelişmiş alüviyal tabanlı kıvrımlı akarsularda, enine tabakalaşma gözlenir. Tane büyüklükleri iç kıyı yakınında ince malzemeli bar ve dış kıyıda kaba malzemeli çukur şeklinde davranış gösterir.

Bir akarsu kıvrımında büyük bir taşkın olması durumunda taban profilinde zamanla değişiklikler gözlenir ve kısa sürede yeni bir taban profili oluşur. Oyulma ve yığılmanın gelişim biçiminin bilinmesiyle akarsu kıyıları ve hidrolik yapılar emniyet altına alınabilir. Bundan dolayı kıvrımdaki oyulma ve yığılmanın mekanizmasının iyi bilinmesi gerekmektedir.

Hareketli tabana sahip kıvrımlı kanallarla ilgili hem teorik hem de deneysel pek çok çalışma yapılmıştır. Rozovskii (1957) ve Yen (1965) sabit tabanlı kıvrımlı kanallarda akım yapısı ve sınır kayma gerilmesi ile ilgili çalışmalar yapmışlardır. Yen (1967), taban denge durumu, akım yapısı ve ikisi arasındaki etkileşimi araştırmak için bir kanal kıvrımında deneysel çalışmalar yapmıştır. Engelund (1974), Kikawa vd. (1976), Falcon ve Kennedy (1981), kararlı akım şartlarında akarsu kıvrımlarında taban topoğrafyası ve akım yapısı ile ilgili çalışmalar yapmışlardır. Ayrıca kanal kıvrımındaki üniform olmayan katı madde ile ilgili ilk kapsamlı çalışma Allen (1970) tarafından sunulmuştur. Bu çalışmada, tane büyüklük dağılımı tanelere

etki eden kuvvetlerin dengesinden iyi bir şekilde tahmin edilmiştir. Bridge (1976), kıvrımlı kanallarda tabakalaşma olayı ile ilgili çalışmalar yapmıştır. Odgaard (1982), katı madde hareketi için kritik kayma gerilmesi yaklaşımına dayanan bir analiz sunmuş ve yanal tabakalaşmadan kaynaklanan enine yöndeki katı madde büyüklük dağılımını belirlemek için katı maddenin ağırlığının enine bileşeni ve enine taban kayma gerilmesi arasında kuvvetler dengesini kurmuştur. Ikeda vd. (1987), kıvrımlardaki taban malzemesinin tabakalaşmasının maksimum denge oyulma derinliğini %10-40 azaltabileceğini belirtmiştir. Yen ve Lin (1990), farklı irilikteki katı maddeleri kullanarak deneysel çalışmalar yapmışlar ve tane irilik derecesinin kanal kıvrımlarındaki taban üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu belirtmişlerdir. Graf ve Suszka (1985), doğrusal bir kanalda kararlı ve kararsız akım şartlarında katı madde taşınımını araştırmışlardır. Nouh (1989), doğrusal bir kanalda kararsız akım durumunda tane büyüklüğü ile ilgili deneysel çalışma yapmıştır.

Kararsız akım şartlarında kanal kıvrımlarındaki katı madde hareketi ve akım karakteristiklerinin bilinmesi çok önemlidir. Yapılan çoğu araştırma doğrusal bir kanalda kararlı akım durumunda katı madde hareketi ile ilgilidir. Kararsız akım durumunda eğrisel bir kanaldaki taban topoğrafyası ve enine tabakalaşma ile ilgili yeterince araştırma yapılmamıştır. Fakat akarsu kıvrımları ile ilgili mühendislik problemleri ile karşılaşıldığında, kararsız akım durumunda üniform olmayan katı maddenin davranışının bilinmesi gerekmektedir. Akarsuların plan, proje ve kontrollerinin iyi yapılması için kararsız akım durumunda üniform olmayan katı madde davranışının iyi bilinmesi gerekmektedir.

1.3 Engelden Dolayı Akımda ve Tabanda Meydana Gelen Değişiklikler

1.3.1 Akım Karakteristiklerinde Değişim

Kıvrımlı bir kanalda akıma yerleştirilen herhangi bir engel, yerel olarak akımın karakteristiklerinde önemli değişikliklere neden olur (Üç, 1979). Bu değişimler;

- 1) Engelden dolayı akım çizgilerinde meydana gelen sapmalar ve bunun neticesi olarak da engel etrafında hız ve basınç alanlarında değişimler,
- 2) Engel etrafında sınır tabakasının oluşması, hız ve basınç alanlarındaki değişimlerin neticesi olarak, sınır tabakasından ayrılmalar,
- 3) Sınır tabakasından ayrılmanın neticesinde engel etrafında çeşitli biçim ve büyüklükte vorteks sistemlerin oluşması ve sekonder hareketler,
- 4) Engel etrafında oluşan vorteks sistemler ve sekonder akımın etkisiyle tabanda dengede

bulunan katı maddelerin yerinden sökülmesi ve taşınması,

- 5) Engel etrafında oyulmanın başlaması ve oyulma çukurunun oluşması, olarak sıralanabilir.

1.3.2 Kıvrımlı Kanallarda Basınç Dağılımı

Francis ve Asfari (1971), r yarıçaplı ve j taban eğimli kıvrımlı bir kanalda bir akışkan elamanına etkiyen kuvvetlerin dengesini yazarak (Şekil 1.1), kıvrımlı bir kanalda oluşacak basınç dağılımının yaklaşık olarak hidrostatik basınç dağılımına uyduğunu göstermişlerdir. Söz konusu akışkan elamanına etki eden kuvvetler;

-y doğrultusunda;

$$-\frac{\delta P}{\delta r} + \frac{\rho V_r^2}{r} = 0 \quad (1.1)$$

-z doğrultusunda;

$$-\frac{\delta P}{\delta z} + \rho g \cos \alpha = 0 \quad (1.2)$$

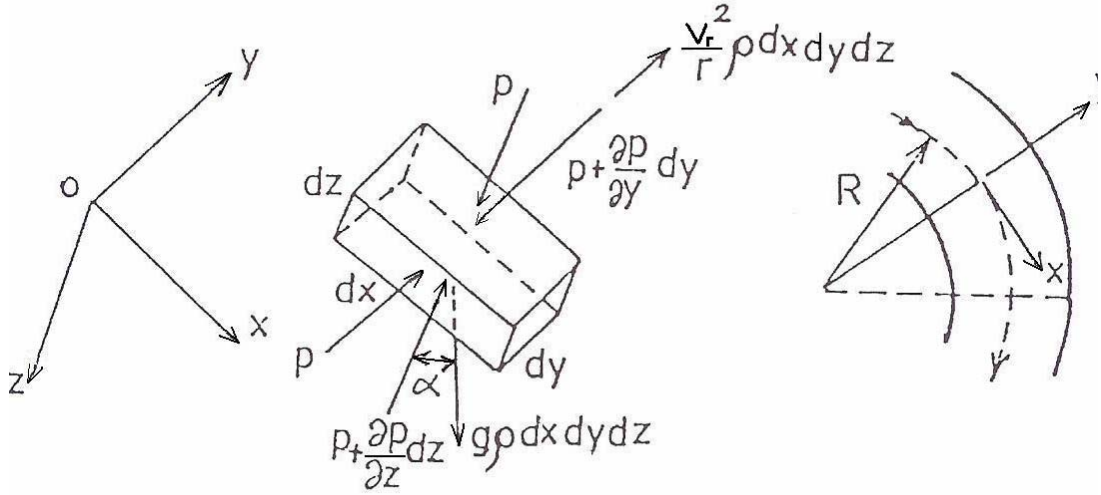
şeklinde yazılabilir. (1.1) ve (1.2) eşitlikleri integre edilip sınır şartları göz önüne alınırsa;

$$\frac{P}{\gamma} = \frac{V_r^2}{r} \frac{y}{g} \quad (1.3)$$

ve

$$\frac{P}{\gamma} = z \cos \alpha \quad (1.4)$$

elde edilir. (1.1) ve (1.4) eşitliklerinden görüleceği gibi, kıvrımın iç kısmından dış kısmına doğru gidildikçe su derinliğinin arttığı, buna karşılık kanaldaki basınç dağılımının yaklaşık olarak hidrostatik basınç dağılımına uyduğu görülebilir.



Şekil 1.1 Kıvrımlı kanaldaki akışkan parçacığına etki eden basınç kuvvetleri (Francis ve Asfari, 1971)

1.3.3 Kıvrımlı Kanallarda Hareket Denklemleri

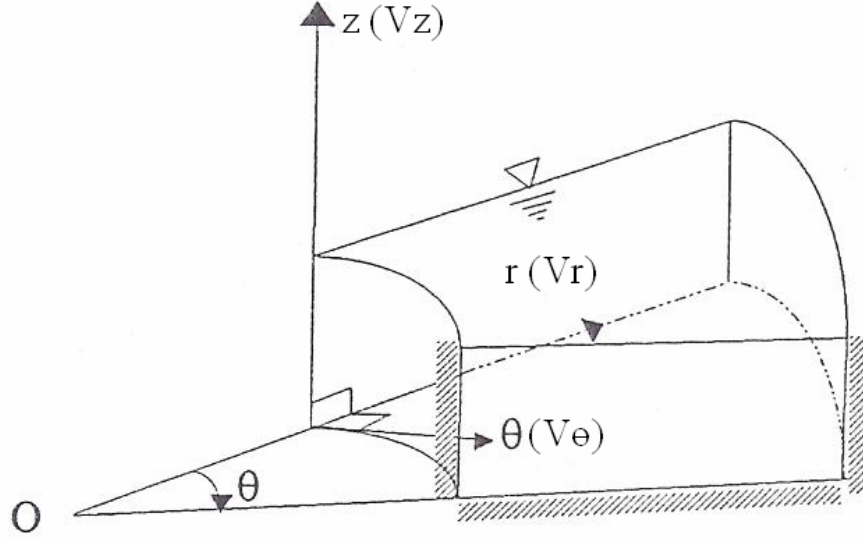
Rozovskii (1957), çeşitli kabuller yaparak, hareket denklemlerini basitleştirmiş, radyal hız ile ilgili ifadeler vermiştir. Rozovskii'nin (1957) yaptığı kabuller aşağıdaki gibidir;

- Akım kararlıdır,
- Kıvrım yeterince uzundur,
- Kanal genişliğinin su derinliğine oranı 10'dan büyüktür (geniş kanal kabulü),
- Kıvrım eğrilik yarıçapı ve kanal genişliği hemen hemen aynı büyüklüktedir,
- Türbülans kayma gerilmesi, kinematik eddy viskozitesi ε ile verilebilir.

Bu kabullerle, radyal (enine) doğrultudaki hareket denklemini silindirik koordinat sisteminde (Şekil 1.2),

$$-\frac{V_{\theta}^2}{r} + gJ_r = \frac{\delta}{\delta z} \left(\varepsilon \frac{\delta V_r}{\delta z} \right) \quad (1.5)$$

ile verilmektedir. Araştırmacının belirttiğine göre (1.5) eşitliği ilk olarak Makkaveev (1940) tarafında kullanılmıştır. (1.5) eşitliğinde,



Şekil 1.2 Silindirik koordinat sistemi (Rozovskii, 1957)

V_r = Kıvrımda radyal (enine) hız bileşeni

V_θ = Silindirik koordinatlarda teğetsel (boyuna) hız bileşeni,

J_r = Radyal doğrultuda su yüzü eğimi,

r = Kıvrım eğrilik yarıçapı

ε = Eddy viskozitesi,

olarak verilmektedir. Araştırmacı, $\eta = z/h$ rölatif derinliğini, Prandtl'ın yarı logaritmik düşey hız dağılımını veren,

$$V = V_{Max} + \frac{1}{\chi} u_* \ln(\eta) \quad (1.6)$$

bağıntısı ve radyal su yüzeyi eğimi için,

$$J_r = \frac{V_{\theta m}^2}{gr} \quad (1.7)$$

eşitliğini kullanarak (1.5) eşitliğinden radyal hız bileşeni için,

$$V_r = \frac{h}{\chi^2 r} V_\theta \left[F_1(\eta) - \frac{\sqrt{g}}{C\chi} F_2(\eta) \right] \quad (1.8)$$

eşitliğini çıkarmıştır. Burada; χ = Karman sabitidir ve $F_1(\eta)$ ve $F_2(\eta)$ fonksiyonları,

$$F_1(\eta) = \int_0^1 \frac{2 \ln \eta}{\eta - 1} d\eta,$$

$$F_2(\eta) = \int_0^1 \frac{2 \ln \eta^2}{\eta - 1} d\eta$$

olarak verilmektedir. Araştırmacı karman sabitini $\chi = 0,5$ alarak (1.8) eşitliğini,

$$V_r = 4V_\theta \frac{h}{r} \left[F_1(\eta) - \frac{2\sqrt{g}}{C} F_2(\eta) \right] \quad (1.9)$$

şeklinde düzenlenmiştir.

Muramoto (1967), kıvrımdaki çevrinti hareketini inceleyerek kanal tabanının oluşturduğu vortisitenin viskoz difüzyonundan hareketle, radyal hız için;

$$V_r = \frac{Dh}{\chi^2 r^2} (\ln \eta - 2 \ln \eta + \eta) \quad (1.10)$$

eşitliğini elde etmiştir. Burada;

D = Silindirik ayak çapı,

ξ = Vorteks bileşeni,

ε_s = Difüzyon katsayısı,

olarak verilmiştir.

Francis ve Asfari (1971) ise kıvrımın giriş kesitinde V_θ teğetsel hızının logaritmik hız dağılımına uyduğunu ifade ederek,

$$V_\theta = V_{\theta m} \left[1 + \frac{\sqrt{g}}{\chi C} + \ln \eta \right] \quad (1.11)$$

eşitliğini vermişlerdir. Burada,

$V_{\theta m}$ = Akım derinliklerine göre ortalama teğetsel (boyuna) hız,

u_* = Taban kayma hızı,

η = Akım içindeki herhangi bir noktanın rölatif derinliği (z/h)' dir.

Francis ve Asfari (1971), helikoidal akımdan dolayı teğetsel hızda önemli değişimlerin olacağını belirterek hesaplanan değişim miktarının (1.11) eşitliğinden elde edilen değere ilave

edilmesi gerektiğini ifade etmişlerdir. Araştırmacılar, değişim miktarının hesabı için de aşağıdaki ifadeyi vermiştir.

$$\Delta V_{\theta} = \frac{r\Delta\theta}{V_{\theta}} \left[V_r \frac{\Delta V_{\theta}}{\Delta r} + V_z \frac{\Delta V_{\theta}}{\Delta z} + \frac{V_r V_{\theta}}{r} \right] = 0 \quad (1.12)$$

ifadesi bulunur. (1.12) eşitliğinden elde edilen ΔV_{θ} hesaplanabilir. Bu durumda yeni teğetsel hızın değeri;

$$V_{\theta}' = V_{\theta} + \Delta V_{\theta} \quad (1.13)$$

formülünden hesaplanabilir. Bu yeni hız, değiştirilmiş teğetsel hız olarak adlandırılır. Francis ve Asfari (1971), V_{θ} hızlarının kıvrımlı bir kanaldaki dağılımı için, $\max V_{\theta}$ 'nin kıvrımın giriş kesitinde iç kenara yakın kısmında meydana geldiğini ve daha sonra kıvrımın dış kenarına doğru yer değiştirerek çıkış kesitinde en büyük değere ulaştığını belirtmişlerdir.

Kikkawa (1973), akarsuların genellikle hidrolik pürüzlü sınırlara sahip olduklarını kabul ederek, Rozovskii'nin (1961) hareket denklemlerinden boyuna hız dağılımı için aşağıdaki ifadeyi vermiştir.

$$\frac{V_{rb}}{V_{\theta b}} \tan \delta = f \left(\frac{r}{r_e} \right) \frac{h}{r} \frac{1}{\chi} \frac{1}{8.5} \left(-4.167 \frac{V_e}{u_{*e}} + \frac{2.64}{\chi} \right) \quad (1.14)$$

Burada,

V_{θ} = Boyuna hız dağılımı,

V_e = Kanal eksenindeki derinlik boyunca ortalama hız,

u_{*e} = Kanal eksenindeki kayma hızı,

r = Kıvrım eğrilik yarıçapı,

r_e = Kanal eksenindeki eğrilik yarıçapı,

h = Akım derinliği,

f = Cidar yakınları hariç her yerde sabit (r 'ye bağlı),

k = Pürüz yüksekliği, $z+h=k$ olduğunda, kanal tabanındaki teğetsel hız, $V_{\theta b}$, aşağıdaki formu alır.

Engelund (1974), kıvrımlı kanallarda taban topoğrafyası ve akım yapısını incelemiştir. Kararlı kesitli kıvrımlı kanallardaki kararlı akım durumunda helikoidal akım teorisini inceleyerek

elde ettiği sonuçları hareketli tabanlı ve kıvrımlı akarsulara uygulamıştır.

$$\frac{V_0 - V}{u_*} = 2.5 \ln \left(\frac{h}{h-z} \right) \quad (1.15)$$

Burada;

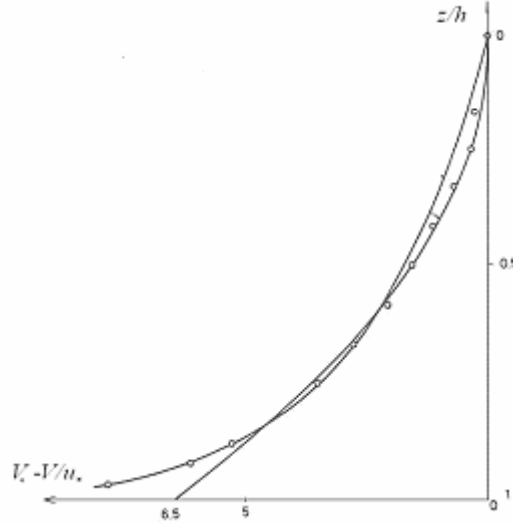
V_0 = Su yüzeyindeki boyuna hız,

V = Derinlik boyunca değişen hız,

h = Akım derinliği,

u_* = Kayma hızıdır.

Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa (1976), sabit eğrilikli kıvrımlı kanallarda ortalama akım karakteristikleri, taban kayma gerilmeleri ve taban topoğrafyasındaki değişimlerle ilgili teorik ve deneysel çalışmalar yapmışlardır.



Şekil 1.3 Üniform açık kanalda hız dağılımı (Rozovskii, 1961)

Araştırmacılar, Kikkawa (1971) ve Rozovskii (1961) tarafından verilen sekonder akımı ifade eden hareket denklemini kullanarak, geniş açık kanallar için kıyı civarı hariç,

$$\frac{V_r}{V_a} = f^2 \frac{h}{r} \frac{1}{\chi} \left[F_A(\xi) - \frac{1}{k} \frac{u_{*r}}{V_a} F_B(\xi) \right] = f^2 \frac{h}{r} \frac{1}{\chi} F(\xi);$$

$$F_A(\xi) = -15 \left(\xi^2 \ln \xi - \frac{1}{2} \xi^2 + \frac{15}{54} \right); \quad (1.16)$$

$$F_B(\xi) = \frac{15}{2} \left(\xi^2 \ln^2 \xi - \xi^2 \ln \xi + \frac{1}{2} \xi^2 - \frac{19}{54} \right)$$

bağıntılarından radyal hız ifadesinin bulunabileceğini belirtmişlerdir.

Burada,

r = Radyal koordinat,

z = Düşey koordinat,

ε = Eddy viskozitesi,

V_θ = Ana akım doğrultusundaki boyuna hız,

V_a = Bir en kesitteki ortalama hızdır.

1.3.4 Kıvrımlı Kanallarda Hız Dağılımı ve Sekonder Akım

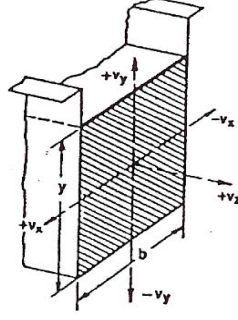
Kıvrımlardaki akımın en önemli karakteristiklerinden biri olan helikoidal akım ilk olarak 1868'de Joseph Boussinessq ve 1876'da James Thomson tarafından incelenmiştir. Shurky (1950), helikoidal akımı, kıvrımda oluşan kabarma miktarını ve kıvrımdaki maksimum hız yörüngesini deneysel olarak araştırmıştır. Değişik akım şartlarına sahip farklı kıvrımlarda, helikoidal akımın etkisini ve büyüklüğünü ifade etmek için, helikoidal hareketin gücü olarak bilinen bir ifade kullanmıştır. Bu ifade, verilen bir en kesitte sekonder hareketin ortalama kinetik enerjisinin, akımın toplam kinetik enerjisine oranı olarak tarif edilmiştir. Akımın kinetik enerjisi hızın karesiyle orantılıdır. Şekil 1.4'deki xy planında gösterilen kanal en kesatine göre, helikoidal akımın gücü,

$$S_{xy} = \frac{V_{xy}^2}{V^2} 100 \quad (1.17)$$

olarak verilir. Burada,

V_{xy} = xy plandaki ortalama hız vektörü,

V = En kesitteki ortalama hızdır. Böylece, kanal eksenine paralel olan bütün akım çizgileri için $S_{xy} = 0$ olur.



Şekil 1.4 Kanal en kesiti (Chow, 1959)

Shurky (1950) dikdörtgen en kesitli bir kanal kıvrımında, nehir rejimli akım şartlarında yapmış olduğu deneyler sonucunda elde ettiği sonuçları aşağıdaki şekilde özetlemiştir;

- S_{xy} , r_e/b (kıvrımın eksen eğrilik yarıçapı/kanal genişliği) oranının artışı ile dereceli olarak azalır ve $r_e/b=1$ 'de minimuma ulaşılır (yani eğrilik etkisi en düşük seviyededir).
- S_{xy} , akımın Re sayısı büyüdükçe küçülür.
- S_{xy} , h/b (derinlik/genişlik) oranı arttıkça azalır.
- S_{xy} , θ kıvrım açısı büyüdükçe artar. S_{xy} 'deki artış miktarı, $\theta/180 = 0.0-0.5$ arasında (kıvrımın ilk yarısında), $\theta/180 = 0.5-1.0$ (kıvrımın ikinci yarısında) arasındaki değerlerden hemen hemen iki kat daha büyüktür.
- Sekonder akımın kinetik enerjisi, teğetsel akımın kinetik enerjisine kıyasla daha küçüktür ve dolayısıyla kıvrım direncinden meydana gelen enerji kaybında küçük bir kısmı oluşturur.
- Kıvrım direncinden meydana gelen enerji kaybı katsayısı Re , r_e/b ve θ parametrelerinin her biriyle önemli ölçüde değişir.
- Kıvrım direnç katsayısı $Re > 1.10^4$ değerlerinde daha büyük bir değişim gösterir.

Burada, θ kıvrım açısını, r_e kanal ekseninin eğrilik yarıçapını göstermektedir.

Bu sonuçlara göre, kıvrımlı bir kanalda maksimum hız yörüngesi kıvrımın membasındaki bir kesitte normalinden saparak, hemen hemen iç kıyıya dokunur ve su derinliği minimum olur. Daha sonra maksimum hız yörüngesi kademeli olarak dış kıyıya doğru hareket eder.

Choudhary ve Narasimhan (1977), 180^0 'lık bir açık kanal kıvrımında dar ve geniş kanallarda nehir rejimli akım şartlarında, şev ve taban kayma gerilmesi (erozyon kapasitesi) ve helikoidal hareketin gelişimini (taşıma kapasitesi) deneysel olarak araştırmışlardır. Deneysel eksen eğrilik yarıçapı $r_e=80$ cm, genişliği $b=96$ cm, derinliği $h=25$ cm olan bir dikdörtgen kanalda gerçekleşmiştir. Kıvrımdan önce 10,11m, kıvrımdan sonra 11,45 m'lik doğrusal kanal kısmı mevcuttur. Değişik akım şartlarında dar kanal $b/h=5$ ve geniş kanal $b/h=10$ için Froude sayılarının 0.2, 0.4 ve 0,6 değerlerinde çalışılmıştır.

Araştırmacılar ölçümleri, kıvrımda 15^0 'lık radyal aralıklarla, doğrusal kısımda 50 cm'lik aralıklarla gerçekleştirilmiştir. Radyal ve teğetsel hızlar pitot tüpü yardımıyla her en kesitte 5 düşey boyunca, taban ve şev kayma gerilmeleri ve boyuna hız bileşeni V_θ 'nın kanal eksenine yaptığı β sapması ölçülmüştür. Su yüzü profilindeki değişimler de preston tüpü yardımıyla belirlenmiştir.

Araştırmacılara göre, helikoidal hareket $\theta=15^0$ 'de dış kıyıda başlamakta ve $\theta=105^0-120^0$ civarında maksimuma ulaşmaktadır. Froude sayısındaki artış veya b/h oranındaki azalma, helikoidal hareketin daha erken oluşmasına ve daha hızlı gelişmesine yol açmaktadır. Helikoidal hareket $\theta=115^0$ 'de dış kıyı bölgesinde maksimuma ulaşmaktadır. Aynı zamanda, $\theta=115^0$ 'de dış kıyı yakınlarında büyük kayma gerilmesi meydana gelmekte ve helikoidal hareketin yönü ve şiddeti taban malzemesini hareket ettirmeye çalışmaktadır. Bundan dolayı taban koruma çalışmalarının, kıvrımın bu bölgesinde yapılması daha uygun olmaktadır. Merkezi rejim bölgesinde helikoidal hareketin Froude sayısından bağımsız olduğu görülmektedir. Helikoidal hareket $\theta=120^0$ 'den sonra iç kıyıda bozulmaya başlamakta ve b/h oranındaki azalmayla helikoidal hareketin bozulma oranı azalmaktadır.

Chang (1983a; 1983b), nehir rejimli akım şartlarında tam gelişmiş türbülanslı akıma sahip hafif eğrilikli bir açık kanal kıvrımındaki enerji kayıplarını analiz etmiştir. Araştırmacılar, kıvrımlı bir kanalda enerji kayıplarındaki artışın aşağıdaki nedenlerden meydana geldiği ifade etmişlerdir.

- 1) Sekonder akımdan dolayı içsel akışkan sürtünmesi,
- 2) Radyal kayma gerilmesinin sonucunda sınır direnci ,
- 3) Keskin kıvrımlarda sınır tabakasındaki ayrılma sonucunda oluşan eddy kaybı,
- 4) Büyük Froude sayılarında oluşan ani sıçramadan dolayı eddy kaybıdır.

Sekonder akımdan dolayı oluşan enerji kaybı, h/r oranı, Froude sayısı ve kanal pürüzlülüğü ile doğru orantılıdır. Radyal enerji kaybının toplam enerji kaybına oranı, h/r oranı ile

doğrudan ilişkilidir, fakat kanal pürüzlülüğü ile ters orantılıdır. Sekonder akım kanal geometrisinden etkilenir. Dolayısıyla, diğer şartları aynı olan dar bir kanaldaki radyal enerji kaybı daha geniş bir kanala göre daha küçüktür. Bunun nedeni, cidar yakınında radyal hızların bozulmasıdır. Büyük h/r oranlarında ya da küçük kanal pürüzlülüklerinde radyal kayıplar toplam kayıplardan daha büyük olabilir.

De Vriend ve Struiksma (1981), bir açık kanal kıvrımındaki akımın yapısını aşağıdaki şekilde özetlemiştir;

Kıvrım bölgesine yaklaştıkça akım, akım çizgisinin eğriliğini tedrici arttırmaya çalışan memba tarafındaki basınç yükünün etkisiyle karşılaşır. Kıvrıma girişte, akım çizgisinin eğriliği, kıvrımın iç kıyısında akımın hızlanması yol açan (potansiyel akım etkisine yol açan) radyal ve teğetsel basınç gradyanlarına sahiptir. Kıvrım girişinden sonra akım, üniform olmayan derinlik dağılımına tedrici olarak kendine uydurmaya çalışır. Derinlik boyunca ortalama hızın radyal dağılımının dışa doğru sapmasına neden olur. Bu dışa doğru sapma, sekonder akımın düşey bileşenin konvektif ivme etkisini arttırmaya çalışır.

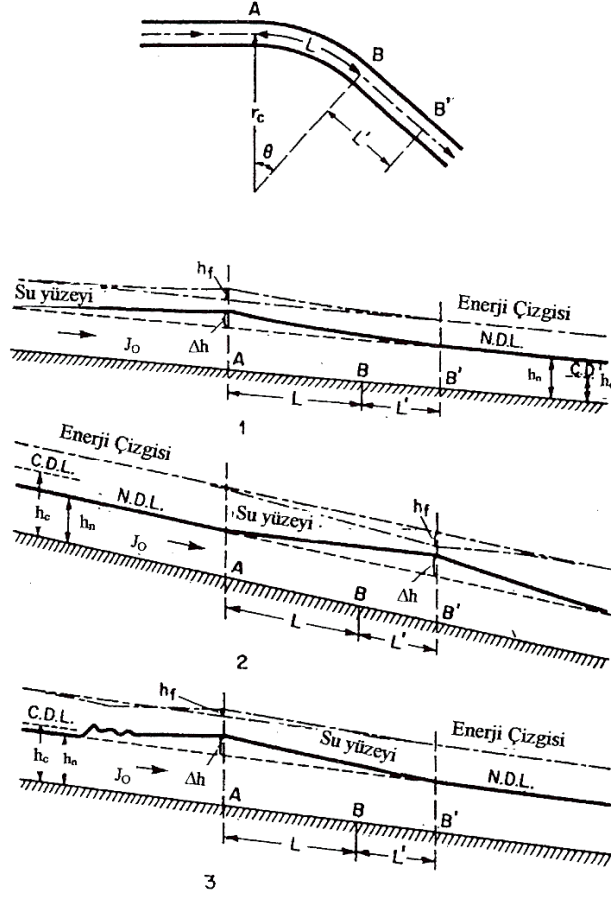
Kıvrım çıkışına doğru ise, akım çizgisinin eğriliği tedrici olarak azalır. Radyal doğrultudaki basınç gradyanındaki değişim, kıvrımın iç kıyısında akımı yavaşlatan, dış kıyısında ise hızlandıran teğetsel basınç gradyanlarına neden olur. Kıvrım çıkışında da akımdaki bu değişiklikler kendisini taban topografyasına uydurmaya çalışır.

1.4 Kıvrımlı Kanallarda Enine ve Boyuna Su yüzü Profilleri

Müller (1941), bir kanal kıvrımında sel ve nehir rejimli akım şartlarında, teğetsel su yüzü profillerinin değişimini incelemiş ve nehir rejimli akım şartlarında, kanal kıvrımında oluşan teğetsel su yüzü profilini Şekil 1.5 (1)'deki gibi vermiştir. Şekilden de görüleceği gibi, kanaldaki akımın özgül enerjisinde meydana gelecek ΔE kadarlık bir artış, su yüzeyinde Δh kadarlık bir artışa karşılık gelir. Su yüzündeki bu artış, nehir rejimli bir kanalda kıvrımın mevcudiyetinin, savak veya barajdakine benzer kabarma etkisine sahip olduğunu gösterir. Kabarma profili M1 tipindedir ve A noktasından membaya doğru üniform su derinliğine asimptot olur.

Şekil 1.5 (2)'de sel rejimli akım şartlarına sahip bir kıvrımdaki enerji çizgisi ve su yüzü profili görülmektedir. Enerji seviyesi kıvrımda ve doğrusal kısımda azalır ve B' noktasında ΔE kadarlık azalma meydana gelir. Bu noktada su yüzeyi, Δh kadar yükselir. Su derinliği kritik derinliği geçerse hidrolik sıçrama meydana gelir.

Şekil 1.5 (3)'de ise normal akım derinliğinin, kritik derinlikten çok az küçük olması durumunu göstermektedir.



Şekil 1.5 Bir açık kanal kıvrımında enerji çizgisi ve su yüzü profili (Müller, 1941)

Grashof (1917), her bir akım çizgisine Newton'un 2.hareket kanununu uygulamış ve tüm kanal kesiti boyunca integre ederek, radyal (enine) su yüzü profilini logaritmik bir ifade ile vermiştir. Buna göre kabarma miktarı;

$$\Delta h = 2.30 \frac{V_z^2}{g} \log \frac{r_0}{r_i} \quad (1.18)$$

ifadesi ile belirlenebilir. Burada, r_1 ve r_0 sırasıyla iç ve dış kıyı eğrilik yarıçaplarıdır.

Chow (1959), kıvrımdaki tüm teğetsel hızların V_z ortalama hızına eşit olduğu ve tüm akım çizgilerinin r_e eğrilik yarıçapına sahip olduğunu kabul ederek ve enine su yüzeyinin lineer olarak değiştiğini varsayarak, kıvrımlı kanallarda meydana gelecek kabarma miktarını basit olarak,

$$\Delta h = \frac{V_z^2}{gr_e} \quad (1.19)$$

eşitliği ile vermiştir.

C.L Yen ve B.C Yen (1971), hareket denklemini kullanarak su yüzü profilinin ve kabarmanın, helikoidal akımdan ve kanal taban topoğrafyasından ne şekilde etkilendiğini araştırmışlardır. Araştırmacıların, silindirik koordinat sisteminde türbülanslı akımın Reynolds denklemlerinden yararlanarak elde ettikleri radyal eğimini veren ifade;

$$J_r = \frac{V_m^2}{2gr} \left\{ -2 \frac{r}{h} \left(\frac{u_*}{V_m} \right)^2 \sin \phi + \int_{z_0/h}^{z_2/h} 2 \left[\left(\frac{V_\theta}{V_m} \right)^2 - \frac{V_\theta}{V_m} \frac{\delta \left(\frac{V_r}{V_m} \right)}{\delta \theta} \right] d \left(\frac{z}{h} \right) \right\} \quad (1.20)$$

olarak bulunur. Burada,

J_r = Enine su yüzü eğimi,

V_r, V_θ, V_z = Sırasıyla r, θ ve z doğrultularındaki geçici ortalama hız bileşenleri,

h =Yersel akım derinliği ($z_1 - z_0$),

$\sin \phi = V_r / V_\theta$ ve V_m = Kanalın doğrusal kısmındaki ortalama hızı ifade etmektedir.

(1.20) eşitliğinin sağ tarafındaki parantez içindeki ilk terim, taban kayma gerilmesinin radyal bileşeninin enine su yüzü eğimine etkisini göstermektedir. İkinci terim, teğetsel hızın doğrultusundaki değişimden dolayı radyal ivmenin dikkate alındığını ve son terim de θ doğrultusundaki değişimden dolayı konvektif momentum akısındaki değişimi ifade etmektedir.

C.L Yen ve B.C Yen (1971), (1.20) eşitliğindeki parantez içindeki terimleri sırasıyla C_{r1} , C_{r2} ve C_{r3} olarak ifade etmişler ve yersel enine su yüzü eğimi katsayısını,

$$C_r = C_{r1} + C_{r2} + C_{r3} \quad (1.21)$$

olarak tariflemişler ve enine su yüzü eğimini veren (1.20) eşitliğini,

$$j_r = C_r \frac{V_m^2}{2gr} \quad (1.22)$$

şeklinde basitleştirmişlerdir. Araştırmacılar aynı yaklaşımla,

$$C_\theta = C_{\theta 1} + C_{\theta 2} + C_{\theta 3} + C_{\theta 4} \quad (1.23)$$

olarak teğetsel su yüzü eğimini veren ifadeyi,

$$J_\theta = C_\theta \frac{V_m^2}{2gr_e} \quad (1.24)$$

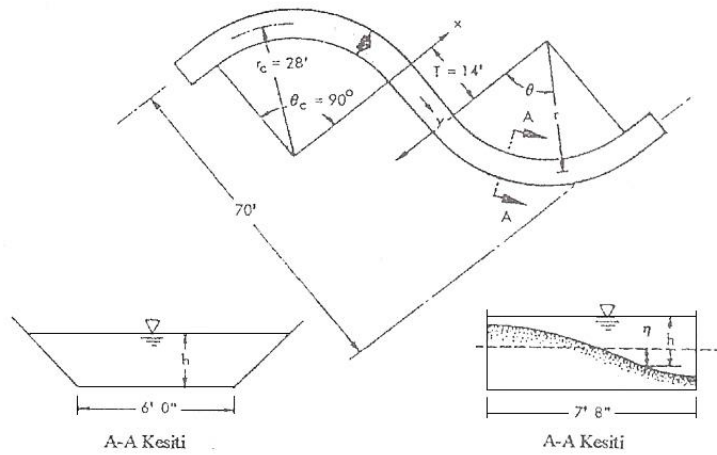
olarak basitleştirmişlerdir. Burada;

J_θ = Teğetsel su yüzü eğimi,

C_θ = Yersel teğetsel su yüzü eğimi katsayısı,

r_e = Kıvrımda eksene olan eğrilik yarıçapıdır.

Araştırmacılar, analizlerini 1962-1966 yılları arasında Mississippi ve Missouri gibi akarsuları temsil eden 90° 'lik kıvrımlara sahip iki farklı modelde (Şekil 1.6) değerlendirmişlerdir. İlk kıvrımda, şev eğimleri 1/1 olan üniform trapez en kesitli bir kanal, diğesinde ise denge yatak modeli olarak isimlendirdikleri, taban topoğrafyası stabil hale gelinceye kadar kum taban üzerinde su resirkülasyonu ile doğal olarak deforme edilmiş dikdörtgen en kesitli kıvrımlı bir kanal kullanmışlardır.



Şekil 1.6 Deney kanalı (C.L Yen ve B.C Yen, 1971)

Araştırmacılar, taban kayma gerilmesi ve hız bileşenlerini çeşitli en kesitlerde ölçerek Cr_1 , Cr_2 ve Cr_3 değerlerini nümerik integrasyonla hesaplamış ve ölçümlerden elde edilen sonuçlarla karşılaştırmışlardır.

C.L Yen ve B.C Yen (1971), herhangi bir en kesitteki radyal su yüzü profili için, radyal su yüzü eğimini veren (1.22) eşitliğini r doğrultusunda integre ederek;

$$H_{re} = \int_{r_e}^r J_r dr = \frac{V_m^2}{2g} \int \frac{C_r}{r} dr \quad (1.25)$$

eşitliğini elde etmişlerdir. Burada,

r_e =Kanal eksen yarıçapı,

r =Dikkate alınan noktanın yarıçapı,

H_{re} =En kesitteki r ve r_e eğriliklerine sahip iki nokta arasındaki su yüzeyi yükseklik farkı olarak verilmektedir.

Eğer kıvrımdaki radyal ve teğetsel hız bileşenlerinin dağılımı biliniyorsa radyal su yüzü eğimi ve radyal su yüzü profili (1.22) ve (1.25) eşitliklerinden elde edilebilir.

Araştırmacılar (1.24) eşitliğini iç kıyıdan dış kıyıya kadar integre ederek su yüzeyindeki yanal (enine) değişimi veren ifadeyi;

$$H_s = \frac{V_m^2}{2g} \int_{r_1}^{r_0} \frac{C_r}{r} dr \quad (1.26)$$

şeklinde elde etmişlerdir. Burada,

H_s = Su yüzeyindeki yanal değişim,

r_1 = İç kıyı eğrilik yarıçapı,

r_0 = Dış kıyı eğrilik yarıçapıdır.

C_s kabarma katsayısı da,

$$C_s = \frac{H_s}{\frac{V_m^2}{2g} \frac{r_e}{b_s}} = \frac{r_e}{b_s} \int_{r_1/r_e}^{r_0/r_e} \frac{C_r}{r} d\left(\frac{r}{r_e}\right) \quad (1.27)$$

ifadesi ile verilmiştir. Burada, $b_s=r_0-r_1$ su yüzü genişliği olarak verilmektedir. Üniform en kesitli kıvrımlar için $C_s=2.2$ alınmasının uygun bir yaklaşım olduğu ve üniform olmayan en kesite sahip kanal kıvrımlarında ise,

$$C_s = \left(\frac{V_{ac}}{V_m}\right)^2 \left(\frac{r_0}{r_e} + \frac{r_i}{r_e}\right) \quad (1.28)$$

ifadesinden hesaplanmasının daha iyi sonuçlar verdiği belirtilmiştir. Burada, V_{ac} = Bir düşey üzerindeki ortalama hızın ortalama teğetsel bileşenidir. Su yüzünde meydana gelecek boyuna (teğetsel) doğrultudaki değişimlerin de,

$$H_{\theta} = \int_0^L (J_{\theta} - J_0) dL = \int_0^L \left(C_{\theta} \frac{V_m^2}{2gr_e} - J_0 \right) dL \quad (1.29)$$

eşitliği ile belirleneceği ifade edilmiştir. Burada J_0 , su yüzü eğimidir.

Apmann'a (1972a; 1972b) göre, kayma gerilmesi dağılımı, kanal sınır deformasyonu ve su yüzündeki yanal değişim, bir kıvrım boyunca teğetsel hız bileşeninin değişimine bağlıdır. Daha önce yayınlanan çözümlerde, hareket denklemlerinin radyal ve düşey hız bileşenlerinin yanal ve düşey değişimleri, yalnızca kararlı üniform akım şartlarında geniş bir kıvrım dikkate alınarak verilmiştir.

Araştırmacı daha önceki çalışmalarda belirtilen su yüzündeki yanal değişim katsayılarının, b/r_e eğrilik oranlarının küçük değerlerinde birbiriyle iyi uyum içinde olduğunu fakat b/r_e nin büyük değerlerinde eşitlikler arasında belirgin farklılıkların bulunduğunu ifade etmiştir.

Araştırmacı, dr genişliğini, $r d\theta$ uzunluğuna ve dz yüksekliğine sahip sonsuz küçük bir akışkan elamanına etki eden merkezkaç kuvveti, radyal kayma gerilme bileşeni ve basınç kuvvetlerinin (hidrostatik dağılımlı) birbirlerine dengelediklerini kabul ederek, su yüzeyindeki yanal değişim katsayısı için;

$$K = \frac{5}{4} \tanh\left(\frac{r_e}{b}\right) \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right) \quad (1.30)$$

ifadesi verilmiştir. Su yüzündeki yanal değişimden hareketle kıvrımdan geçen akım miktarı,

$$Q = A \sqrt{\frac{gH_s}{K}} \quad (1.31)$$

eşitliği ile verilmiştir. Burada,

A =Kabarmanın ölçüldüğü kesitteki radyal en kesit alanı,

H_s =Kıvrımda iç ve dış kıyı arasındaki maksimum su yüzü yükseklikleri farkı,

K =Su yüzü yanal değişim katsayısıdır.

Araştırmacı, (1.30) ve (1.31) ifadelerinin sabit akım şartlarında geçerli olduğunu ifade ederek bu durumda yapılacak hatanın %8-12 arasında kalacağı belirtmiştir.

Choudhary ve Narasimhan'a (1977) göre, su yüzündeki maksimum yanal değişim $\theta=90^\circ$ civarında oluşmakta ve iç kıyıda minimum su derinliğinin oluşmasıyla maksimum kabarma meydana gelmektedir. Froude sayısındaki artış ve b/h oranındaki azalma su yüzü profili ve kabarmanın yerini etkilemez. Araştırmacılar, dar kanallarda $\theta=75^\circ$ ve $r/r_e=1,279$ civarında düşük şiddette ikinci bir helikoidal hareketin yüzey yakınlarında meydana geldiğini belirtmişlerdir.

Araştırmacılar deneysel çalışmalarında, yüzey ve taban akımlarını gözlemlemişler ve üç boyutlu hız ölçümlerini yapmışlardır. Kıvrımlı yaklaşım kanalı akımları için uygulanabilir basitleştirilmiş nümerik model geliştirmişlerdir. Branş kanalı probleminde, branşın mevcudiyetinin ana kanala etkisini belirleyebilmek için deneysel çalışma yapmışlardır.

Georgiadou ve Smith (1986), silindirik koordinat sisteminde momentum ve süreklilik denklemlerinden hareketle, çeşitli kabul ve basitleştirmeler yaparak, ortalama teğetsel su yüzü eğimi J_θ ve radyal su yüzü eğimi J_r ifadelerini aşağıdaki şekilde elde etmişlerdir.

$$J_\theta = \frac{\delta h}{r\delta\theta} = \frac{\frac{Q^2 h}{gb^2} \left[\frac{\lambda}{2} + \frac{b_0}{b} \frac{1-b_d}{r_e\theta_f} \right]}{\left[h^3 - \frac{Q^2}{gb^2} \right]} \quad (1.32)$$

$$J_r = \frac{\delta h}{r\delta} = \alpha_0 \frac{V_\theta^2}{gr} + \frac{\tau_{0r}}{\rho gh} \quad (1.33)$$

Burada,

b_0 = Yaklaşım kanalı memba genişliği,

b_d = Daralma oranı (b_f/b_0),

θ_f = Toplam kıvrım açısı,

α_0 = Ortalama merkezkaç kuvveti radyal bileşeni,

τ_{0r} = Taban kayma gerilmesi radyal bileşeni,

b_f = Yaklaşım kanalı mansab genişliğidir.

Araştırmacılar, λ sürtünme katsayısı ve α_0 ortalama merkezkaç kuvveti katsayısı için de,

$$\lambda = \frac{2g \left[1 + 8 \times 2 \left(\frac{h}{r_e} \right)^2 \right]}{(C^2 h)} \quad (1.34)$$

ifadelerini vermişlerdir.

2. SINIR TABAKASI ve AKIMIN ÖZELLİKLERİ

2.1 Sınır Tabakasının Oluşumu Ve Ayrılması

Katı bir cismin yüzeyine yapışık çok ince bir tabakada etkili olan viskoz kuvvetler ve bunlarla aynı mertebeden olan atalet kuvvetleri, akışkan partiküllerinin, bu tabakanın dışındakilere göre gecikmesine sebep olurlar. Dış akımın bölge kalınlığına oranla çok ince bir kalınlıkta olan sınırdaki bu tabakaya sınır tabakası adı verilir (Durgun, 1964).

Diğer bir deyişle sınır tabakası, cidarın yavaşlatıcı etkisinin görülmediği dış akımın V hızına %1 kadar yaklaştığı bölgeye verilen addır (Commolet, 1963).

“Genelleştirilmiş sınır tabakası hipotezleri” olarak adlandırılan ve sınır tabakasındaki akım için ileri sürülen hipotezler şunlardır :

- 1) Cidara yapışık δ kalınlığındaki bir tabakanın dışında akışkan ideal olarak düşünülebilir. Yani bu bölgede viskozitenin etkileri ihmal edilebilir ve potansiyel hareketin tüm varsayımları uygulanabilir.
- 2) δ sınır tabakası kalınlığı, tabaka içindeki diğer çizgisel uzunluklarla kıyaslandığında çok küçüktür. Yani, L , sınır tabakası içindeki uzunluk ölçüleri mertebesinde ise $L \gg \delta$ bağıntısı vardır.
- 3) Eğer, V , sınır tabakası dışındaki yüzey koordinatları yönündeki hızların mertebesinin sabit değerleri ise, Reynolds sayısı yeter derecede büyüktür ve en az $(L/\delta)^2$ mertebesindedir.
- 4) Sınır tabakasına teğet hız bileşenleri, yerel hızlar (V) mertebesindedir. Buradan süreklilik denklemi, sınıra dik normal hız bileşenlerinin büyüklük mertebesinin $V\delta/L$ olduğunu ifade eder.
- 5) Sınır tabakası içindeki akım türbülanslı ise, Reynolds kayma gerilmeleri, $\rho V^2 \delta/L$ mertebesindedir. Reynolds normal gerilmeleri ise ρV^2 ile $\rho V^2 \delta/L$ mertebesi arasındadır (Hug, 1975).

2.2 Engel Etrafında Oluşan Vorteks Sistemler

Bunlar genellikle üç türlü olmakla birlikte, engel özelliklerine ve olayın mekanizmasına bağlı olarak, her olayda hepsi oluşmayabilir veya oluşanlar bile aynı derecede etkili olmayabilirler. Bu vorteks sistemler ;

- 1) Sürüklenen vorteks sistemler

- 2) Atnalı vorteks sistem
- 3) Art-iz (izli) vorteks sistemler

2.2.1 Sürüklenen Vorteks Sistem

Bu tip vorteks sistemler aynı köşede birleşen yüzeyler arasında sonlu basınç farkları olan durumlarda meydana gelir. Engelin duraklama düzlemi ile kanal tabanının birleştiği yerde oluşan yüksek basınç gradyanları bu vortekslerin oluşmasına neden olur. Genelde tam batık engellerde oluşur.

Taban akımının sınır tabakasından ayrılması ve durgunluk düzleminden aşağı doğru inen akımın sınır tabakasından ayrılması neticesinde oluşan çevri hareketleri bu vorteks sistemleri oluştururlar (Shen vd., 1969).

2.2.2 Atnalı Vorteks Sistem

Engelin membaında oluşan aşağı yönlü düşey hız bileşeninin tabana vardığında yansır ve yön değiştiren bu hız bileşenlerinin bir bölümü sürüklenen vorteks sistemini oluştururken, diğer bir bölümü ise tekrar yükselerek hareketlerine devam ederler. Bu olayların sonucu olarak engelin tabanı yakınında bir çevrinti hareketi oluşur. Bu çevri hareketine atnalı vorteks sistem denir.

Atnalı vorteks sistemin oluşması için yeter büyüklükte bir basınç değişiminin oluşması gerekir. Bu ise ancak küt burunlu engellerde olur. Bu takdirde sınır tabakasından ayrılma olur ve atnalı vorteks sistemi oluşturmak üzere engel önünde yuvarlanır.

2.2.3 Art-İz (İzli) Vorteks Sistem

Hızların daha büyük ve akım çizgilerinin eğrilik yarıçaplarının küçük olduğu hallerde, sekonder hareket artan hız yönünde yükselerek gider. Yüzeyden kaçmak için dönerek yükselmekte olan bu iki çevri, genel hareket tarafından sürekli olarak beslenirler. Bunun sonucu olarak, bu hareketin de helekodial yörüngeli olacağı açıktır.

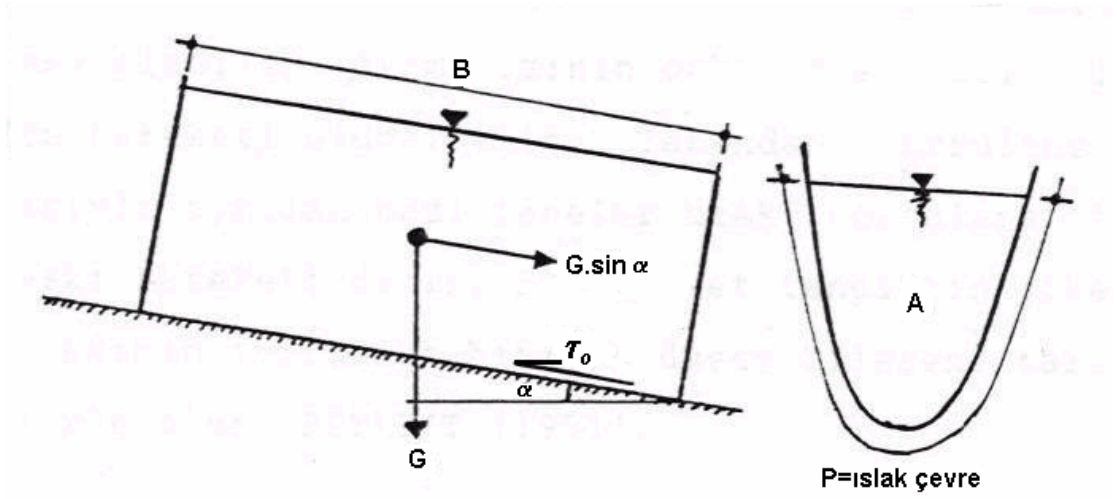
Engelin mansabında bu iki çevriden biri, ötekinden daha önce oluşur. Fakat bu çevri, kendi parçacıklarıyla genel hareketin sürtünmesi sonucu frenlenir. Bu olay derhal küçük olan diğer çevrinin biraz daha büyük ölçekte oluşmasına neden olur.

3. KATI MADDE HAREKETİ VE ENGELİN KATI MADDE HAREKETİNE ETKİLERİ

3.1 Giriş

Doğadaki akarsuların yatakları hemen her zaman akımın belli şartları altında hareket edebilen katı madde tanelerinden oluşmuştur.

Üniform bir akımda kuvvetlerin dengesi Şekil 3.1’de gösterilmiştir. Akışkanın kanal sınırlarına etkilediği kayma gerilmesi (τ_0), akışkan kütlesini etkileyen yerçekimi kuvvetinin kanal eksenine paralel bileşenine eşit olmasını gerektirir. Bu 3.1 eşitliğinde gösterilmiştir.



Şekil 3.1 Üniform bir kanalın birim boyunda etkili kuvvetler (Bayazıt, 1971)

$$G \times \sin \alpha = \tau_0 \times B \times P \quad (3.1)$$

Bu eşitlik ara işlemlerle şu hale gelir;

$$\gamma \times B \times A \times \sin \alpha = \tau_0 \times B \times P, \quad R = \frac{A}{P}, \quad \tau_0 = \gamma \times R \times J \quad (3.2)$$

Eğer tedirgin edici kuvvetler (sürüklenme, kaldırma kuvveti gibi) ağırlık ve kohezyon gibi stabilite kuvvetlerinden büyükse tabandaki tanenin dengesi bozulur. Yapılan deneylerden kayma gerilmesinin 0’den başlayarak artırıldığında belli bir değerden itibaren tanelerin taban üzerinde hareket etmeye başladıkları gözlenmiştir. Bu durumda bazı tanelerin kayarak veya yuvarlanarak hareket ettikleri görülür. Bu hareket şekline “Sürüntü Hareketi” denir. Taban kayma gerilmesinin daha da artması halinde, sürüntü hareketi yapan tanelerden bir kısmı tabandan ayrılarak akıma karışacak, kısa bir süre akımla birlikte hareket ettikten sonra tekrar

tabana dönecektir. Bu şekilde “sıçrama” hareketi başlamış olacaktır. Bunun nedeni, tane yakınındaki basıncın değişmesi veya bir başka tanenin çarpması olabilir. Akım hızının daha da artırılması halinde, tanelerin hareketi şiddetlenir. Tabandan türbülans çevrileri vasıtasıyla ayrılan bazı taneler uzak noktalara taşınırlar. Askı halinde hareket eden bu tanelerin hareket şekline ise “Askı Hareketi” denir. Bu hareket tanelerin çökme hızlarının, akımın türbülans hızının düşey bileşeni tarafından yenilmesiyle olur (Bayazıt, 1971).

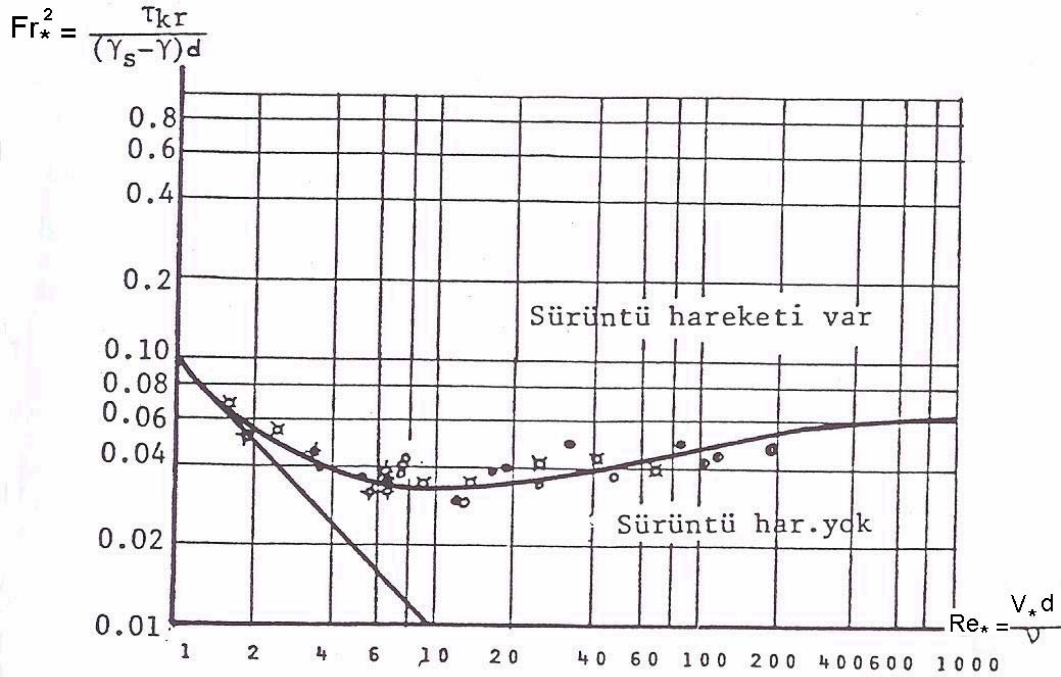
3.2 Sürüklenme Hareketinin Başlaması

Taban kayma gerilmesinin (τ_0) kritik kayma gerilmesinden (τ_{kr}) daha büyük olduğunda tabanda hareket başlar.

Bu kavramı ilk defa Shields (1936) kullanmıştır. Kayma gerilmelerine sadece düzen bozucu kuvvetlerin neden olduğu kabulünden hareketle, yaptığı deneysel çalışmalardan şu sonuçlar çıkarılmıştır.

1. Taban kayma gerilmesi, yalnızca verilmiş bir sıvıdaki verilmiş bir malzeme tipi için, sürüklenme başlangıcı tane Reynolds sayısına bağlıdır. ($Re_* = \frac{V_* \times d}{\nu}$)
2. Malzemenin sürüklenme başlangıcındaki kritik kayma gerilmesi, tane çapıyla, üniform geometrik malzeme için, su altındaki birim hacim ağırlığı ($\gamma_s - \gamma$) ile orantılıdır. ($\gamma_s - \gamma$) değerleri 0,3 - 3,3 arasında geçerlidir.

Shields'in bu sonuçlardan hareketle çizdiği, tane Froude sayısının, tane Reynolds sayısına göre değişimini gösteren eğri Şekil 3.2'de verilmiştir. Tabanda hareket, eğrinin üzerinde kalan bölgede var, altında kalan bölgede ise yoktur. Eğri üzerinde laminar, geçiş ve türbülanslı olmak üzere üç bölge söz konusudur.



Şekil 3.2 Shields diyagramı (Shields, 1936)

Ancak Shields diyagramına iki yönden itiraz gelmiştir;

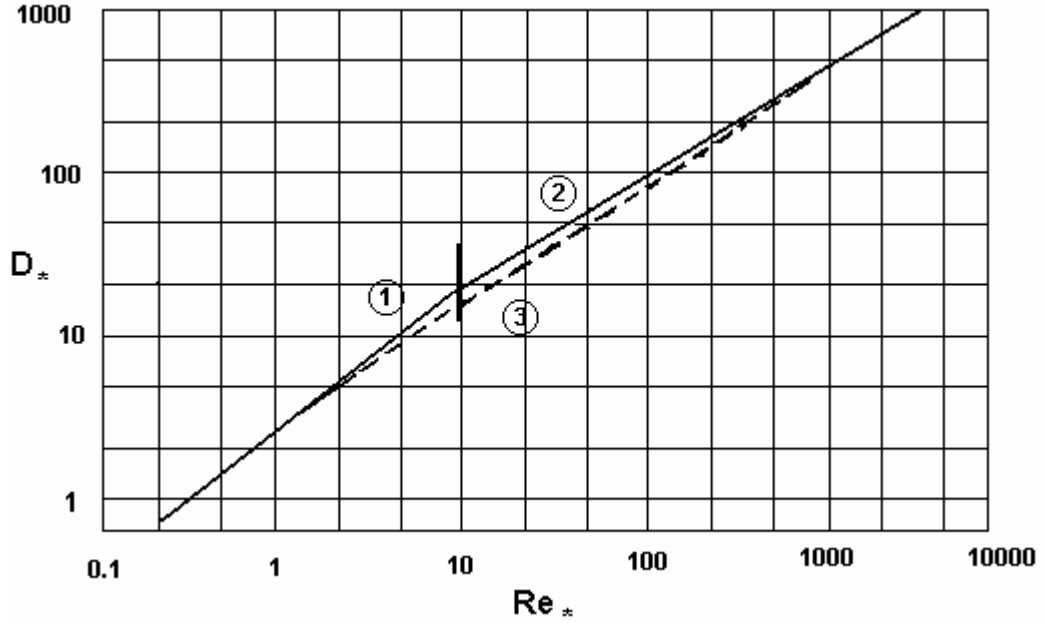
- 1) Fr_* ve Re_* sayılarında bulunan kayma hızı (V_*), bilinmemektedir. V_* 'ın deneme yanılma yoluyla bulunması pratik değildir.
- 2) Shields bu diyagramı elde ederken türbülansı dikkate almamış, sadece düzen bozucu kuvvetleri dikkate almıştır. Fakat tabiattaki akarsuların hemen hepsinde belli miktarda türbülans vardır. Türbülansın akım alanına ve buna bağlı olarak da taban malzemesi üzerine etkileri dikkate alınmamıştır.

Shields diyagramına yapılan bu itirazlardan birincisi Bonnefille (1963) tarafından şöyle giderilmiştir;

$\frac{Fr_*^2}{(Re_*)^2}$ oranından elde edilen “boyutsuz malzeme çapı” olan :

$$D_* = \left[\frac{(\gamma_s - \gamma)}{\rho \times \nu^2} \right]^{1/3} \times d \quad (3.3)$$

ile, Re_* arasında bağıntı kurularak, Shields diyagramı yeniden çizilmiştir (Şekil 3.3).



Şekil 3.3 Bonnefille'in verdiği diyagram (Bonnefille, 1963)

Şekil 3.3'deki eğrilerin denklemleri;

$$1 \text{ için ; } D_* = 2,5(\text{Re}_*)^{4/5} \quad (3.4)$$

$$2 \text{ için ; } D_* = 3,7(\text{Re}_*)^{5/8} \quad (3.5)$$

$$3 \text{ için ; } D_* = 2,7 (\text{Re}_*)^{2/3} \quad (3.4)$$

olarak sunulmuştur.

Kritik taban kayma gerilmesinin bulunmasında, Shields eğrisi bugün en çok uygulanan bir kriter olmakla birlikte, en büyük eksikliği, türbülans çalkantılarından dolayı akım alanında, dolayısıyla taban malzemesi üzerinde meydana gelebilecek etkileri kapsamamış olmasıdır.

Çeşitli araştırmacılara göre, türbülanslı akımdan sürüklenme başlangıcını veren kritik hız denklemleri aşağıda verilmiştir.

GONCHAROV (1964):

$$V_{kr} = \sqrt{\frac{2\rho\gamma_s^* d}{\alpha} \log \frac{8,8h}{d}} \quad (3.5)$$

Burada,

h: Kanaldaki su derinliği

γ_s^* : Bağlı özgül ağırlık

α : 1,75 (tanelerin ortalama hız değerinde harekete geçmesi hali için)

α : 3,5 (tabanda türbülans hızının en büyük değerinde bile hiç hareket olmaması hali için)

HANCU (1971):

$$V_{kr} = a \cdot \left(g d \frac{\rho_s - \rho}{\rho} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{h}{d} \right)^{0,2} \quad (3.6)$$

$d_{90} > 0,7$ mm ise $a=1$

$d_{90} < 0,7$ mm ise $a=1,2$ ve $1,4$

3.3 Akarsuda Katı Madde Taşınımı ve Taban Şekilleri

Akarsuda katı madde taşınımı, kaynağına göre taban ve yüzey erozyonu olmak üzere ikiye ayrılır. Taban erozyonu iri tanelerin akarsu yataklarından sökülmesidir. Hareket, taban ve akım şartlarına bağlıdır. Taban erozyonu sürüntü ve askı malzemesinin ana kaynağıdır. Yüzey erozyonu ise ince tanelerin yeryüzünden sökülmesidir. Akarsu tabanında hareket eden katı madde içinde çok az yüzde ile bulunur. Bu malzeme kendisini besleyen havzadan akarsuya ulaşır. Genellikle çok ince malzeme olduğu için askı malzemesine kaynak teşkil eder.

Tanelerin harekete geçmesiyle taban yakınındaki akım hızı ve özellikle türbülans karakteristikleri önemli miktarda değişime uğrar. Bunun sonucu olarak da taban kayma gerilmelerinin oranı değişir. Bu değişme oranı, hareket eden tanelerin yüzdesi arttıkça önem kazanır. Akım hızının biraz daha artmasıyla, taban şekli düzlem kalmaz, belirli şekiller oluşur. Bunlara taban şekilleri denir.

3.4 Katı Madde Taşınımında Denge

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 değişimler akarsuyun tabanında kısa süreli değişimlere neden olsa bile sonuçta gelen malzeme miktarı ile taşıma kapasitesinin eşit olacağı bir denge oluşur. Buna dinamik denge adı verilir.

Dinamik denge halinin en büyük özelliği katı madde hareketinin kararlı karakterde oluşudur. Ancak oyulma ve yığılma için artık kararlı bir karakterden söz edilemez. Zamanla değişim söz konusudur.

3.5 Dinamik Dengenin Bozulması

Kararlı karakterde katı madde hareketi olan akımın önüne bir engel yerleştirecek olursak, akım karakteristiklerinde önemli değişiklikler olur. Diğer taraftan katı madde hareketi, taban yakınlarındaki akım karakteristiklerinin bir fonksiyonu olduğundan, katı madde taşınımındaki dinamik denge bozulacaktır. Dolayısıyla bu bozulma, oyulma ve ardından yığılma şeklinde kendini gösterecektir. Çünkü bu engel, akım hızının yerel olarak büyümesi nedeniyle akımın katı madde taşıma kapasitesinin artmasına neden olmuştur.

Oyulma çukurunun sınır geometrisinin zamanla değişimi, akım alanını ve yersel akım hızını değiştirir. Akımdaki bu değişiklikler sürüntü yükünü de değiştirir. Oyulma devam ettikçe hız azalacağı için taşıma kapasitesi de azalacak ve nihayet membadan gelen katı maddeye eşit olacak ve oyulma duracaktır. Bu bir sınır durumudur. Engel konulmadan önceki dinamik denge durumundan farklı karakterde, zamanla değişmeyen bir denge durumu oluşacaktır. Buna “statik denge” denir.

Engelin sürüntü hareketi üzerine etkisi, sadece akımın karakteristiklerini değiştirmek değildir. Oluşturduğu vorteks sistemler ve türbülans nedeniyle oyulma olayı üzerinde etkili olur. Bu vorteksler daha önce belirttiğimiz gibi üç türdür. Bunların oluşturduğu çevrintili akımın hızlarından doğan oyulma potansiyeli, tanelerin harekete karşı direncini yenecek şiddette ise, engel yakınlarında oyulma başlar.

Oyulma çukuru derinleştikçe sınırında malzemeler çukura doğru kayar. Bunun nedeni, vorteks sistemin dengede olmayışıdır. Böylece oyulma çukuru genişler. Vorteksin taban malzemesini taşıyacak veya askıda tutacak şiddeti kalmadığı zaman oyulma son bulur.

Oyulma olayının kantitatif değerlendirmesi, Laursen (1963) tarafından matematiksel olarak şöyle yapılmıştır ;

$$\frac{dv}{dt} = q_{T(B)} - q_{T(S)} \quad (3.7)$$

Burada,

v = Tabanın geometrisi,

$q_{T(B)}$ = Tabanın geometrisine bağlı olarak taşıma kapasitesi,

$q_{T(S)}$ = Yine o kesite membadan gelen katı madde miktarı,

olarak verilmektedir. Eğer,

$q_{T(B)} = q_{T(S)}$ ise, oyulma yoktur. Bu durumda $\frac{dy}{dt} = 0$ olur. Yani dinamik denge hali söz konusudur.

$q_{T(B)} > q_{T(S)}$ ise, yataktaki katı madde sürüntü hareketi yokken oyulma vardır (temiz su oyulması). Bunun nedeni, engelden dolayı oluşan vorteks sistem ve türbülanstır.

$q_{T(B)} > q_{T(S)} > 0$ ise, daimi sürüntü maddesi hareketi halinde oyulma vardır. Yani hem sürüntü hareketi, hem de oyulma vardır.

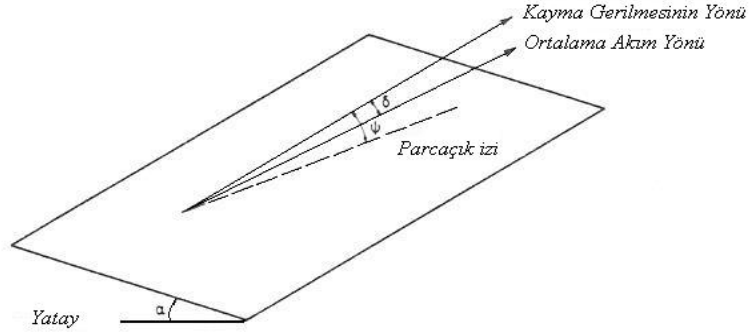
$q_{T(B)} < q_{T(S)}$ ise, yerel olarak yığılma söz konusudur.

Köprü ayakları için yapılan deneylerde yaklaşım hızının oyulma olayına etkisi tüm araştırmacılar tarafından kabul edilmektedir. Oyulma belli bir hız değerinde başlamakta ve büyümektedir. Oyulmaya sebep olan hız değeri şu şekilde sınıflandırılmıştır (Hancu, 1971, Nicollet, 1971).

- 1) $V_0/V_{kr} \leq 0,5$ ise oyulma yoktur.
- 2) $0,5 \leq V_0/V_{kr} \leq 1,0$ ise temiz su oyulması söz konusudur ve bu bölgede oyulma V_0/V_{kr} ile hemen hemen lineer olarak artmaktadır.
3. $V_0/V_{kr} \geq 1,0$ ise daimi sürüntü maddesi taşınımı oyulması (hareketli taban oyulması) söz konusudur. Bu bölgede oyulma hız ile artmaz, çünkü oyulma çukurundan çıkan malzeme ile mabadan taşınan malzeme arasındaki dinamik denge sediment debisinin şiddetinden etkilenmez.

3.6 Hareketli Tabanlı Kıvrımlı Kanallarda Akımın Davranışı

Engelund (1974), Hareketli tabanlı bir kıvrımdaki akımın nicel bir tanımını yaparak küçük enine eğimli (α) kıvrımlardaki taban malzemesinin hareketini incelemiştir (Şekil 3.4). Araştırmacı, kayma gerilmesinin yönünü teğetsel alarak, taban yakınındaki yerel akım yönüne eşit olarak farz etmiş ve helikoidal hareketten dolayı kayma gerilmesinin doğrultusunun ana akım yönünden δ açısı kadar saptığını belirtmiştir. Ağırlık kuvvetinden dolayı katı madde tane taşınımının aşağı doğrultuda olduğunu (iç kıyıya doğru), bundan dolayı akım yönünden biraz sapma meydana geldiğini ve taban kayma gerilmesi ile tane yörüngesi arasındaki ψ açısının tanımlanması gerektiğini belirtmiştir.



Şekil 3.4 Enine eğimli düzlemdeki katı madde partikülünün hareketi (Engelund, 1974)

Araştırmacı, tek bir parçacığa etkili boyuna kuvvetlerin dengesini aşağıdaki şekilde ifade etmiştir.

$$F_D = \left[\gamma_s (S-1) \frac{\pi}{6} d^3 - F_L \right] \tan \phi \cos \alpha \quad (3.8)$$

Burada,

F_D = Sürüklenme kuvveti,

F_L = Kaldırma kuvveti,

γ_s = Tane özgül ağırlığı,

S = Katı maddenin rölatif yoğunluğu,

d = Tane çapı,

ϕ = Dinamik sürtünme açısıdır.

Ayrıca, parçacığa etkili ters yöndeki kuvvetlerin bileşenleri de aşağıdaki şekilde ifade edilerek

$$\left[\gamma_s (S-1) \frac{\pi}{6} d^3 - F_L \right] \sin \alpha - F_D \tan \delta \quad (3.9)$$

enine ve boyuna kuvvet bileşenlerinin oranı $\tan \psi$

$$\tan \psi = \frac{\tan \alpha}{\tan \phi} - \tan \delta \quad (3.10)$$

olarak ifade edilmiştir.

Katı maddenin hareket yönünü belirlemek için (3.10) ifadesinin kullanılabileceğini ve bu yaklaşımda askıdaki katı maddelerin göz önüne alınmaması gerektiğini belirtmiştir.

Bu sonuçlar hareketli tabanlı bir kanal kıvrımındaki kararlı ve üniform akıma uygulanabilir. Eğrilik merkezine doğru taşınan katı madde bileşeni göz önüne alınmalıdır. Kararlı akım durumunda enine katı madde taşınımı oranı sıfır olmalıdır. Aksi takdirde sabit bir taban elde edilemez. Bundan dolayı, kıvrımdaki sekonder akımdan dolayı iç tarafa doğru olan enine taşınımı dengelemek için dış kıyıda derinliğin artmasıyla enine taban eğimi gelişir. Sonra enine taban eğiminden dolayı iç tarafa yönelen taşınım, dış yöndeki bileşenle dengelenir. δ ve ψ birbirine eşit olduğunda denge sağlanmış olur. Araştırmacılar, su derinliği ile ilgili de aşağıdaki ifadeyi vermişlerdir.

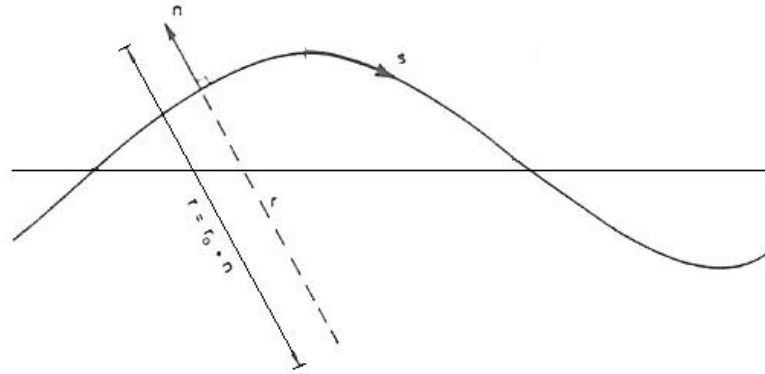
$$y = cr^{7 \tan \phi} \quad (3.11)$$

y =Lokal su derinliği,

c = İntegral sabiti,

ϕ = Sürtünme açısıdır. (yaklaşık 10^0)

(3.11) ifadesi üniform eğrilikli bir kıvrım için kullanılmaktadır. Pratikte menderesli kıvrımlar üniform eğriliğe ve akıma sahip değildir. Bundan dolayı sonraki aşamalarda üniform olmayan eğriliğe sahip kıvrımlardaki akım göz önüne alınmış ve eğrisel koordinatlar kullanılarak (Şekil 3.5) sinüzoidal yapıdaki bir kıvrım için,



Şekil 3.5 Menderesli akım analizinde kullanılan eğrisel koordinatlar (Engelund, 1974)

$$\frac{1}{r} = \frac{1}{R} \cos \frac{2\pi s}{L} \quad (3.12)$$

bağıntısı verilmiştir. Burada,

r = Yerel eğrilik yarıçapı,

R = r_0 'ın minimum değeri,

L = Kıvrım uzunluğu,

s = Boyuna eğrisel koordinat,

n = Enine eğrisel koordinattır.

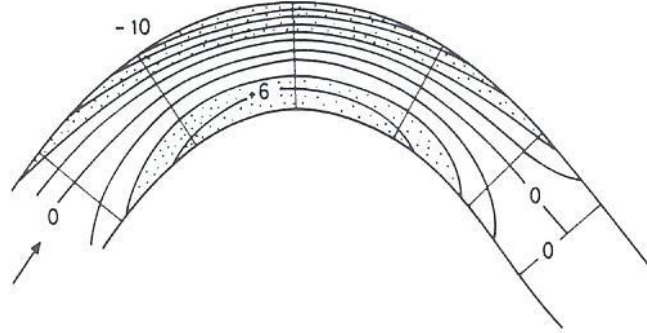
(3.12) denklemi basit bir sinüzoidal biçimli kıvrım için geçerlidir. (3.12) denklemi, (3.11) denklemi yardımıyla düzenlenirse aşağıdaki şekli alır.

$$y = c(r_0 + n)^{7 \tan \phi} = c \left(\frac{R}{\cos} \frac{2\pi s}{L} - n \right)^{7 \tan \phi} \quad (3.13)$$

Bu denklem, ortalama derinlikle boyutsuz hale getirilirse,

$$\frac{y}{h_{ort}} = \left(1 + \frac{n}{R} \cos \frac{2\pi s}{L} \right)^{7 \tan \phi} \quad (3.14)$$

olur. Bu ifadenin örnek bir uygulaması Şekil 3.6'da gösterilmiştir. Eğer uygun bir sürtünme açısı seçilirse hesaplanan ve ölçülen taban geometrileri arasında iyi bir paralellik sağlanır.



Şekil 3.6 (3.13) denkleminden elde edilen taban topografyası (Engelund, 1974)

Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa (1976), tabandaki kayma gerilmesinin ana akımın derinlik boyunca ortalama hızının (V_m^2) karesiyle orantılı olduğunu belirtmişlerdir.

$$\tau_0 = \frac{\rho}{2} C_f V_m^2 \quad (3.15)$$

Burada,

ρ = Akışkanın özgül kütlesi,

τ_0 = Taban kayma gerilmesi,

C_f = Sürtünme katsayısıdır.

V_m ile V_a arasındaki ilişki $V_m = f V_a$ şeklinde ifade edilmiştir. Burada, V_a =Bir en kesitteki ortalama hızdır.

Sürtünme katsayısı Manning formülü kullanılarak ifade edilirse, $C_f=2gn^2/h^{1/1}$, radyal yöndeki kayma gerilme dağılımı aşağıdaki şekli alır.

$$\tau_r = \rho g n^2 f^2 h^{-1/3} V_a^2 \quad (3.16)$$

Silindirik koordinatlarda ortalama taban profilinin zamanla değişimi aşağıdaki denklem ile iyi bir şekilde ifade edilebilir.

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} - \frac{1}{1-\lambda} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r q_r) = 0 \quad (3.17)$$

η =Rölatif oyulma

λ =Boşluk oranı

q_r =Birim genişlikte enine doğrultudaki katı madde oranıdır.

Kararlı taban profili aşağıdaki denklem ile iyi bir şekilde ifade edilebilir.

$$\frac{h}{h_a} = \exp \left[\frac{1}{2} A \left(\frac{r^2}{r_a^2} - 1 \right) \right] \quad (3.18)$$

$$A = - \left(\frac{3}{4} \frac{\mu C_D}{1 + \frac{C_L}{C_D}} \right)^{1/2} \frac{u_{*a}}{\left[\left(\frac{\rho_s}{\rho} - 1 \right) g d \right]^{1/2}} \frac{\lambda_0 V_a}{k u_{*a}} F(0) \quad (3.19)$$

Maksimum oyulma derinliği ise aşağıdaki şekilde ifade edilmiştir. $h=h_a+\eta$, η = Rölatif oyulma, h_a =Bir en kesitteki ortalama su derinliği

$$\frac{\eta}{h_a} = \exp \left[\frac{1}{2} A \left(\frac{r^2}{r_a^2} - 1 \right) \right] - 1 \quad (3.20)$$

4. BORU HATLARI ETRAFINDAKİ OYULMA MEKANİZMASI İLE İLGİLİ YAPILAN ÇALIŞMALAR

4.1 Kararlı Akım Etkisindeki Boru Hatları Etrafında Meydana Gelen Yerel Oyulmalarla İlgili Araştırmalar

Chao ve Hennessy (1972):

Chao ve Hennessy (1972), yalnız akım halinde denizaltı boru hatları etrafındaki maksimum oyulma derinliklerinin değerlendirmesini yapmıştır. Çalışmaları şu adımlardan oluşmaktadır:

- 1) Gelen akımın, oyulma çukurundan geçerken sahip olduğu jet hızı ve debinin hesaplanması.
- 2) Oyulma çukurundaki jet hızı, boru ile taban arasındaki açıklıktaki taban katı madde kayma gerilmesi kritik kayma gerilmesine eşit oluncaya kadar oyulmayı devam ettirmektedir. Oyulma çukuru genişledikçe, jet hızı da azalır. Oyulma derinliğinin hesaplamalar vasıtasıyla bulunabilmesi için oyulmanın temiz su şartlarında gerçekleşmesi, dolayısıyla oyulma çukuruna katı madde taşınımı olmaması gerekmektedir. Katı madde taşınımının söz konusu olduğu durumlarda dinamik denge halinde, mambadan taşınarak oyulma çukuruna giren katı madde miktarı ile çukurdan çıkan katı madde miktarı eşittir.

Yazarlar, iki boyutlu potansiyel akım teorisinden yola çıkarak, q_{bot} , oyulma çukuru birim genişliğinden geçen debi ve V_{avg} , ortalama jet hızı olmak üzere;

$$q_{bot} = V_0[H_m - R^2 / (2H_m - R)] \quad H_m \geq R \text{ için} \quad (4.1)$$

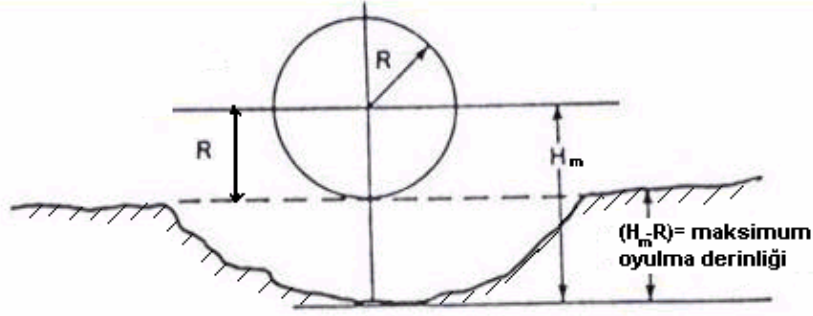
$$V_{avg} = q_{bot} / (H_m - R) = V_0[(2(H_m/R)^2 - (H_m/R) - 1) / (2(H_m/R)^2 - 3(H_m/R) + 1)] \quad H_m \geq R \text{ için} \quad (4.2)$$

ifadeleri ile verilmiştir. Burada,

V_0 =borunun üzerindeki rahatsız edilmemiş akım hızı,

R =boru yarıçapı,

H_m =boru merkezinden itibaren ölçülen oyulma derinliğidir.



Şekil 4.1 Chao ve Hennessy (1972) tarafından verilmiş değişkenler (Chao ve Hennessy, 1972)

Şekil 4.1, 4.1 ve 4.2 no'lu denklemlerde kullanılan değişkenleri göstermektedir. Bu metodun kullanılmasındaki asıl sakınca, çözüme ulaşma yolunda potansiyel akım teorisinden faydalanmasıdır. Gerçek akışkanlarda, akım ideal değildir ve borunun mansabında sınır tabakasından ayrılma gerçekleşir. Bu akım alanını etkilemektedir. Önerilen bu hesaplama yöntemi oyulma çukurundaki debi ve jet hızı için büyük değerler vermektedir. Aynı zamanda bu yöntem oyulma çukurundaki taban malzemesi için kritik kayma gerilmesi hesabını gerektirmektedir. Ancak araştırmacılar kritik kayma gerilmesinin nasıl hesaplandığı hakkında bilgi vermemişlerdir.

Kjeldsen et al. (1973):

Kjeldsen et al. (1973), deniz altındaki zemine yerleştirilmiş ve tek yönlü akıma maruz boru hatları etrafındaki yerel oyulmayı araştırmışlardır.

Oyulma derinliği ile ilgili olarak;

S: Boru tabanından itibaren oyulma derinliği;

$V_0^2/2g$: Hız yükü;

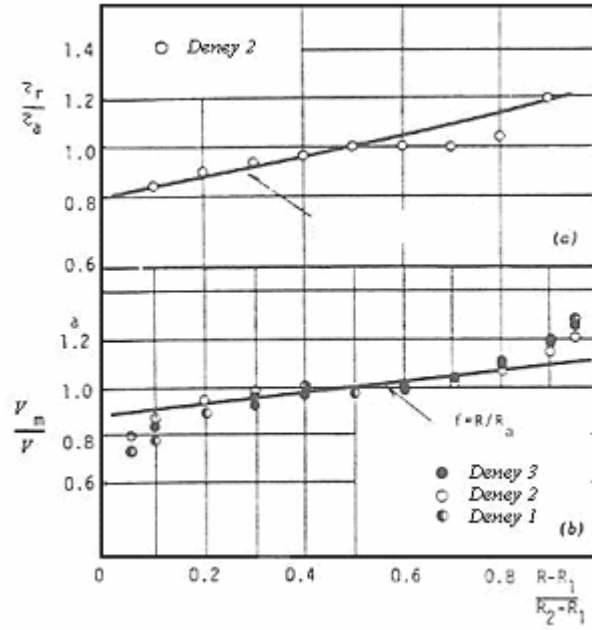
D: Boru çapı olmak üzere:

$$S=0,972(V_0^2/2g)^{0,2}D^{0,8} \quad (4.3)$$

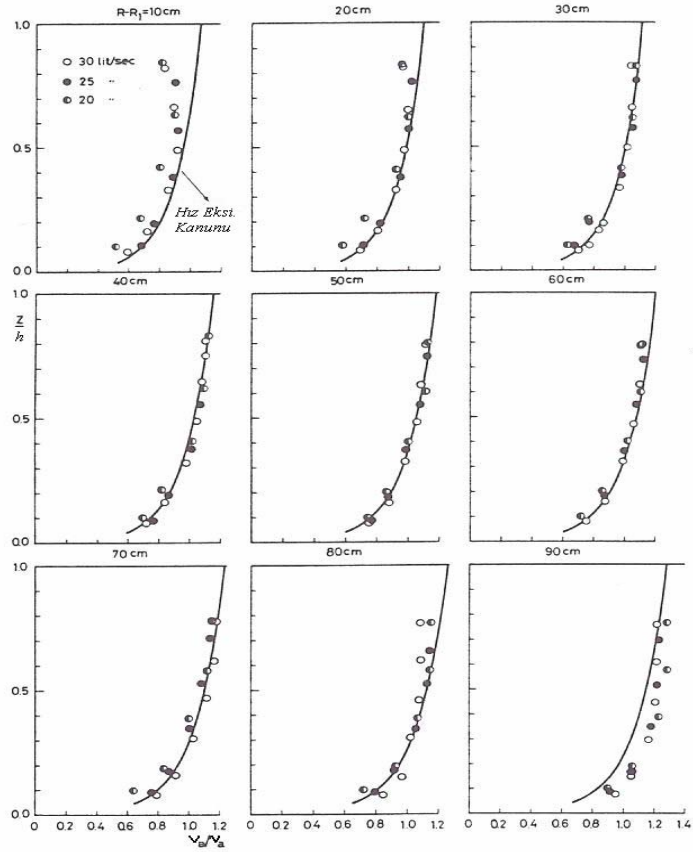
ampirik eşitliğini önermişlerdir. 4.3 denklemini, başlangıçta zemine oturan boruların deney şartları için önerilmiştir. Bu denklem, oyulma derinliğinin, sadece akım hızına ve boru çapına bağlı olarak değişmekte olduğunu, bunun yanında akım derinliği ve taban malzemesi çapının olaya etkisinin olmadığını kabul eder. Akım hızı ve tane çapı dikkate alınarak Shields parametresi hesaplandığında deney şartlarının hareketli taban durumu için olduğu görülmektedir. Bu durumda katı madde taşınımı olduğundan, oyulma çukurunun memba tarafından sürekli olarak katı madde ile beslendiğini ortaya koymaktadır.

Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa (1976):

Araştırmacılar, kıvrım girişinden itibaren kayma gerilmelerini $\theta=20^0$, $\theta=51^0$, $\theta=81^0$, $\theta=165^0$, $\theta=180^0$ ve $\theta=216^0$ 'daki 7 en kesitte ölçmüşlerdir (25 lt/s debi değerinde). Dağılımlar $\theta=81^0$ de en iyi gelişimi göstermiş ve deneysel sonuçlar ile (3.17) denklemi karşılaştırılarak Şekil 4.2a'da verilmiştir. Şekil 4.2b'de enine doğrultuda boyuna akımın hız dağılımı görülmektedir (V_m =Derinlik boyunca ortalama boyuna hız). Şekil 4.3'de deneysel sonuçlar karşılaştırılmıştır (V_θ = Boyuna hız).

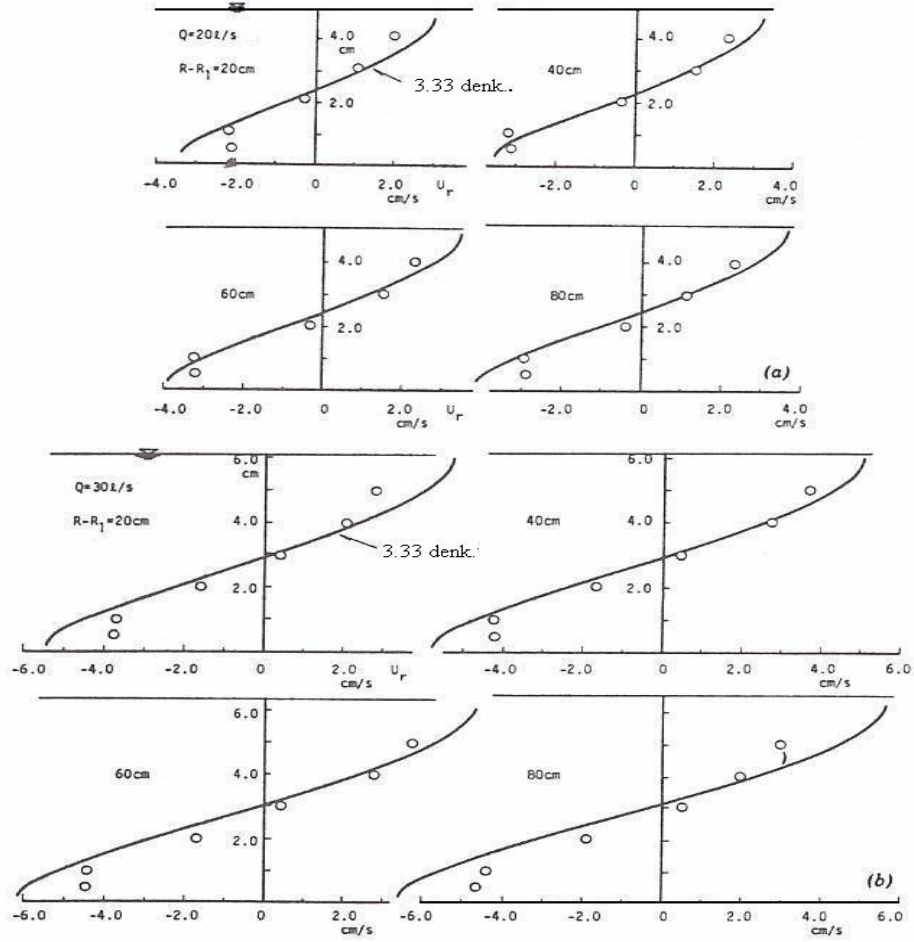


Şekil 4.2 (a) Taban kayma gerilmesinin enine dağılımı (b) Derinlik boyunca ortalama boyuna akımın enine dağılımı (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976)



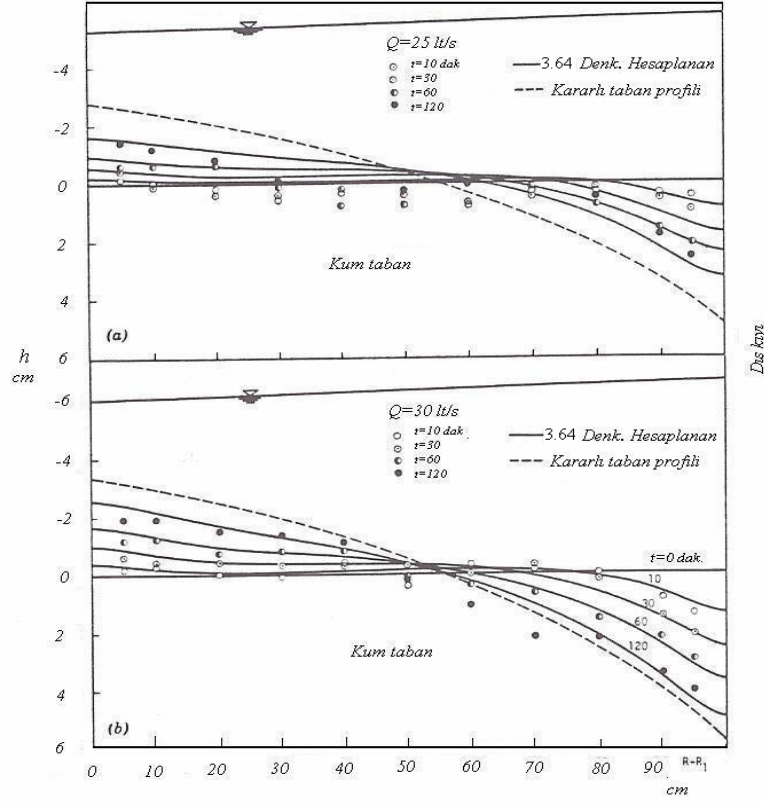
Şekil 4.3 Derinlik boyunca boyuna hız (V_θ) dağılımı (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976)

Şekil 4.4.a ve 4.4.b'de hız dağılımının enine bileşeni gösterilmiş ve deneysel sonuçlar değerlendirilmiştir. Kıyı yakınları haricinde sekonder akımın düşey bileşeni daha etkin olmaktadır. Deneysel ve teorik değerler arasında iyi bir ilişki sağlanmıştır. De Vriend (1971), Reynolds denklemlerindeki lineer olmayan konvektif (taşımalsal) terimlerin ihmal edilmesinin sekonder akımı küçük çıkardığını ifade etmiştir. Bundan dolayı teorik ve deneysel değerler arasında biraz farklılık görülmektedir.



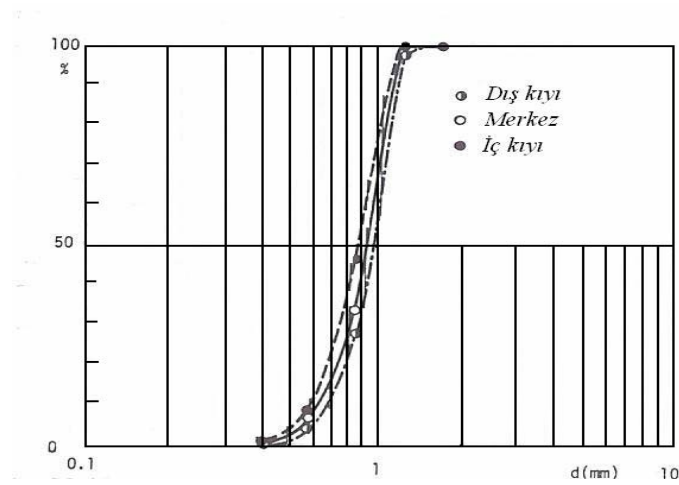
Şekil 4.4 Enine akımın (V_r) dağılımı; (a) $Q=20 \text{ lt/s}$; (b) $Q=10 \text{ lt/s}$ (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976)

Şekil 4.5.a ve 4.5.b'de hareketli tabanlı deneyler için enine taban profilinin zamanla değişimi gösterilmiştir. (3.17) denkleminde hesaplanan nümerik değerlerle, deneysel değerler karşılaştırılmış ve iyi bir uygunluk göstermiştir. Başlangıç oyulma halinde, boyuna doğrultuda bütün bölgelerde üniform oyulma görülmüştür. Oyulma derinliği artarken taban dalgalarının gelişimi artmakta ve yükseklikleri de zamanla büyümektedir.



Şekil 4.5 Enine taban profilinin zamanla değişimi (a) $Q=25$ lt/s; (b) $Q=10$ lt/s (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976)

Deneyler tamamlandıktan sonra kanalın iç, orta ve dış kıyısından numuneler alınmış ve granülometrik dağılımı çıkarılmıştır (Şekil 4.6). Şekilden de görüldüğü gibi dış kıyıda kaba, iç kıyıda ince malzeme birikmiştir. Bunun nedeninin ince malzemenin kaba malzemedan daha kolay taşınması olarak ifade edilmiştir. Tane tabakalaşmasının sekonder akımdan kaynaklandığını belirtmişlerdir.



Şekil 4.6 Kıvrımlı kanalda tabakalaşma olayı (Kikkawa, Ikeda ve Kitagawa, 1976)

Bijker ve Leeuwestein (1984):

Bijker ve Leeuwestein (1984), deniz tabanına yerleştirilmiş bir boru hattının, hız profilinin tabana yakın bölümünün etkisinde kaldığı akım alanını bozarak taban malzemesinin erozyonuna ve yığılmasına neden olduğunu belirtmişlerdir. Araştırmacılar kararlı akım şartlarında çalışmışlardır.

Hareketli tabana yerleştirilmiş, tek yönlü akıma maruz bir boru hattı çevresinde erozyon veya yığılmanın üç farklı bölgede gerçekleştiği araştırmacılar tarafından belirtilmiştir:

- 1) Borunun membaındaki vortekslerden kaynaklanan ve yine boru membaında gerçekleşen oyulma ya da yığılma,
- 2) Ana akımın boruyu geçtikten sonra tabana ulaşmasıyla ve borunun mansabında art-iz bölgesindeki türbülanslı akım yapısı nedeniyle, mansab tarafında gerçekleşen oyulma ya da yığılma,
- 3) Boru altında artan akım hızı nedeniyle meydana gelen oyulma bölgesi (tünel erozyonu) olarak tanımlamışlardır.

Araştırmacılar, boru etrafındaki erozyonun ana sebebi olarak, borunun etrafındaki akımın taşıma kapasitesindeki yerel artışı göstermişlerdir. Taşıma kapasitesindeki azalmaya bağlı olarak yığılma olayı görülür.

Bijker ve Leeuwestein (1984); Kjeldsen et al. (1973); İbrahim ve Nalluri (1985) isimli araştırmacılar, yaptıkları kapsamlı araştırmalar sonucu, denizaltı boru hatları etrafında gerçekleşen oyulma derinliklerinin belirlenebilmesi için ampirik eşitlikler vermişler ve bu eşitliklerde hız, boru çapı, taban malzemesi çapı, akım derinliği gibi parametreleri göz önüne almışlardır. Bu deneysel çalışmaların çoğu borunun, zemin üzerine oturtulması ile gerçekleştirilmiştir. Ancak, Bijker ve Leeuwestein (1984), kısmen gömülü borular üzerinde de bir takım araştırmalar yapmışlar ve gömme derinliği ile boru çapının oranı olan e/D 'nin artışı ile oyulma derinliğinin azaldığını belirtmişlerdir. e/D oranı 0,5-0,7 seviyesine ulaştığında ise boru altında, oyulma olmadığını belirtmişlerdir. Ancak, araştırmacılar bu deneyleri hangi akım şartlarında gerçekleştirdiklerini ifade etmemişlerdir.

Delft Teknoloji Üniversitesi'nde Yapılan Çalışmalar:

Delft Teknik Üniversitesi'nde denizaltı boru hatları etrafındaki oyulmaların hesaplanmasında kullanılmak üzere oyulma olayının mekaniği ile ilgili bir metot üzerinde çalışılmıştır. Boru

etrafındaki akımın uğradığı değişiklik ve buna karşılık taban malzemesinin vermiş olduğu tepki incelenmiştir.

Hollandalı bir araştırma grubu (Hulsbergen, 1984, Leeuwestein et al., 1985), denizaltı boru hatları etrafındaki oyulma derinliklerinin hesaplanabilmesi amacıyla Kjeldsen et al. tarafından gerçekleştirilmiş bir model testi serilerinin sonuçlarını kullanarak, farklı bir ampirik eşitlik öne sürmüşlerdir.

$$S = 0,929(V_0^2/2g)^{0,26} x D^{0,78} x d_{50}^{-0,04} \quad (4.4)$$

Hollandalı bu çalışma grubunun vermiş olduğu eşitlikte, Kjeldsen'in vermiş olduğu eşitliğin tersine, taban malzemesi çapının, oyulma olayına etkisi olduğu görülmektedir. Araştırmacılar, prototip oyulma derinliğinin tahmininde kullanılmak üzere bir ölçek serisi vasıtasıyla, daha büyük boru çapları ve akım hızları için meydana gelebilecek oyulma derinliklerinin tahmin edilebileceğini ifade etmişlerdir.

Ayrıca, tek yönlü akım şartları altındaki oyulma derinliklerinin daima basit dalga hareketi şartlarından ya da aynı taban kayma gerilmelerine sahip dalga ve akımların birleştirilmiş etkilerinden oluşan oyulma derinliklerinden daha büyük olduğu belirtilmiştir.

İbrahim ve Nalluri (1986):

İbrahim ve Nalluri (1986) ise sadece tek yönlü akım şartlarında, deniz altı boru hatları etrafındaki yerel oyulmayla ilgili Newcastle Üniversitesi'nde yapılan kapsamlı bir deneysel çalışma neticesinde iki ampirik eşitlik önermişleridir. Bu iki eşitlik şöyledir:

Temiz su durumu için ($V_0/V_{kr} < 1$);

$$S/D = 4,706(V_0/V_{kr})^{0,89} (V_0/(gy_n)^{0,5})^{1,43} + 0,06 \quad (4.5)$$

Hareketli taban durumu için ($V_0/V_{kr} > 1$);

$$S/D = 0,084(V_0/V_{kr})^{-0,3} (V_0/(gy_n)^{0,5})^{-0,16} + 1,33 \quad (4.6)$$

Burada:

V_0 =Ortalama akım hızı,

V_{kr} =Taban malzemesi hareketi için kritik hız,

g =Yerçekimi ivmesi,

y_n =Akım derinliğidir.

Araştırmacılar, 4.5 ve 4.6 denklemlerinde, Kjeldsen'in vermiş olduğu 4.3 denklemindeki gibi, oyulma derinliğinin akım hızı ve boru çapı gibi parametrelere bağlı olarak değiştiğini belirtmişlerdir. Buna ek olarak analizlerine, akım derinliğinin etkisini de dahil etmişlerdir. Denklem 4.5'de, oyulma derinliği, akım hızıyla doğru orantılı, akım derinliği ile ters orantılı olarak değişirken, denklem 4.6'da tam tersidir. Ortaya çıkan bu çelişkinin nedeni, bu denklemlerin tamamıyla eğri uydurma yoluyla türetilmesi ve oyulma olayının fiziksel açıklamasına yeterince önem verilmemesidir. Ayrıca 4.6 denklemindeki 1,33 sabiti, çok büyük olduğundan, akım hızı ve yüksekliğinin oyulmaya etkisi gölgede kalmıştır. Akım hızının sıfır olması halinde oyulma derinliğinin 1,33 olduğu görülmektedir. Araştırmacıların vermiş olduğu bu denklemlere bakıldığında, taban malzemesinin çapı, kritik hıza dolaylı etkisi olurken, oyulma olayına etkisi olmadığı görülür.

Temiz su oyulması şartlarında yapılan deneylerden elde edilen veriler ile 4.5 denklemini kullanarak hesaplanan veriler karşılaştırıldığında, hesaplanan verilerin deney sonuçlarından küçük kaldığı tespit edilmiştir. Bunun nedeni İbrahim ve Nalluri'nin (1986) vermiş olduğu denklemlerin, 3-4 saatlik bekleme süresi sonucunda ulaşılan temiz su oyulma derinlikleri göz önüne alınarak elde edilmiş olmasıdır. Oysa temiz su oyulmalarında denge durumuna erişilebilmesi için deneylerin 2-3 gün sürmesi gerekmektedir. Bu çalışmada elde edilen sonuçlara göre 3-4 saatlik deney süresinde temiz su oyulma derinliği dengesinin sadece %50 - %70' ne ulaşır. Deney süresi İbrahim ve Nalluri'nin (1986) verilerinde düşük oyulma derinliğinin elde edilmesinin en önemli sebebidir.

Ikeda, Yamasaka ve Chiyoda (1987):

Ikeda, Yamasaka ve Chiyoda (1987), sabit eğrilikli kıvrımlı kanallarda tabakalaşma ve taban topoğrafyası için matematiksel bir model geliştirilmişlerdir. Deneysel çalışmalar ve pratik uygulamalarla model sonuçlarını karşılaştırılmışlardır.

Araştırmacılar, tabakalaşma olayını şu şekilde açıklamaya çalışmışlardır; kohezyonsuz ve askı halinde olmayan taban malzemesine sahip geniş, üniform eğrilikli bir kanalda, kritik kayma gerilmesinden daha büyük değerlerde taban malzemeleri harekete geçerek kıvrımın dış kıyısında oyulmaya ve iç kıyısında ise yığılmaya sebep olurlar. Bir taneye etkiyen enine akışkan kuvveti enine ağırlık kuvvetine eşit olduğu zaman kararlı bir taban profili elde edilir. Sekonder hareketten dolayı aşağı yönlü ağırlık kuvveti yukarı yönlü akışkan kuvvetinden büyük olduğu zaman kanal eksenindeki iri bir partikül dış kıyıya doğru bir hareket yapar. İnce bir partikülün aşağı yönlü ağırlık kuvveti yukarı yönlü akışkan kuvvetinden küçük ise

tane kıvrımının iç tarafına doğru hareket eder. Bu şekilde kıvrımda tabakalaşma olayı meydana gelir.

Araştırmacılar, enine taban topoğrafyası ve enine taban malzemesinin dağılımı ile ilgili ifadeler geliştirmişlerdir. Enine taban topoğrafyası ile ilgili aşağıdaki ifadeyi vermişlerdir.

$$\frac{dh}{dr} = f^2 \left(\frac{r}{r_e} \right)^2 \frac{h}{r} \frac{u_{*e}}{\sqrt{Sgd}} \frac{-1.941 + 1.226 \frac{u_e}{u_{*e}}}{5.382 \sqrt{\frac{\tau_{*c}}{\tau_*}}} \quad (4.7)$$

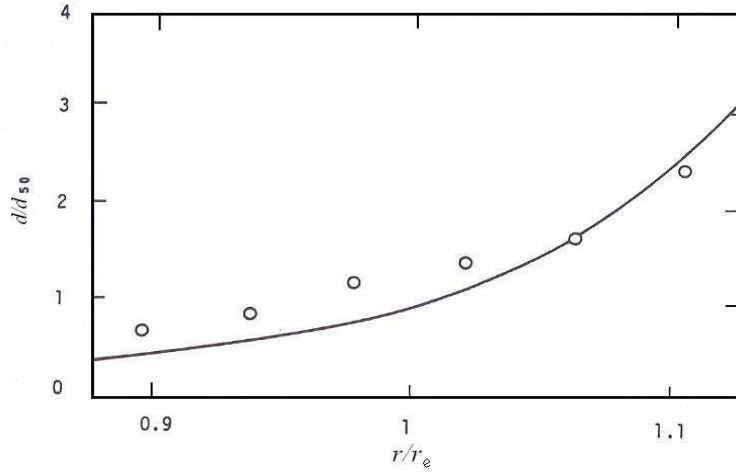
Burada; h=Lokal derinlik, d=tane büyüklüğü, S= batmış tane özgül ağırlığıdır $((\gamma_s - \gamma) / \gamma)$.

Enine taban malzemesi dağılımı için de,

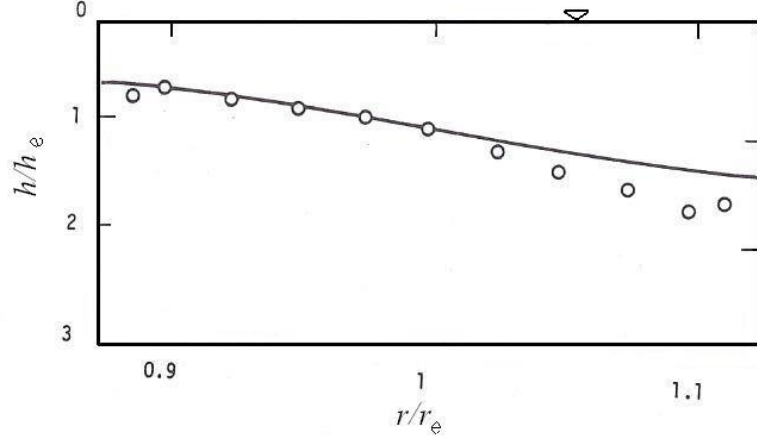
$$\frac{dd}{dr} = \frac{1}{\Psi(d)} \frac{r}{br_e} \quad (4.8)$$

vermişlerdir. Burada, b Kanal genişliği ve $\psi(d)$ sekonder akım fonksiyonudur.

Araştırmacılar, deneysel çalışmalardan elde ettikleri enine tane büyüklük dağılımlarını (4.8) denkleminde kıyaslayarak Şekil 4.7'de ve enine taban topoğrafyasını da (4.7) denkleminde karşılaştırarak Şekil 4.8'de vermişlerdir.



Şekil 4.7 Enine tane büyüklüğü dağılımı (Ikeda, Yamasaka ve Chiyoda, 1987)

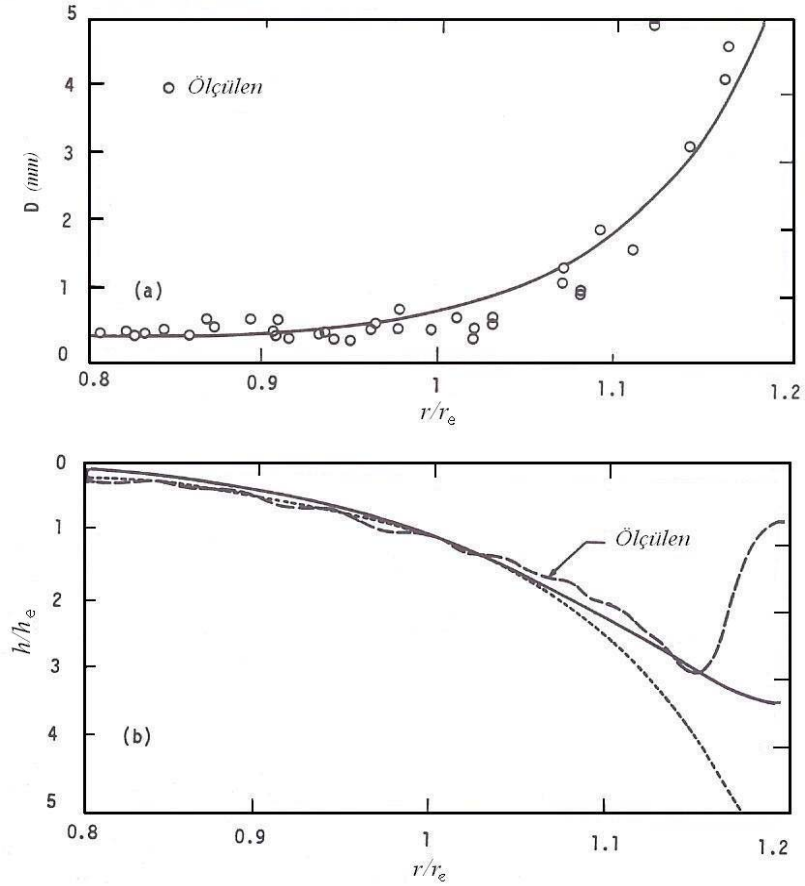


Şekil 4.8 Enine taban profili (Ikeda, Yamasaka ve Chiyoda, 1987)

Araştırmacılar, geliştirdikleri teorik yaklaşımları gerçek bir akarsu uygulayarak Şekil 4.9'da göstermişlerdir. Şekil 4.9.a'da deneysel sonuçlarda olduğu gibi tane büyüklüğü dış kıyıda hızlıca artmaktadır. Şekil 4.9.b'de dış kıyıdaki kaba taban malzemesi enine taban eğimini önemli ölçüde azaltmaktadır.

Araştırmacılar yaptıkları deneysel ve teorik çalışmalardan aşağıdaki sonuçlara varmışlardır;

Kaba malzeme dış kıyıya doğru ilerlemekte ve bu bölgede büyük bir artış göstermektedir. Tabakalaşma, kıvrımın dış kıyısında enine taban eğiminde önemli bir azalmaya neden olmaktadır. Lower Wabash nehrinde tabakalaşmadan dolayı maksimum oyulma %30-40 civarında azalmıştır. Bu etki askı malzemesinden kaynaklanandan (oyulma artışından) çok daha fazladır ve bu çalışmada askı malzemesinden dolayı maksimum derinlik %3-4 civarında artmıştır.

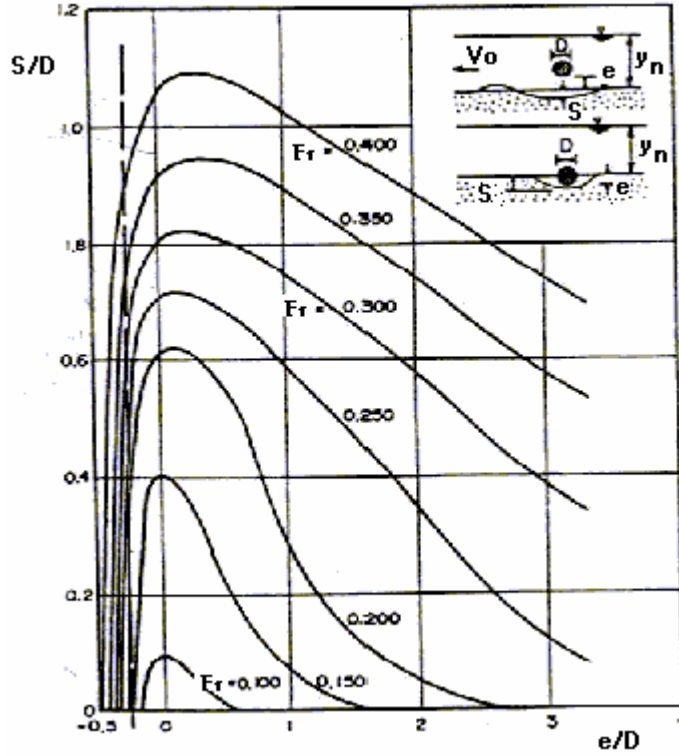


Şekil 4.9 (a) Helm nehrinin kıvrımında taban malzemesi dağılımının tahmini ve ölçülen değerlerinin karşılaştırılması, (b) Taban topoğrafyası için tahmin ve ölçülen değerlerin karşılaştırılması (Ikeda, Yamasaka ve Chiyoda, 1987)

DeneySEL sonuçlardan; hidrografın karakteristiklerinin taban topoğrafyası ve enine katı madde dağılımı üzerinde belirgin bir etkisi olduğunu, hidrografın dikliğinin artmasıyla dış kıyıda daha büyük oyulma derinlikleri ve iç kıyıda daha büyük yığılma yüksekliklerinin oluştuğunu belirtmişlerdir. Ayrıca hidrografın fazla dik oranlarında dış kıyıda kaba, iç kıyıda ise ince malzemenin biriktiğini gözlemlemişlerdir.

Maza (1987):

Boru hatları altındaki oyulmanın, boru ve düzgün taban arasındaki boyutsuz açıklık ve akımın Froude sayısının fonksiyonu olabileceğini göstermiştir. Maza'ya göre (1987), deneylerden elde edilen sonuçlar dikkate alınarak hazırlanmış Şekil 4.10'daki eğrilere bakılarak oyulma derinliği tahmin edilebilir. Şekil 4.10'da, e = bozulmamış taban ile boru arasındaki açıklık (pozitif ya da negatif olabilir), Fr =Froude sayısı, y_n =normal derinlik, S =borunun altında, orijinal dip seviyeden itibaren ölçülen debi oyulma derinliği, V_0 =akımın ortalama hızı olmak üzere, boyutsuz parametreler e/D , Fr ve S/D 'dir ve D =boru çapını göstermektedir.



Şekil 4.10 e/D ve Froude sayısının fonksiyonu olarak boru hatları altındaki yerel oyulmaların değişimi (Maza, 1987)

Şekil 4.10'da görülen eğriler, boru hattı altındaki maksimum oyulmanın, verilen e/D ve Fr değerlerinin bir fonksiyonu olarak bulunmasını sağlar. Maza'ya göre (1987) boru hattı altındaki oyulma, boruyu, akım tarafından çevrelenemeyeceği ya da erozyona maruz olmadığı bir derinliğe yerleştirilerek önlenir.

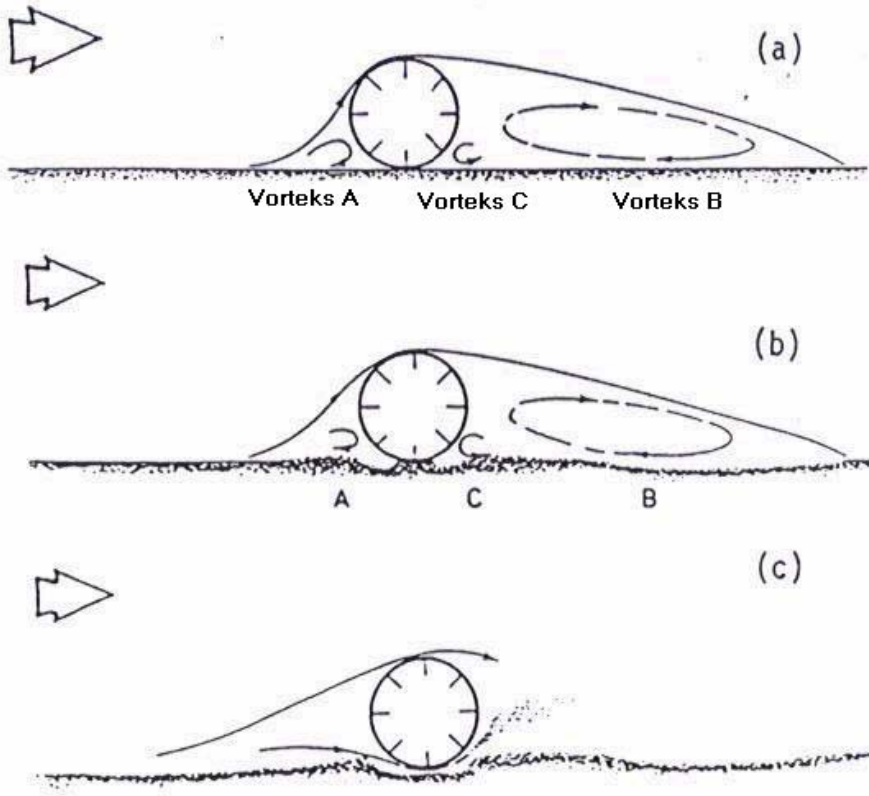
Boru hattı tarafından blokaj etkisine maruz kalmış bir akım kesitinde, yerel Froude sayıları, yaklaşan akımın ortalama Froude sayısından farklılık gösterebilir. Yine de, deforme olmuş yatak ile akım arasındaki etkileşimin değişimini, düzgün taban Froude sayısı temsil edebilir. Boru hattı altındaki oyulma, boru altındaki basınç dağılımlarına bağlı olarak gelişen duran dalga formasyonları nedeniyle yerçekimi etkilerine de bağlıdır.

Mao (1988):

Mao (1988), zemine oturtulmuş denizaltı boru hatları etrafında üç tip vorteksin gerçekleştiğini belirtmiştir. Şekil 4.11 (a)'da görüldüğü gibi, A vorteksi borunun burnunda, B ve C vorteksleri, borunun mansabında oluşur.

Borunun memba ve mansap kısımları arasındaki basınç farkından dolayı boru altında yeraltı suyu akımı oluşur. Mao'ya (1988) göre, yeraltı suyu akımı, doğrudan taban malzemesinin hareketine sebep olmasa da, tanelerin hareket etme kabiliyetlerini artırarak, tabandaki

stabilitenin bozulmasına etki yapmaktadır. Böylece, yeraltı suyu akımı ve vortekslerin etkisiyle açılmaya başlayan boru altı, zamanla daha fazla taban malzemesinin taşınmasıyla, büyük bir oyulma çukuruna dönüşür. Şekil 4.11 (c)'de oyulma sürecinin başlangıcı açıkça görülmektedir.



Şekil 4.11 Oyulma başlangıcı ve üç vorteks sistemi (Mao, 1988)

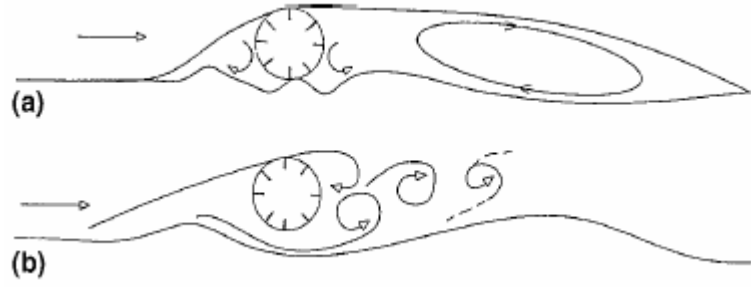
Şekil 4.11'de görüldüğü gibi boru hattı etrafında oluşan A ve C vorteksleri birbirlerine ters yönde ve borudan uzaklaşan doğrultuda taban malzemesini taşımaktadırlar. Diğer taraftan, B vorteksi taban malzemesini boruya doğru getirmektedir; ancak bu vorteksin etki alanının C vorteksi ile sınırlandığı belirlenmiştir. Bu nedenle Mao'ya (1988) göre, Şekil 4.11'de görülen C tipi vorteksin, oyulmanın başlangıcına etkisi çok fazla değildir ve B tipi vorteksin gölgesinde kalır.

Araştırmacı oyulma olayının başlamasının rahatsız edilmemiş akım hızına bağlı olduğunu belirtmiştir. Akım hızının büyümesi durumunda vortekslerin şiddeti de artmakta, borunun her iki tarafındaki basınç farkı artarak oyulmanın başlaması kolaylaşmaktadır. Çok küçük rahatsız edilmemiş akım hızlarında yerel oyulma mekanizmasının tam olarak gelişmediği ve boru hattı altında oyulmanın başlamadığı belirtilmiştir. Birleştirilmiş vortekslerin ve dip akım etkisiyle daha fazla kum parçacıkları uzağa taşınır. Sonunda borunun

altında küçük bir açıklık oluşturulur. Su borunun altından akmaya başladıktan sonra mabadaki vorteksler kaybolur, yaklaşık olarak borunun altındaki akım hızı üstündekine eşit olur ve yüksek hız güçlü tünel erozyonuna sebep olur.

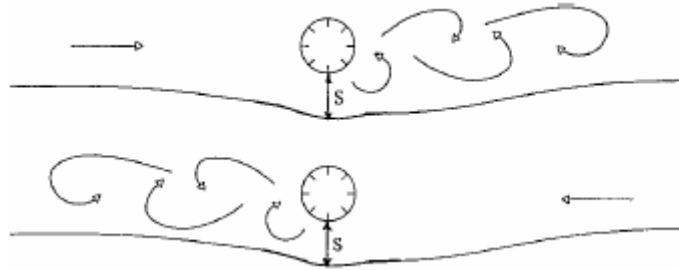
Oyulma çukuru geliştikten sonra, borunun arkasında vorteks yayılması olur (Şekil 4.12 (b)). Oyulma çukuru, oyulma işlemi dengeye ulaştığında yaklaşık olarak simetrik vorteks yayılmasına izin veren hafif bir mansap eğimine sahiptir (Jensenet ol 1990). Bu mansap akım yatağı, memba akımından iki sebepten dolayı daha fazla aşındırır.

- (1) Daha yüksek türbülans seviyesi,
- (2) Akıntı yönü vortekslerdeki anlık hızın, iki yada daha fazla faktör tarafından durgun akım hızını aşmasıdır. Bu yükseltilmiş erozyonun sonucu olarak, mansap eğimi daha hafif olur ve oyulma profili bir asimetrik şekil tarafından karakterize edilir (Sumer et al.1988).



Şekil 4.12 Başlama işleminin grafiği (Jensenet ol 1990)

Akım yönü salınımlı olduğunda, boru hattının her iki yanında mansap art-iz sistemi oluşur. Mansap hafif bir eğim veren Lee-wake erozyonu Şekil 4.13’de gösterildiği gibi borunun her iki yanında oluşur.

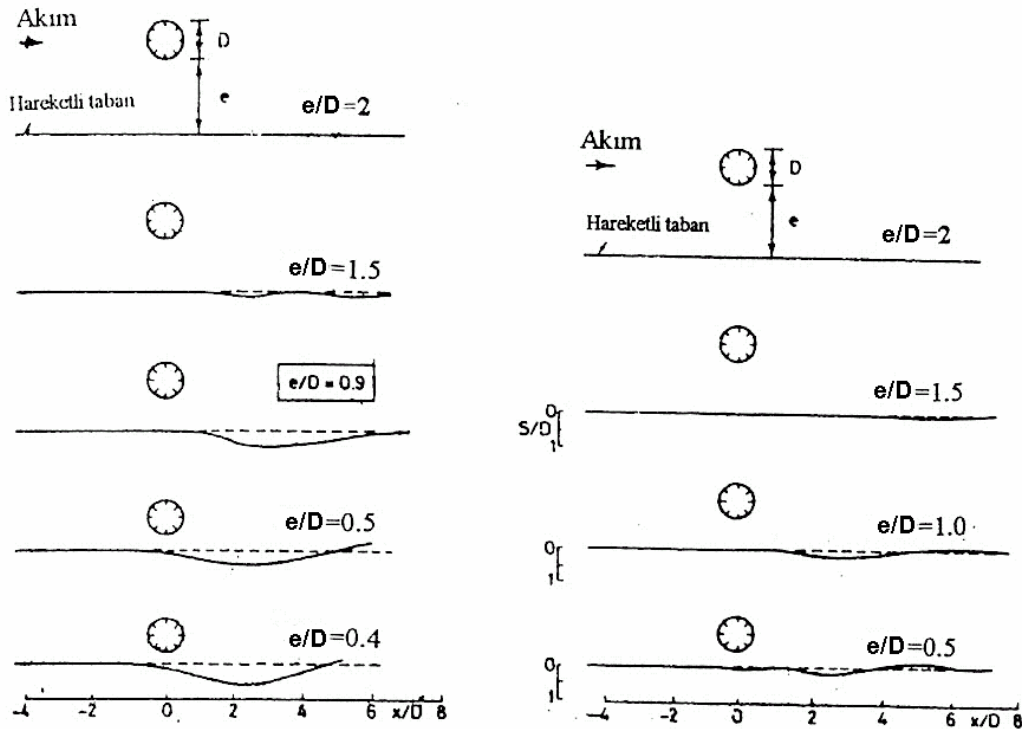


Şekil 4.13 Dalgalar altındaki oyulma çukurunun grafiği (Sumer et al.1988)

Sümer et al. (1988):

Sümer ve arkadaşları (1988) yapmış oldukları çalışmada kararlı akıma maruz boru hatları altındaki oyulma üzerine art-iz etkisini araştırmışlardır. Yapmış oldukları deneyler, borudan düzenli olarak saçılan ve mansap yönünde taşınan büyük ölçekli vortekslerin oluşturduğu art-iz akımının, borunun mansabında oyulma oluşturduğunu göstermiştir. Boru hattının gel-git akımı veya dalgaya maruz kalması halinde, borunun mansabındaki oyulma işleminin anlaşılabilmesi için öncelikle tek yönlü akım halinin incelenmesinin önemli olduğunu belirtmişlerdir.

Araştırmacılar vorteks saçılımlarının oyulma olgusu üzerine etkisini araştırmak için kontrollü koşullar altında bir seri deney yapmışlardır. Bu deneylerde boru hattı, vorteks saçılımlarından başka etkileri minimuma indirmek için tabandan yeterince büyük açıklıkta yerleştirilmiş ve Shields parametresi de 0.018 gibi oldukça küçük bir değer seçilmiştir. Şekil 4.14 oyulmanın borunun tam altında değil biraz mansabında başlayıp geliştiğini gösterdiğinden, oyulmanın art-iz etkisi ile meydana geldiği belirtilmiştir.



Şekil 4.14 Oyulma profilleri ($t=400$ dk.), $\tau_*=0.018$, $D=100$ mm, $V_0=25$ cm/s (Sümer et al., 1988)

Taban boyunca vorteks saçılımlarının etkilediği bölge sonlu bir uzunluğa sahiptir. Yapılan deneyler sonucunda e/D oranının 0.6 olduğunda taban boyunca vortekslerin etkilediği

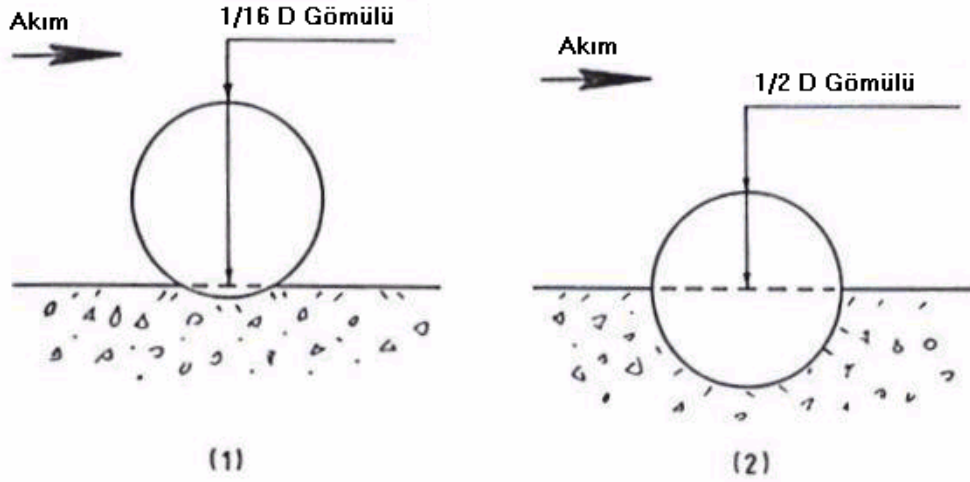
bölgenin uzunluğu $x/D \approx 8$ 'dir. $e/D=0.2$ 'den küçük olduğunda vorteks saçılımlarının sönümlendiği bilinmektedir. Boru ile taban arasındaki mesafe azaldıkça vorteks saçılımlarının etkilediği bölgenin uzunluğunun azalmasından dolayı mansap oyulmasının akım doğrultusunda azaldığı belirtilmiştir.

Bu çalışma reynolds sayısının $1-2.5 \times 10^4$ değerleri arasında nehir rejiminde yürütülmüştür. Ancak reynolds sayısının büyük değerlerinde, oyulma mekanizmasına hakim olan vorteks saçılımları muhafaza edildiğinden bu şekil değişmemektedir. Ayrıca prototipte borunun yüzeyi deniz canlıları ile kaplanarak $k_s/D > 3 \times 10^{-3}$ şartını sağladığında tamamen pürüzlü cidar gibi davrandığından bu durumda vorteks saçılımı üzerine reynolds sayısının etkisinin kaybolduğu belirtilmiştir.

Chiew (1990-1991):

Chiew (1990), hareketli tabandaki denizaltı boru hatları çevresinde meydana gelen yerel oyulmanın mekaniğinin anlaşılabilmesi için tek yönlü akım şartlarında detaylı bir deneysel çalışma gerçekleştirmiştir. Araştırmacı, tünel oyulmasının akım derinliğinin azalmasıyla eş zamanlı olarak başladığını belirtmiştir. Oyulmanın, borunun mansabında başladığı ve borulanmanın etkisiyle malzemenin boru altından fişkıma şeklinde mansap tarafına doğru hareketlendiği görülmüştür. Mansap çevrileri, borunun membaında bir düşük basınç alanı yaratır ve boru altında tünel şeklinde bir oyulma gerçekleşir. Tünelden taşınan taban malzemesinin oyulma çukurunun mansabında yaklaşık olarak boru çapının yarısı yüksekliğinde kum eşiği oluşturduğu ve zamanla bu kum eşiğinin mansaba doğru ilerlediği gözlenmiştir. Art-iz bölgesindeki türbülans ile borunun üzerinden geçen ana akımın birleşmesi sonucunda mansap erozyonunun baskın olmaya başladığı, böylece oyulma derinliğinin dinamik dengeye ulaşmaya kadar devam ettiği belirtilmiştir.

Araştırmacı, boru hattını $1/16 D$ ve $1/2 D$ 'ye kadar gömerek beş farklı akım derinliğinde, üç farklı boru çapı kullanarak deneylerini yürütmüştür. Şekil 4.15 (1)'de yerleştirilen borular için, y_n/D değerinin 3,5'ten büyük değerlerinde tünel oyulması görülmeyeceği, eğer boru (2)'de yerleştirilirse, hiçbir rölatif akım derinliğinde tünel oyulması gerçekleşmeyeceği belirtilmiştir. Her iki örnekte de oyulmanın meydana gelmediği hallerde, art-iz bölgesindeki ters akımın, Şekil 4.16'da görüldüğü gibi taban malzemesini borunun mansap tarafını tamamen kapatmaya kadar memba yönüne doğru taşıdığını ve tünel oyulmasının başlamasını engellediğini gözlemlemiştir.



Şekil 4.15 Deneylerde uygulanan boru gömme boyutları (Chiew, 1990)

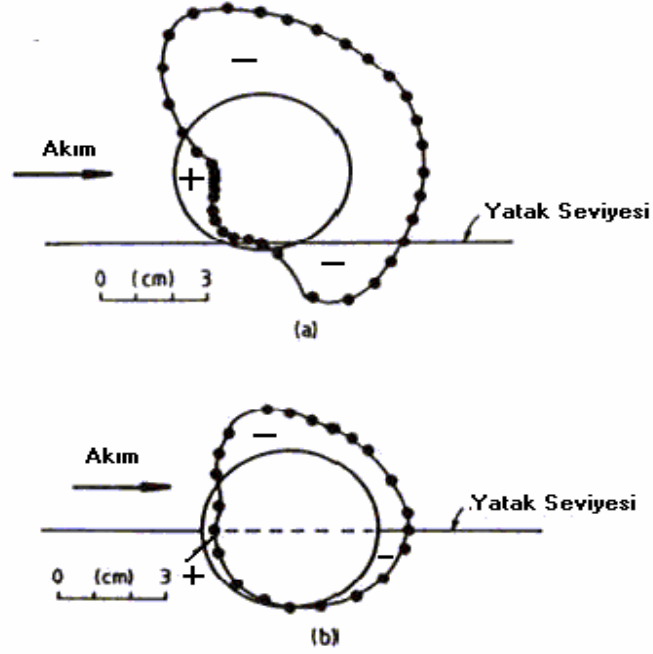


Şekil 4.16 Tünel oyulması gerçekleşmediğinde meydana gelen oyulma biçimi (Chiew, 1990)

Bir denizaltı boru hattında, membadaki durgunluk basıncı ve boru mansabının ayrılma bölgesindeki düşük basınç tarafından basınç gradyanı meydana gelir. Mansap basınç gradyanının, taban malzemesinin sahip olduğu boşluk suyu gradyanını aşması halinde, borulanma oluşur. Borunun mansabındaki katı madde bu hızlandırıcı şartla karşılaştığında kum tanelerinin ağırlıkları azalmakta ve bu taban malzemesi mansaba doğru taşınmaktadır. Erozyon olayı ilerleyen bir olgudur. Taban erozyona uğradıkça katı madde hareketi, basınç gradyanındaki artış miktarı ile azalmaktadır. Membada, Şekil 4.11 (a)'da verilen A tipi bir vorteks oluşur ve taban malzemesinin kolayca kazılmasına sebep olur. Sonuç olarak, borulanma ve vortekslerin etkileri birleşerek, boru altında tünel oyulmasına neden olurlar.

Chiew (1990) tarafından yapılan deneysel çalışmalarda, boru etrafındaki basınç gradyanının büyüklüğü ölçülmüştür. Bu değerler, boşluk suyu gradyanı ile karşılaştırılmıştır. Yapılan karşılaştırma, hangi şartlarda oyulmanın gerçekleşip gerçekleşmediğini ortaya koymuştur. Şekil 4.17 ve Çizelge 4.1, silindir etrafında ölçülen basınç dağılımlarını ve mansap basınç gradyanını göstermektedir. Ayrıca Çizelge 4.1'de, memba ve mansap arasındaki basınç farkları değerlendirilerek hesaplanan ortalama basınç gradyanları da yer almaktadır. Sonuçlara pozisyonundaki boru için, mansap basınç gradyanının, boşluk suyu gradyanını

($i_f = 0,9$) aştığını, b pozisyonundaki boru için ise aşmadığını göstermiştir. a pozisyonundaki boruda tünel oyulması gerçekleşmiş, b pozisyonundaki boruda gerçekleşmemiştir. Bu da bize, tünel oyulmasının başlangıcında borulanmanın etkin rol oynadığını göstermektedir.



Şekil 4.17 Boru hattı etrafındaki basınç dağılımları (Chiew, 1990)

Çizelge 4.1 a ve b pozisyonlarındaki borular için basınç gradyanlarının karşılaştırılması (Chiew, 1990)

Pozisyon	Basınç Gradyanları		i_f	Sonuçlar
	Mansap	Ortalama		
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)
1	12 mm/6.3 mm (1.91)	26 mm/24.3 mm (1.07)	0.9	Borulanma olur
2	3 mm/6.3 mm (0.48)	11 mm/75.4 mm (0.15)	0.9	Borulanma olmaz

Araştırmacı oyulmanın, y_n/D 'nin küçük değerlerinde gerçekleştiğini söylemiş ve oyulmanın, borunun mansap kısmında başladığını ifade etmiştir.

Kohezyonsuz zeminler için bu tip bir erozyonun, boşluk suyu gradyanını;

$$i_f = (1-n)(\Delta-1) \quad (4.9)$$

bağıntısındaki değerin aşılmasıyla gerçekleştiği belirtilmiştir. Burada, n = porozite, Δ = rölatif yoğunluktur (Bowles, 1984).

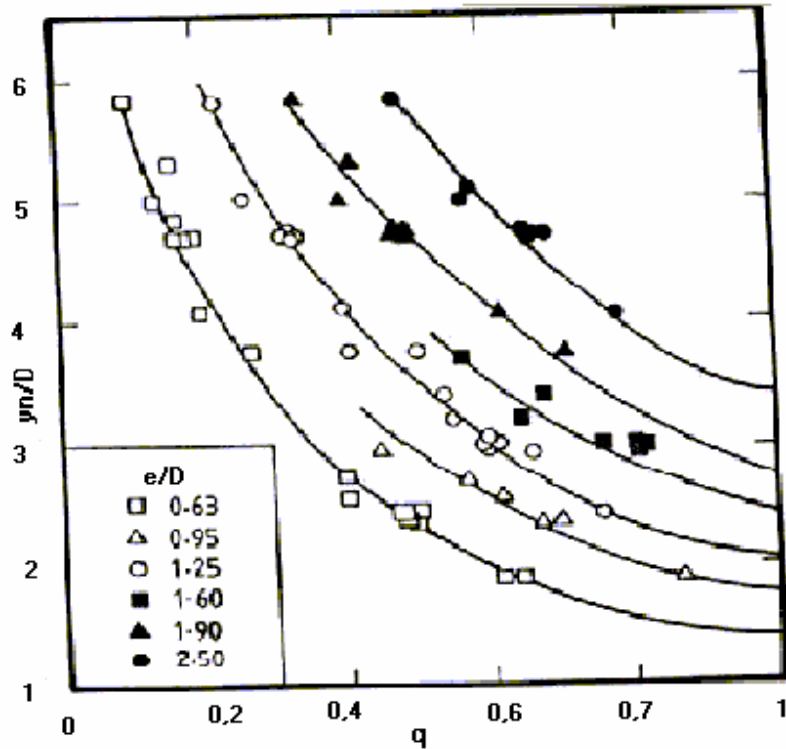
Araştırmacı hangi basınç gradyanında, nasıl bir tünel oyulması olduğunu belirlemek amacıyla bir dizi deney yapmıştır. Sonuçlar, genellikle zemin mekaniğinde kullanılan boşluk suyu gradyanı formülünün (4.9 bağıntısı), denizaltı boru hatları etrafındaki oyulmalar söz konusu olduğunda da kullanılabilirliğini göstermiştir. Çizelge 4.2, deneylerden elde edilen kritik basınç gradyanlarını göstermektedir. Bu tabloda, hesaplanarak bulunan boşluk suyu gradyanı ile kritik basınç gradyanları arasındaki yakınlık dikkat çekmektedir. Eğer bir kum tabakası içerisinde suyun yukarıya doğru akımı tabandaki katı maddenin ağırlığını yenecek kadar büyük yer altı suyu basıncı uygularsa, katı madde normalden daha hızlı harekete başlamaktadır. Hatta daha büyük bir akım katı maddeyi askı haline bile geçirebilir. Chiew (1990)'in araştırması, borulanma ile tünel oyulması başlangıcı arasındaki ilişkinin önemini göstermiştir.

Çizelge 4.2 Ortalama basınç gradyanları (Chiew, 1990)

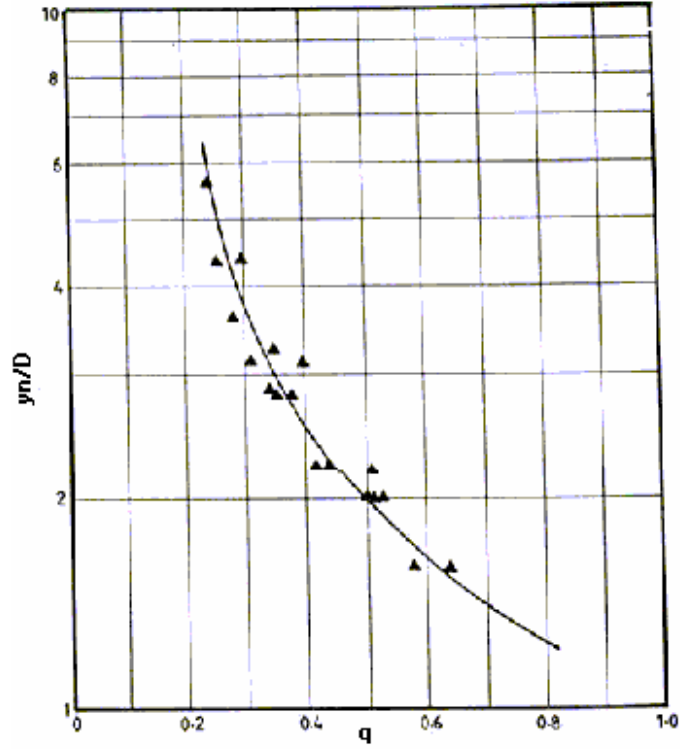
Borunun gömülme derinliği e (mm)	Borunun açıkta kalan kısmının yüksekliği (mm)	Boru sırtı ile su seviyesi arasındaki mesafe (mm)	Ortalama basınç gradyanları	i_f
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)
3	45	25	1,03	0,9
17	31	55	0,90	0,9
24	24	68	0,90	0,9
37	11	24	0,95	0,9

Oyulma çukuruna doğru yaklaşan bir akım iki bileşene ayrılır. Chiew (1991), sığ ve açık kanallarda yapmış olduğu deneyler sonucunda, oyulma çukurundan geçen akım miktarının, bozulmamış akım derinliği, y_n , boru çapı, D ve bozulmamış taban ile boru arasındaki açıklık, e gibi parametrelere bağlı olarak değiştiğini belirtmiştir. Büyük rölatif akım derinliklerinde, daha küçük boşluk akımı meydana gelmektedir. Çünkü yüksek akım derinliklerinde, yaklaşan akım borunun altından geçmek yerine yönünü değiştirerek üstünden akıp geçer. Böylece daha küçük miktarda akım, boru altındaki oyulma çukurundan geçebilir. Şekil 4.18'de Chiew'in (1991) elde etmiş olduğu ampirik fonksiyon gösterilmiştir.

Şekil 4.19'da da akım derinliği parametresi, y_n/D , boşluktan geçen akımın gelen akıma oranı, q (q_{bot}/q_0), ile ilişkili olarak ampirik bir fonksiyon verilmiştir. Şekil 4.19'da, Şekil 4.18'den farklı olarak, e/D 'nin olaya etkisi olmadığı görülmektedir. Şekil 4.19'da Şekil 4.18 gibi, akım derinliğinin artmasıyla boru altı boşluk akımının azaldığını belirtmektedir. Şekil 4.19'daki eğriler kullanılarak boşluk akımı oranı tayin edilebilir.



Şekil 4.18 Chiew tarafından verilmiş, y_n/D 'nin q ve e/D parametrelerine bağlı olarak değiştiği grafik (Chiew, 1991)

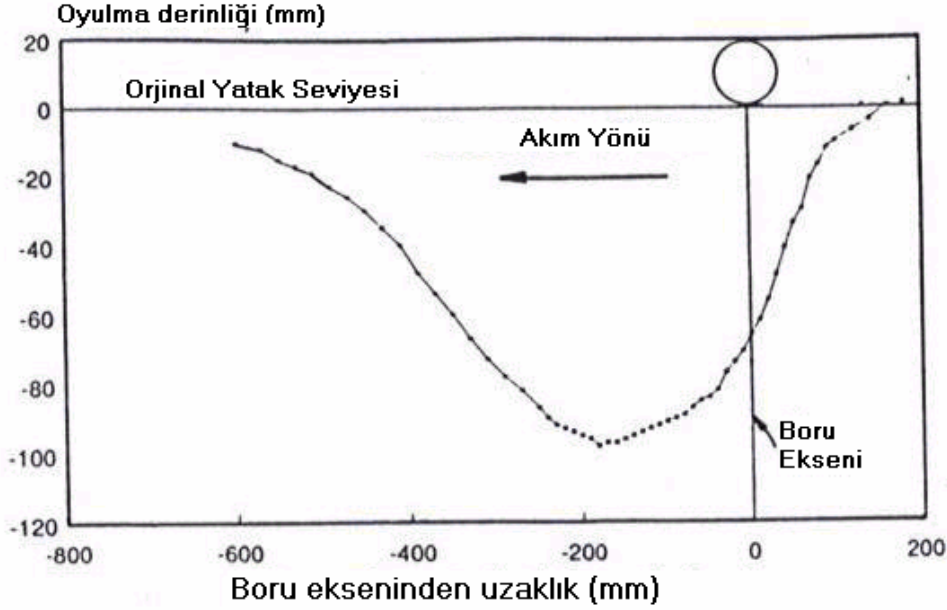


Şekil 4.19 y_n/D 'nin q 'ye bağlı değişimi (Chiew, 1991)

Chiew (1991)'e göre, bir oyulmanın maksimum denge oyulması haline ulaşabilmesi için şu şartların sağlanması gerekir:

- 1) Temiz su oyulması şartlarında, taban malzemesi taşınımı yokken, yatak kayma gerilmesinin, taban malzemesi hareketinin kritik kayma gerilmesine eşit olması durumunda;
- 2) Tek yönlü akım şartlarında maksimum oyulma derinliğine ulaşılabilir.

Şekil 4.20'de, yukarıdaki akım şartlarında gerçekleşmiş tipik bir oyulma profili görülmektedir.



Şekil 4.20 Tipik denge oyulma profili (Chiew, 1991).

Araştırmacı konu ile ilgili, şu iki soruya cevap verilmesinin önemli olduğunu ifade etmiştir:

- 1) Yaklaşan akım, boruya temas ettiğinde, gelen akımın ne kadarının oyulma çukurundan, yani boru altından geçtiği bilinmelidir. Çünkü bu, oyulma çukuru boyutlarını doğrudan etkilemektedir.
- 2) Oyulma çukurunun, memba yüzü eğimindeki kritik kayma gerilmesi nedir?

Denge durumuna gelmiş tipik bir oyulma çukuru, Şekil 4.20'de görüldüğü üzere, simetrik bir şekle sahip değildir. Eğim, borunun memba kısmında büyük, mansap kısmında ise daha küçüktür. Chiew (1991)'e göre, memba, eğimi %20-28 aralığında gerçekleşmektedir. Elde edilen bu açılar önemlidir çünkü, buradan yola çıkarak, oyulma çukurundaki gerçek kayma gerilmesine ulaşılabilir. Günümüzde birçok mühendis, taban hareketi başlangıcını Shields'in vermiş olduğu fonksiyonla açıklamayı yeterli görmektedir. Ancak bu fonksiyon sadece yatay ya da yataya yakın zemin eğimlerinde kullanılabilir.

Araştırmacı yaptığı deneylerde, oyulma çukurundaki taban malzemesinin kritik kayma gerilmesi, dik eğime rağmen, Shields'in verdiği fonksiyonla bulunan sonuca oldukça yakındır. Bunun sebebi boru arkasında meydana gelen ters çevrilerdir. Bu ters çevriler, taban malzemesinin kritik kayma gerilmesini doğrudan etkilemektedir.

Moncada ve Aguirre (1999):

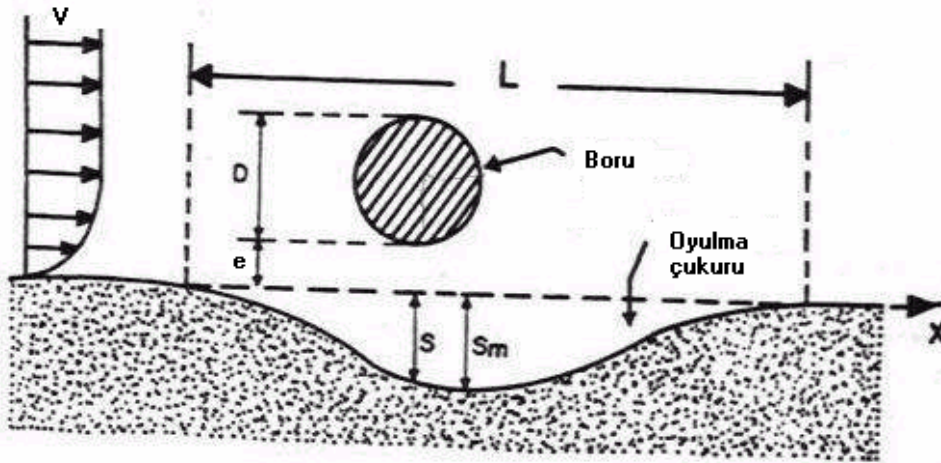
Moncada ve Aguirre (1999) ise akarsuları geçen ve akıma dik şekilde yerleştirilmiş boru hatlarındaki oyulma olayını etkileyen parametreleri, V_0 , ortalama akım hızı, y_n , normal akım derinliği, ρ , suyun özgül kütlesi, ρ_s , taban malzemesinin özgül kütlesi, μ , suyun dinamik viskozitesi, j_o , enerji çizgisi eğimi, B , kanal genişliği, d_{50} , taban malzemesi çapı, D , boru çapı (veya kutu kesitte akıma dik engel yüksekliği), e , bozulmamış taban ile boru arasındaki açıklık, g , yerçekimi ivmesi olarak sıralamışlardır (Şekil 4.21). Oyulma çukuru derinliği S ve oyulma çukuru genişliği L , dengeye ulaştığında bu parametreler arasındaki ilişkinin aşağıdaki değişkenlere bağlı olduğunu belirtmişlerdir.

$$S, L = f_{1,2}(V_0, y_n, \rho, \rho_s, \mu, j_o, B, d_{50}, D, e, g) \quad (4.10)$$

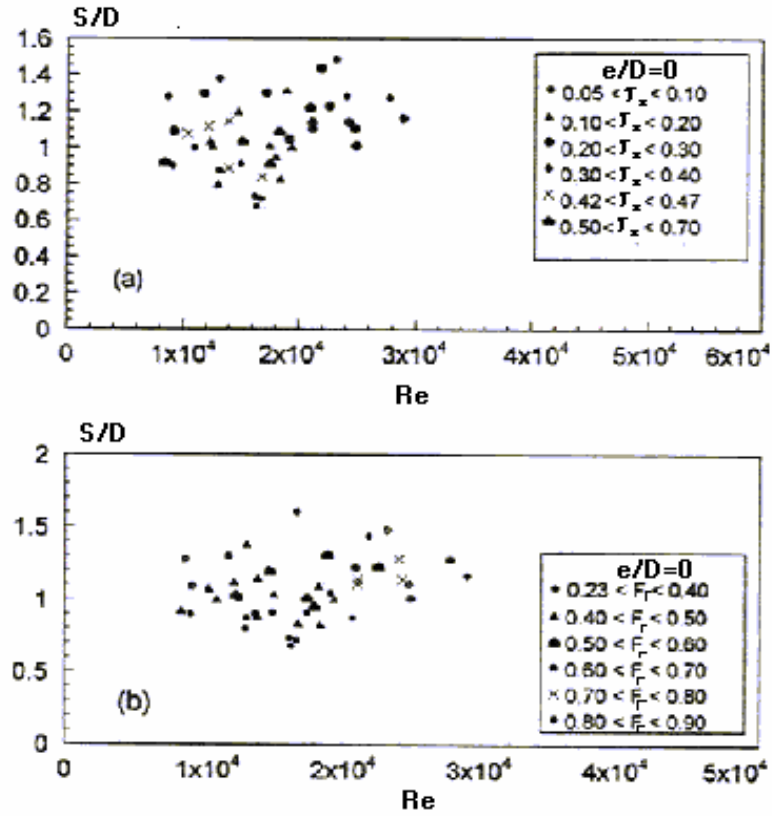
Araştırmacılar, 4.10 eşitliğindeki değişkenlere Buckingham Π teoremi uygulayarak, rölatif denge oyulma derinliği (S/D) ve rölatif denge oyulma çukuru genişliğinin (L/D) aşağıdaki boyutsuz parametrelere bağımlı olduğunu göstermişlerdir :

$$S/D, L/D = f_{3,4}(y_n/d_{50}, y_n/D, j_o, y_n/B, Fr, Re, \tau^*, e^*) \quad (4.11)$$

4.11 denkleminde Fr , engelden önce ana kanaldaki akımın Froude sayısı ($V_0/(g \cdot y_n)^{1/2}$), Re , boru Reynolds sayısı ($V_0 \cdot D \cdot \rho / \mu$), τ^* katı madde geçişine bağlı olarak verilmiş boyutsuz Shields parametresi ($y_n \cdot j_o / \Delta \cdot d_{50}$), e^* borunun düz tabandan rölatif açıklığı (e/D) ve $\Delta = (\rho_s - \rho) / \rho$ rölatif yoğunluktur.



Şekil 4.21 Oyulma çukuru boyutları (Moncada ve Aguirre, 1999)

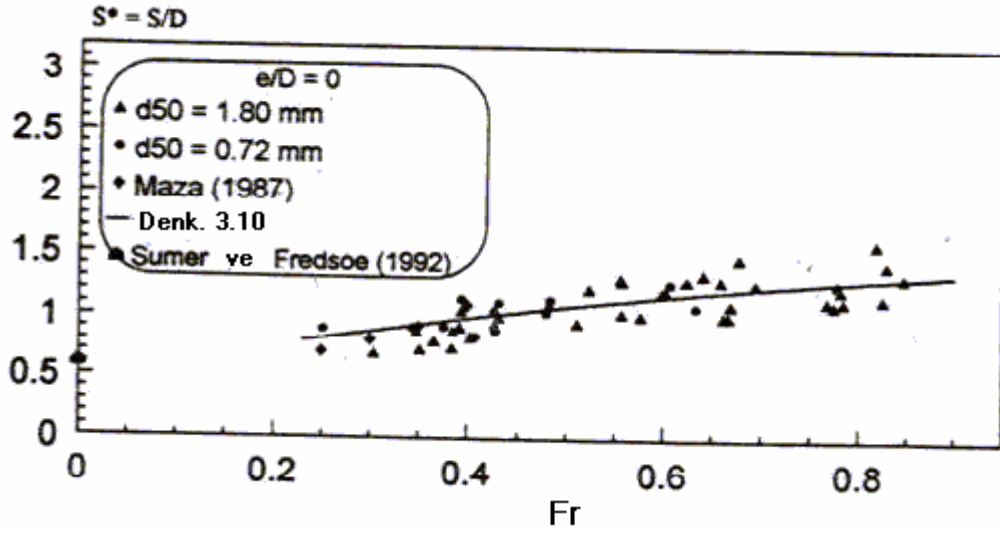


Şekil 4.22 (a) Rölatif oyulma derinliğinin (S/D) Re ve τ_* ile değişimi; (b) rölatif oyulma derinliğinin (S/D) Re ve F_r ile değişimi (Moncada ve Aguirre, 1999)

Şekil 4.22'deki iki grafikte, boyutsuz oyulma derinliği S/D, Reynolds sayısının ve Shields parametresinin bir fonksiyonu olarak, Şekil 4.22 a'da, Reynolds sayısının ve Froude sayısının bir fonksiyonu olarak ise Şekil 4.22 b'de verilmiştir. Son şekilde Froude sayısının artışı ile oyulma derinliğinin de arttığı görülmektedir. $e/D=0$ için, Re, 9.10^3 - 3.10^4 arasında değişmektedir. Sonuç olarak bu şekillerden S/D ile Re arasında net bir ilişki olmadığı görülmektedir. Böylece, boru Reynolds sayısının oyulma çukuru üzerindeki etkisi ihmal edilmiştir.

Bu şekillerde, esas olarak Froude sayısının oyulmaya etkili bağımsız bir değişken olduğu ifade edilmiştir. Şekil 4.23'te, $e/D=0$ için, deneylerden elde edilen rölatif oyulma derinlikleri (S/D), akımın Froude sayısının birer fonksiyonu olarak gözükmektedir. Froude sayısı 0,23 - 0,84 arasında değişmektedir. Şekil 4.22 ayrıca, $e/D=0$ değerleri için Şekil 4.10'dan bulunan ve çeşitli F_r sayılarına karşılık gelen S/D değerlerini de içermektedir. Buradan elde edilen veriler, Froude sayılarının küçük değerleri (0,20 - 0,40 arasında değişen) için diğer verilerle uyum sağlamaktadır. Maza'nın (1987) vermiş olduğu ve Moncada-Aguirre'nin (1999) deneylerinden elde edilen sonuçlar, Şekil 4.23'te görüldüğü üzere aynı eğilimdedirler. Şekil 4.23'te, Moncada-Aguirre'nin (1999) deney sonuçlarına bakılırsa, oyulmanın Froude

sayısının büyük değerlerinde denge durumuna geldiği ve $Fr \rightarrow 0$ 'a yaklaştığında rölaf oyulma derinliğinin (S/D) 0,55'e yaklaştığı görülmektedir. Sümer ve Fredsoe'nun (1990, 1992) verdikleri verilerde ise bu değer 0,6'ya tekabül etmektedir. Böylece farklı çalışmalardan alınmış bu verilerin iyi uyum gösterdikleri söylenebilmektedir.

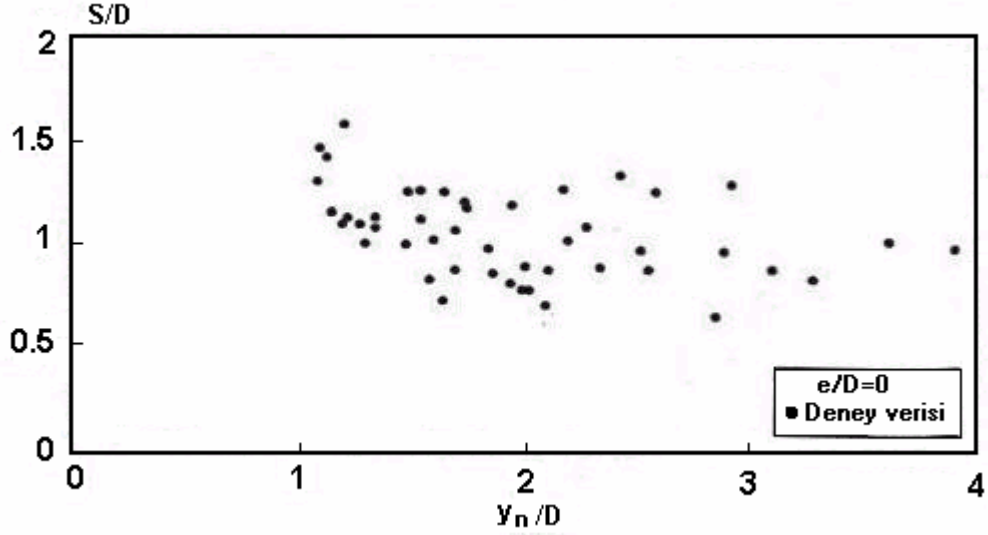


Şekil 4.23 Hareketli taban şartlarında Froude sayısının (Fr) rölaf oyulma derinliğine (S/D) etkisi (Moncada ve Aguirre, 1999)

Şekil 4.23 ayrıca, taban malzemesi çapı ne olursa olsun, oyulma derinliği ile Froude sayısı arasında iyi bir ilişki olduğunu da göstermektedir. $0,2 \leq Fr \leq 0,9$ için

$$S/D = 0,9 \tanh(1,4 \cdot Fr) + 0,55 \quad (4.12)$$

eşitliği verilmiştir. Burada korelasyon katsayısı $r^2 = 0,7$ ve rölaf hata % 10'dur. Şekil 4.24'de ise borunun akıma uyguladığı blokaj etkisini gösterebilmek için S/D 'nin y_n/D ile değişimi verilmiştir. Şekil 4.24'den $S/D - y_n/D$ arasında belirgin bir ilişki elde edilemediği anlaşılmaktadır.



Şekil 4.24 y_n/D 'nin S/D 'ye etkisi (Moncada ve Aguirre, 1999)

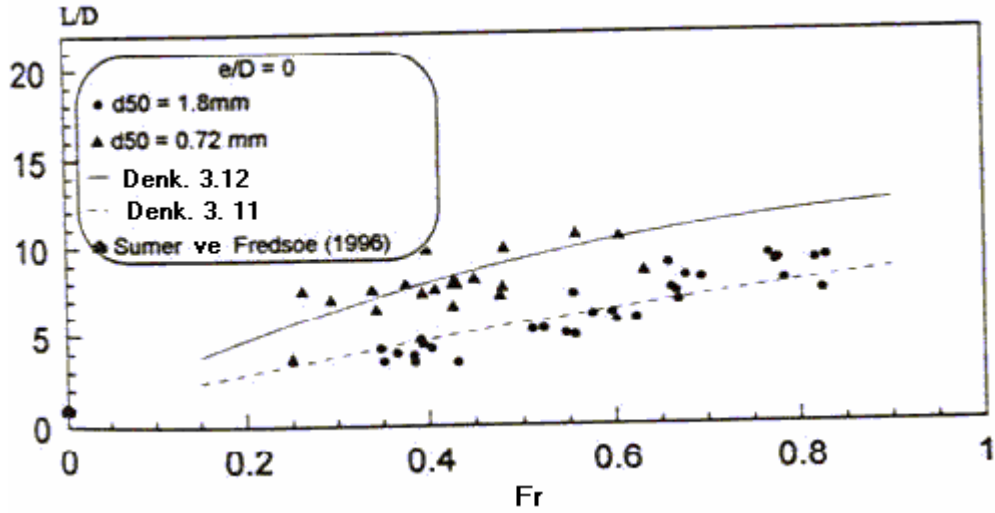
Rölatif oyulma genişliği L/D ile Fr arasındaki ilişki de Şekil 4.26'da verilmiştir. Her iki parametre arasında iyi bir ilişki olduğu görülmektedir. Ayrıca, Fr arttığında L/D 'nin de arttığı, $L/D=1$ için $Fr \rightarrow 0$ 'a yaklaştığı ve küçük tane çaplı zeminlerde büyük oyulma genişliğine erişildiği saptanmıştır. Benzer asimptotik değerler Sümer ve Fredsoe (1996) tarafından da verilmiştir. Araştırmacılar, $d_{50}=1,8$ mm için, aşağıdaki eşitliği elde etmişlerdir.

$$L/D=13\tanh(0,74.Fr)+1,0 \quad (4.13)$$

$d_{50}=0,72$ mm için;

$$L/D=13\tanh(1,5.Fr)+1,0 \quad (4.14)$$

4.13 ve 4.14 denklemleri $0,13 \leq Fr \leq 0,9$ için geçerlidir. 4.13 denkleminde korelasyon katsayısı $r^1=0,64$ ve rölatif hata % 23'dür. 4.14 denkleminde ise korelasyon katsayısı $r^1=0,90$ ve rölatif hata % 6,5'dur.



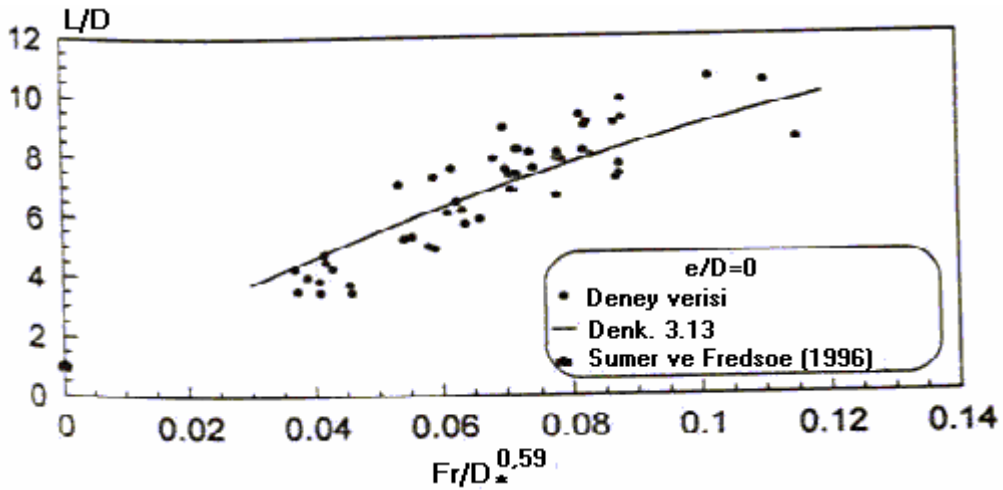
Şekil 4.25 Froude sayısının (Fr) rölatif oyulma genişliği (L/D) ile değişimi (Moncada ve Aguirre, 1999)

Rölatif genişlik L/D ile $Fr/D_*^{0,59}$ arasındaki ilişki Şekil 4.26'da verilmiştir. Burada $D_* = d_{50} \cdot (g \cdot \Delta / v^2)^{1/3}$, boyutsuz malzeme çapıdır. 0,59 bir katsayıdır ve $Fr/D_*^{0,59}$ arttığında, L/D de artar yani tane çapı küçüldükçe rölatif oyulma genişliği de (L/D) artar.

$d_{50} = 1,8$ mm, $d_{50} = 0,72$ mm için ve $e/D = 0$ iken:

$$L/D = 13 \tanh(7,2 \cdot Fr/D_*^{0,59}) + 1,0 \quad (4.15)$$

olur ve bu $0,03 \leq Fr/D_*^{0,59} \leq 0,12$ için geçerlidir. Korelasyon katsayısı $r^1 = 0,71$ ve rölatif hata %26,6'dır.



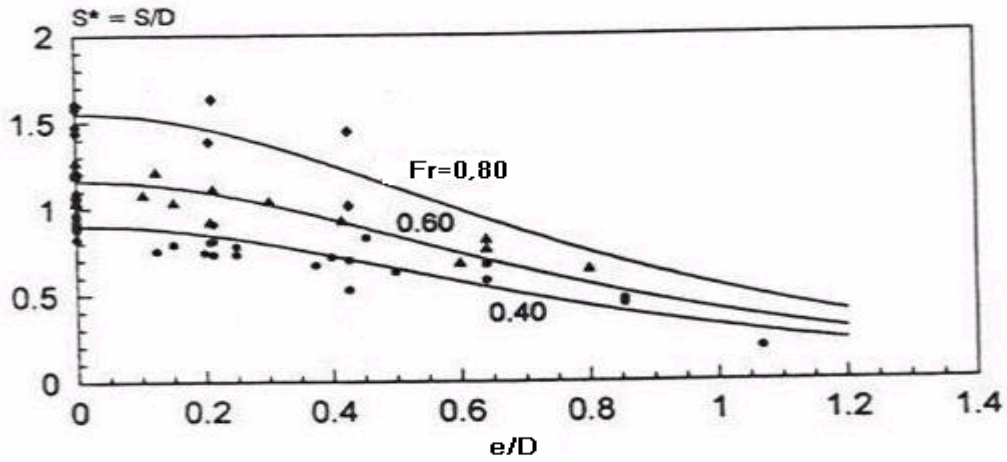
Şekil 4.26 $Fr/D_*^{0,59}$ parametresinin rölatif oyulma genişliğine (L/D) etkisi (Moncada ve Aguirre, 1999)

Şekil 4.27’de, çeşitli Fr değerlerine bağlı olarak, denge oyulma derinliği S/D ile e/D arasındaki ilişki verilmiştir. S/D ve e/D için farklı Fr değerlerinde kullanılabilecek eşitlik şöyledir.

$$S/D = 2Fr \operatorname{sech}(1,7e/D) \quad (4.16)$$

Bu denklem Froude sayısının ortalama değerleri için (Fr=0,40; 0,60; 0,80) elde edilmiştir. 4.16 denkleminde korelasyon katsayısı $r^1=0,85$ ve rölatif hata %14’dür.

Sonuç olarak, Moncada-Aguirre’nin (1999) bulduğu deneysel sonuçların, Maza’nın (1987) vermiş olduğu eğriler demetine uyduğu söylenebilir.

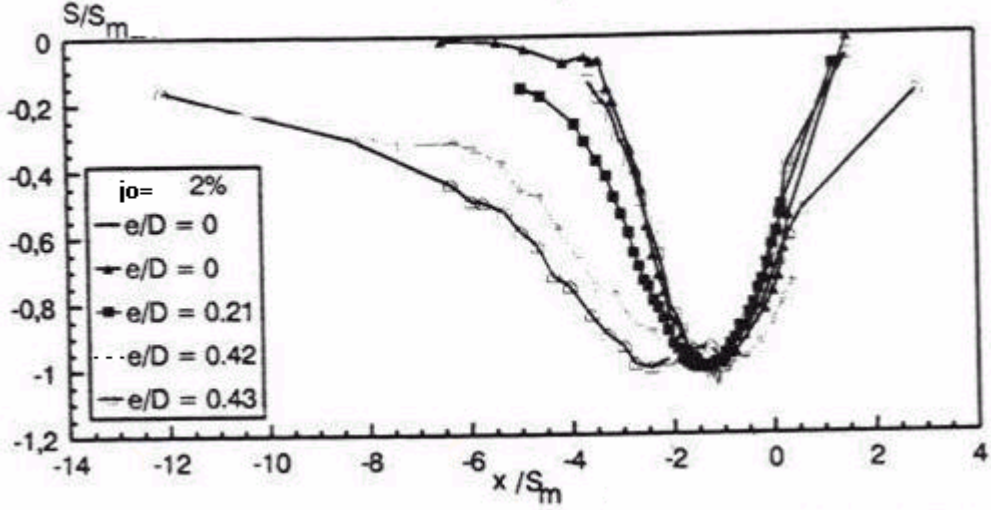


Şekil 4.27 Boru pozisyonunun denge oyulma derinliğine etkisi (Moncada ve Aguirre, 1999)

Deney kapsamında, boşluk oranının (e/D) ve eğimin (j_0) oyulma çukurunun büyüklüğü ve şekli üzerindeki etkisi ile ilgili bir çalışma da yapılmıştır. Şekil 4.28’de, $j_0=2\%$ eğim için çeşitli e/D oranlarına karşılık gelen birçok boyutsuz profil gözükmemektedir. Ayrıca Şekil 4.28’de, e/D’nin artışına uyumlu olarak, boru hattının mansabındaki hareketli taban malzemesi miktarının arttığı da görülmektedir. Yine e/D’nin artmasıyla birlikte, maksimum oyulma derinliğinin borunun mansabında oluştuğu açıkça görülmektedir. Şekil 4.28’de;

S_m = Maksimum denge oyulma derinliği,

x = Akım yönünde engelden itibaren ölçülen mesafedir.



Şekil 4.28 Farklı boşluk oranları (e/D) ve %2 taban eğimi için oyulma çukurunun boyutsuz profilleri (Moncada ve Aguirre, 1999)

Yıldırım (2004):

Akarsu tabanına yatay olarak yerleştirilen boru hatları etrafındaki oyulma derinliklerini araştırmış ve yaptığı boyut analizi sonucu bulduğu rölatif oyulma derinliği (S/D), oyulma çukuru genişliği (L/D), akımın Froude sayısı (Fr), borunun Reynolds sayısı (Re), akım derinliği (y_n/D) ve atak açısı (α) boyutsuzlarının birbiri ile olan ilişkilerini incelemek için bir dizi deneyler yapmıştır.

Deneyleri sabit genişlikli dikdörtgen bir kanalda, aynı taban malzemesi ve farklı akım şartları altında gerçekleştirmiştir. Çalışmada, dairesel ve kare kesitli olmak üzere iki tip boru kullanmıştır.

Araştırmacı, bu çalışmasında şu sonuçları elde etmiştir;

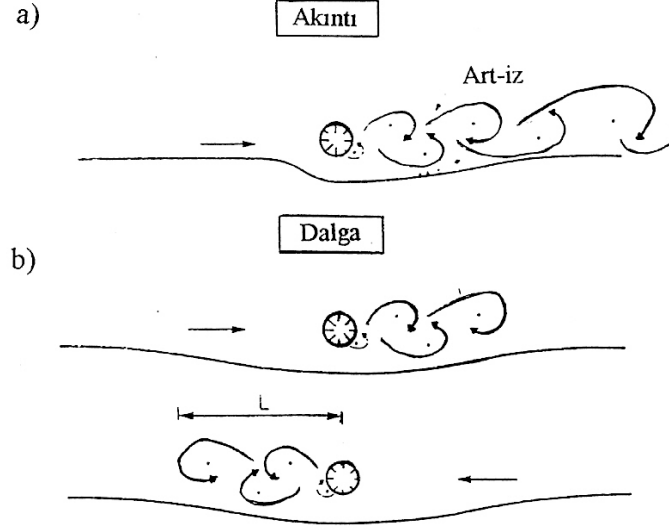
- 1) Akarsu yatağına yatay olarak yerleştirilen borunun akım alanında önemli değişiklikler meydana getirmektedir. Bu engeller etrafında oluşan vorteks sistemler ve sekonder akım taban malzemesini hareket ettirmektedirler.
- 2) Maksimum denge oyulma derinlikleri, engel yatak üzerindeyken, dairesel ve kutu kesitli engellerin her ikisi için de mansapta meydana gelmektedir.
- 3) Boyutsuz oyulma derinliği (S/D) ve boyutsuz oyulma çukuru genişliği (L/D); akımın Froude sayısı (Fr), engelin Reynolds sayısı (Re) ve boyutsuz akım derinliğinin (y_n/D) artışı ile artmaktadır.
- 4) Kare kesitli boruda elde edilen oyulma derinlikleri dairesel kesitli borularda elde edilen oyulma derinliklerinden daha büyüktür.

- 5) Engeller akımı kesecek şekilde belirli bir atak açısı ile taban üzerine yerleştirildiğinde, akımın engelle ilk temas ettiği nokta olan sol sahilde, kanal ekseni ve sağ sahile nispetle daha az oyulma gerçekleşmiş, bunun aksine sağ sahilde en büyük oyulma derinliği ve genişliğine erişilmiştir.
- 6) Atak açısı arttıkça oyulma çukurunun boyutlarının da büyüdüğü tespit edilmiştir. Atak açısı arttırıldıkça engel akım çizgilerine uyum sağlamayan bir kesite sahip olmakta ve bu da daha kuvvetli vorteks saçılımlarına neden olarak erozyon miktarını büyütmektedir.
- 7) Oyulma yaklaşan akımın rölatif hızı $V_0/V_{kr} \approx 0,5$ civarında temiz su oyulması olarak başlamakta ve V_0/V_{kr} hızındaki artışla rölatif oyulma derinliği (S/D) ve rölatif oyulma çukuru genişliği (L/D) de artmaktadır. Bu artış hareketli taban oyulması halinde de devam etmektedir. Dolayısıyla hareketli taban oyulması halinde engelin altından geçen jet hızı oyulmaya etki etmektedir.

Sonuç olarak, rölatif akım derinliğinin (y_n/D) oyulma sürecine etkisinin ihmal edilebilecek mertebede olduğunu, bunun aksine, akımın Froude sayısının oyulma sürecine önemli ölçüde etki ettiğini göstermiştir. Oyulma çukurunun karakteristik boyutları ile akımın Froude sayısı arasında iyi bir korelasyon elde etmiştir.

4.2 Dalga ve/veya Gelgit Etkisindeki Boru Hatları Etrafında Meydana Gelen Yerel Oyulmalarla İlgili Araştırmalar

Bu bölümde rüzgar dalgaları veya tedricen değişen gel-git akıntısı gibi iki yönlü kararsız akımın neden olduğu boru hatları etrafındaki yerel oyulma incelenmiştir. Kararlı akım ile arasındaki en önemli fark, kararlı akım halinde boru hattının mansabında meydana gelen art-iz sisteminin bu durumda hem mansap hem de memba tarafında oluşmasıdır. Bu nedenle, kararsız akım halinde kararlı akımdan farklı olarak, oyulma çukuru sadece mansapta değil, borunun her iki tarafında da yumuşak bir eğime sahip olur (Şekil 4.29).



Şekil 4.29 Art-iz etkisi; a)akıntı, b)dalga (Sümer ve Fredsoe, 1990)

Salınımlı ortamda art-iz şeklinin oluşumunu ve etki mesafesini Keulegan-Carpenter sayısı tayin etmektedir.

$$KC=V_m T/D \quad (4.17)$$

Burada V_m , yörüngesel hızın yatay bileşeninin maksimum değeri, T , dalga periyodu ve D , boru çapıdır. KC sayısının küçük değerlerinde (<5) borunun mansabında art-iz bölgesi oluşmadığı tespit edilmiştir. Daha büyük KC değerlerinde ise borunun mansabında vorteks sokağı oluşmaktadır.

Bijker ve Leeuwestein (1984):

Deniz altı boru hatlarının dalga etkisine maruz kalmaları halinde etraflarında meydana gelen oyulmaları araştırmışlardır. Bu durumda boru hatları yüzey dalgalarından kaynaklanan yörüngesel hızlara maruzdurlar. Yörüngesel hızların yönleri periyodik olarak değiştiğinden, akıntı durumundan farklı yaklaşım gerektirmektedir.

Araştırmacılar, salınımlı akım söz konusu olduğunda oyulma işleminin üç ana konusu olduğunun belirtmişlerdir. Bunlar; taban ve boru boyunca sürtünme, borunun altında ve deniz tabanındaki hızların büyüklüğü ve katı madde taşıma kapasitesidir. Bu parametreler birbirleri ile ilişkilidirler.

Boru ve tabanda meydana gelen sürtünme etkisi türbülanslı akım yapısındaki momentum alışverişinden dolayı sınır tabakasından akımın içine doğru taşınmaktadır. Ancak salınımlı akımda sınır tabakası tam olarak gelişemediğinden sınır tabakasının akıma etkisi salınım periyodu ile sınırlı kalmaktadır.

Salınım periyodunun küçük olması durumunda, borunun altındaki ve deniz tabanındaki hızlar sürtünmeden az etkilenmektedir. Potansiyel akım teorisindeki gibi sürtünmesiz bir boru hattı çevresindeki akım için verilen nümerik modeller salınımlı bir akımda boru altındaki hızlar için olumlu sonuçlar vermiştir.

Araştırmacıların dalga kanalında yapmış oldukları deneyler, salınımlı akımdaki oyulma derinliğinin sadece akıntı etkisi halinde meydana gelenle karşılaştırıldığında daha az olduğunu göstermiştir. Ayrıca, dalga etkisine maruz oyulma derinliğinin, akıntı durumunun aksine boru çapından daha az etkilenmekte olduğu belirtilmiştir. Deneyler esnasında boru hattı etrafında sadece yerel taban hareketi gözlemlendiği ifade edilmiştir.

Leeuwestein et al. (1985):

Araştırmacılar önce tek yönlü akım şartlarında yerel oyulma derinliklerini belirlemiş, daha sonra ters doğrultuda akım vererek gel-git etkisini incelemişlerdir. Çalışmalarının ikinci aşamasında, değişen hızda akım etkisinde yerel oyulmanın gelişimini belirlemişlerdir. Deneyleri sırasında borunun sarkması ve kendi kendini gömmesi olayını gözlemleyerek, ölçek etkisini de incelemişlerdir.

Çalışmalarının sonuçları şöyle özetlenebilir:

- 1) Boru hattının sarkma miktarı boru çapının 1.4 katı olduğunda oyulma çukurunun yarı genişliği oyulma derinliğinin 8 katı mertebesine erişmekte ve art-iz bölgesinde oyulmaya neden olmaktadır.
- 2) Sarkma miktarı boru çapının iki katı olduğunda bu genişlik oyulma derinliğinin 20 katına ulaşmaktadır.
- 3) Fırtına şartlarında sırf dalga etkisinde yerel oyulma tek yönlü akım durumuna göre daha küçük mertebede gerçekleşmektedir. Akıntıya dalga etkisi süperpoze edildiğinde oyulmanın gelişimi olumsuz etkilenmektedir.
- 4) İnce malzemeli tabanlarda uzun süreli akıntı etkisi art-iz bölgesinde erozyona neden olmaktadır.

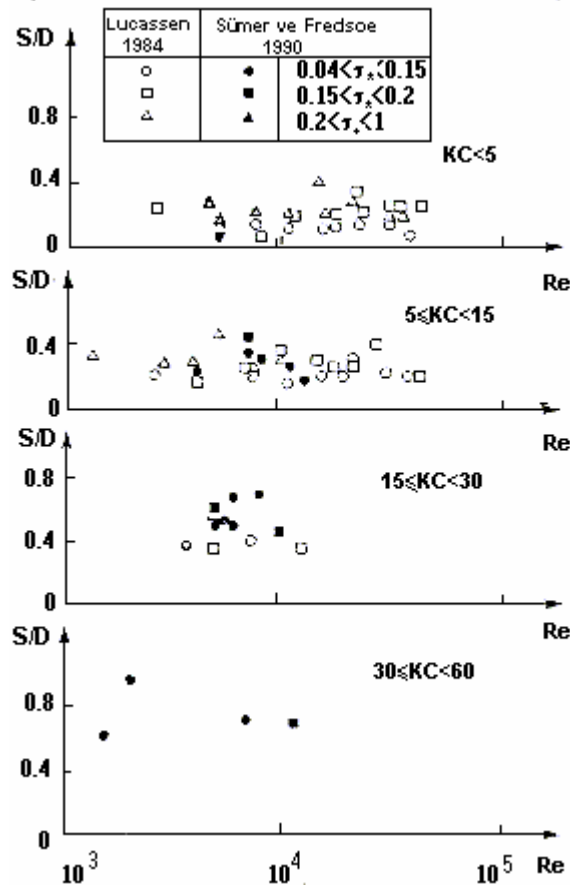
İbrahim ve Nalluri (1986):

Araştırmacılar dalga ile akıntının beraber olması durumunda verilen bir dalga yüksekliği için oyulma derinliğinin artan hızla arttığını ve tek yönlü akım şartlarından daha büyük mertebede gerçekleştiğini belirtmişlerdir. Oyulma derinliğinin katı madde karakteristiğine, akım ve dalga özelliklerine bağlı olduğu, ayrıca artan dalga yüksekliklerinde oyulma derinliklerinin de

arttığı tespit edilmiştir. Temiz su şartlarında, verilen bir tane boyutu için farklı gömülme oranlarında benzer sonuca ulaşılabileceği belirtilmiştir.

Sümer ve Fredsoe (1990):

Araştırmacılar deneylerini, biri dalga kanalı diğeri ise salınlı U tüpü olmak üzere iki farklı ortamda yürütmüşlerdir. Dalga kanalında su yüksekliği 40 cm'de sabit tutularak 10, 20, 30 ve 50 mm çaplı borular kullanmışlardır. Birkaç deneyleri dışında genellikle hidrolik cilalı boruları tercih etmişlerdir.



Şekil 4.30 Dalgalı ortamda oyulma derinliğinin boru Reynolds sayısı ve Shields parametresi ile değişimi (Sümer ve Fredsoe, 1990)

Şekil 4.30'da görüldüğü gibi boru Reynolds sayısının 10^3 ve 10^5 değerleri arasında oyulma derinliğinin önemli bir değişim göstermediği belirtilmiş ancak Reynolds sayısının 2×10^5 - 3×10^5 değerleri arasında oyulma derinliğinde küçük bir azalma beklenebileceği ifade edilmiştir. Aynı zamanda Şekil 4.30'da oyulma derinliğinin Shields parametresi ile değişiminin oldukça zayıf olduğu görülmektedir.

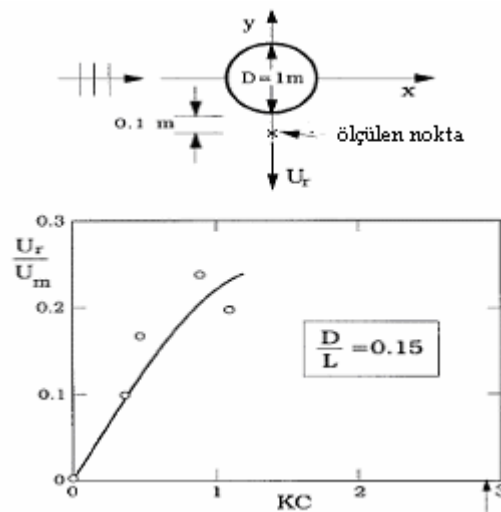
Araştırmacılar KC sayısının denge oyulma derinliğine etkisini de incelemişler ve rölatif denge oyulma derinliğinin KC sayısı ile oldukça uyumlu olduğunu belirtmişlerdir.

Yukarıda görüldüğü gibi hidrolik cilalı borular için gerçekleştirilen deneylerde boru Reynolds sayısının ve Shields parametresinin oyulma derinliğine etkisinin çok sınırlı olduğu belirtilmiştir. Ancak prototip şartlarında boru hattının yüzeyi deniz canlıları ile kaplanarak tamamıyla pürüzlü cidar gibi davranmaktadır. Bu pürüzlülük miktarı $k_s/D > 3 \times 10^{-3}$ şartını sağlamaktadır. Bu durumda boru Reynolds sayısının vorteks saçılımları üzerine etkisinin kaybolduğunu gözlemlemişlerdir (Achenbach ve Heinecke, 1981).

Sümer ve Fredsoe (1990), boru pürüzlüğünün sınır tabakasından ayrılma işlemi üzerine etkisinin olmadığını göstermek için rölatif pürüzlülüğü $k_s/D=0.1$ olan bir boru ile deneyler yapmışlar ve hidrolik cilalı boru ile pürüzlü boru için elde edilen oyulma profilleri arasında önemli fark olmadığını tespit etmişlerdir. Diğer bir ölçek etkisi, dalga kanalında meydana gelen kum dalgacıklarının ise oyulmaya etkisinin önemli mertebede olmadığı belirtilmiştir.

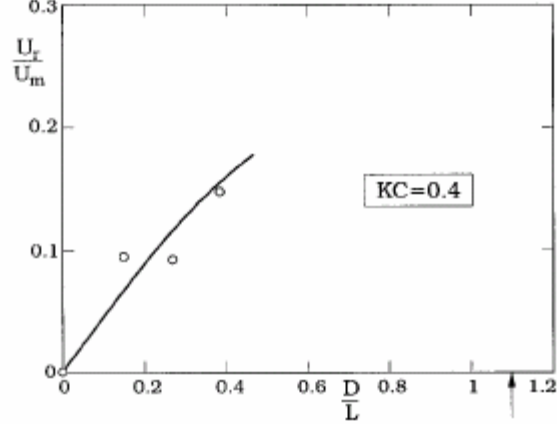
Araştırmacılar ayrıca, denge oyulma derinliğinin belirlenmesinde boru ile taban arasındaki açıklık oranının önemli bir etkisinin olduğunu, ancak bu etkinin KC sayısının artan değerlerinde belirginleştiğini ifade etmişlerdir.

Kısmi olarak deniz tabanına gömülü ve dalga etkisine maruz boru hatları etrafındaki oyulmanın başlangıcını incelemişlerdir. Şekil 4.31, kararlı akım üzerinde KC sayısının etkisini göstermektedir. U_r ile nitelendirilen kararlı akımın, artan KC ile birlikte arttığını göstermektedir. Silindir çapı, su derinliği, ve dalga periyodu verildiğinde, dalga yüksekliği ne kadar büyük ise, KC sayısı da o kadar büyük olur. Diğer taraftan, dalga yüksekliği ne kadar büyük ise, sabit akıntı da o kadar büyük olur. Bu nedenle, artan KC sayısı ile birlikte akım artmalıdır.



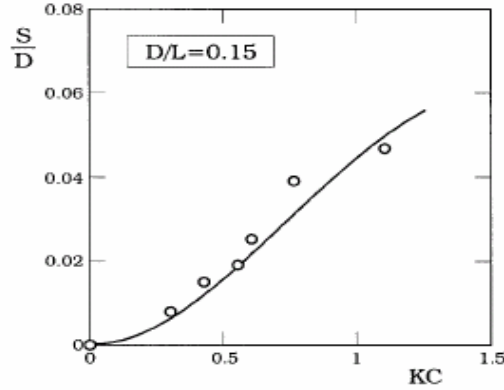
Şekil 4.31 Zamansal ortalamalı kararlı akım hızının radyal bileşeni (Sümer ve Fredsoe, 2001)

Şekil 4.32, kararlı akım üzerindeki D/L 'nin etkisini, kırınım parametresini, göstermektedir. Radyal hız, bir önceki şekilde olduğu gibi, aynı noktada ölçülür ve veriler $KC = 0.4$ içindir. Şekil 4.32, kararlı akımın artmasıyla D/L 'nin de arttığını göstermektedir. Kararlı akımın, yansıyan ve kırınan dalgalara yatak sınır tabakasının tepkisinin bir sonucu olması nedeniyle, artan D/L ile birlikte artması gerekir.



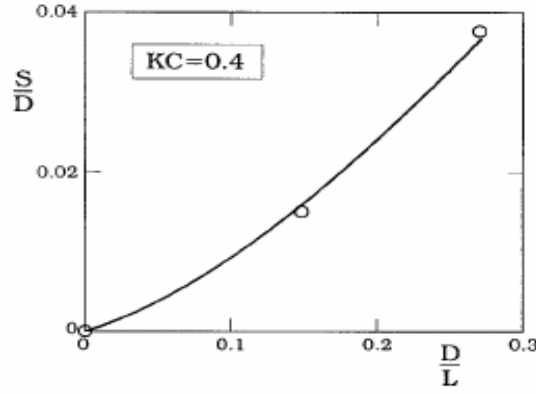
Şekil 4.32 Zamansal ortalama kararlı akım hızının radyal bileşeni (Sümer ve Fredsoe, 2001)

Şekil 4.33, KC 'ye karşı çizilen ($D/L=0.15$ için) deneylerde elde edilen maksimum oyulma derinliğini belirtir. Şekil, oyulma derinliği ile KC sayısı arasında iyi bir bağıntı olduğunu gösterir. KC sayısı ne kadar büyük olursa oyulma derinliği de o kadar büyük olur.



Şekil 4.33 Maksimum oyulma derinliği ile KC ' nin grafiği (Sümer ve Fredsoe, 2001)

Şekil 4.34, D/L kırınım parametresinin maksimum oyulma derinliği üzerindeki etkisini gösterir. Veriler $KC = 0.4$ içindir. Şekil, D/L 'nin artması ile oyulma derinliğinin arttığını gösterir. Bu, kararlı akım ile ilgilidir. D/L değeri ne kadar büyük olursa, kararlı akım da o kadar büyük olur.



Şekil 4.34 Maksimum oyulma derinliği ile D/L ' nin grafiği (Sümer ve Fredsoe,2001)

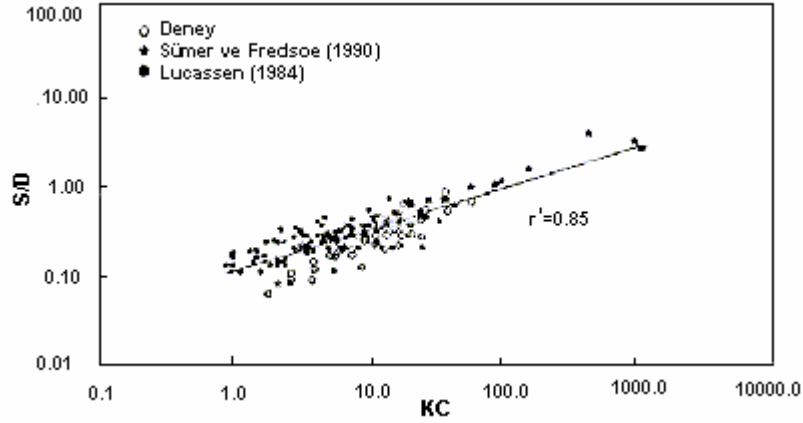
KC sayısı oyulmanın oluşumunda ve gelişiminde etkili olan vorteksleri kontrol etmektedir. KC sayısı arttıkça oyulmanın büyük gömme derinliklerinde dahi gerçekleşebileceği belirtilmiştir. Bunun nedeni KC sayısının büyümesi ile vortekslerin de büyümesidir.

Çevik ve Yüksel (1999):

Araştırmacılar, sığlaşma etkisinin denizaltı boru hatları etrafındaki yerel oyulmalara etkisini tespit edebilmek için 1/5 ve 1/10 taban eğimlerinde ve sırf dalga şartlarında deneylerini gerçekleştirmişlerdir. Sığlaşma etkisini daha net görebilmek için çalışmalarını ikiye ayırmışlar; önce yatay daha sonra da eğimli tabanda deneyler yapmışlardır.

Yatay taban için yapılan deneylerde dört farklı çapta boru ($D=32.3, 49, 77$ ve 114 mm) kullandıklarını belirtmişlerdir. Oyulma sürecinin ilk aşamalarında, oyulma çukurundaki hızın artmasıyla oyulma derinliği de artmaktadır. Oyulma çukurundan çıkan malzeme memba ve mansapta kum eşiği oluşturur ve oyulma çukuru içindeki hız taban malzemesini taşıyamayacak kadar azaldığında erozyon son bulur, denge oyulma derinliğine erişilir.

Araştırmacılar, D , boru çapı, H , dalga yüksekliği ve T , dalga periyodunun artmasıyla S , denge oyulma derinliğinin de arttığını gözlemlemişlerdir. Şekil 4.35'da rölatif oyulma derinliği S/D ile KC sayısının ilişkisi verilmektedir. Deney sonuçları, Sümer ve Fredsoe (1990)'nun ve Lucassen (1984)'in verileri ile karşılaştırılmıştır. Üç araştırmanın verilerinin birbirleriyle uyumlu olduğu görülmektedir.



Şekil 4.35 Maksimum denge oyulma derinliğinin KC sayısı ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999)

Elde edilen bu eğrinin denklemi şu şekilde verilmiştir:

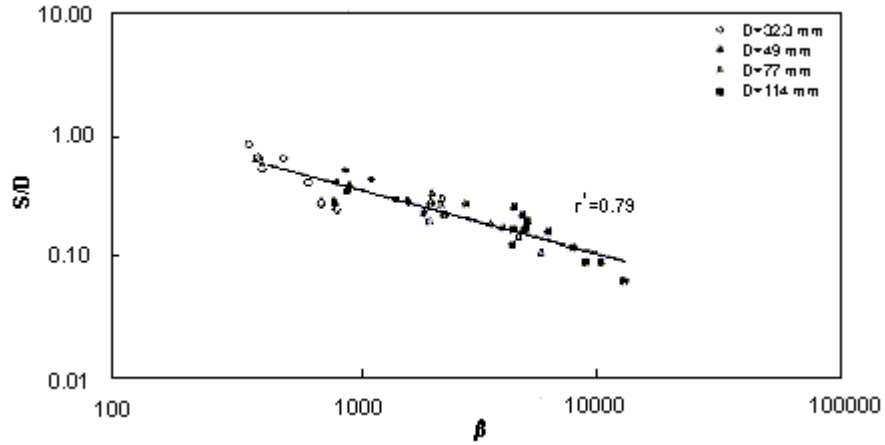
$$S/D=0.11KC^{0.45} \quad (4.18)$$

Kararlı akım şartlarında rölatif oyulma derinliği, S/D , boru Reynolds sayısına (Re) bağlı olarak değişmektedir. Sümer ve Fredsoe (1990) dalga şartlarında, $10^3 < Re < 10^5$ aralığında, oyulma derinliğinin çok az değiştiğini belirtmişlerdir. Kararsız akım durumunda KC sayısı oyulma olayında önemli bir parametre haline gelmektedir. Araştırmacılar KC sayısının Reynolds sayısına oranını bir β parametresiyle tanımlamışlardır. β =Periyot parametresi olmak üzere:

$$\beta=KC/Re=vT/D^2 \quad (4.19)$$

olarak verilmiştir.

β 'nın rölatif oyulma derinliğine etkisi Şekil 4.37'de gösterilmektedir. Görüldüğü gibi, β arttıkça S/D küçülmektedir.



Şekil 4.36 Rölatif oyulma derinliğinin β parametresi ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999)

Elde edilen bu eğrinin denklemi şu şekilde verilmiştir:

$$S/D = 0.18\beta^{-0.59} \quad (4.20)$$

Şekil 4.36'nin bir miktar saçılım gösterdiği görülmektedir. Bunun nedeni β parametresinin dalga yüksekliğini içermemesi olarak belirtilmiş ve dalga yüksekliğinin oyulma olayında en az boru çapı ve dalga periyodu kadar önemli olduğu vurgulanmıştır.

Araştırmacılar kanal tabanının eğimli olması hali için yaptıkları deneylerde, sığlaşmanın oyulmaya etkisini araştırmışlardır. Ayrıca aynı dalga şartlarında gerçekleşen eğimli kanaldaki erozyon ile yatay kanaldaki erozyonu karşılaştırmak amacıyla Şekil 4.37 verilmektedir.

S_0 =Yatay eğimli kanal tabanında gerçekleşen oyulma derinliği,

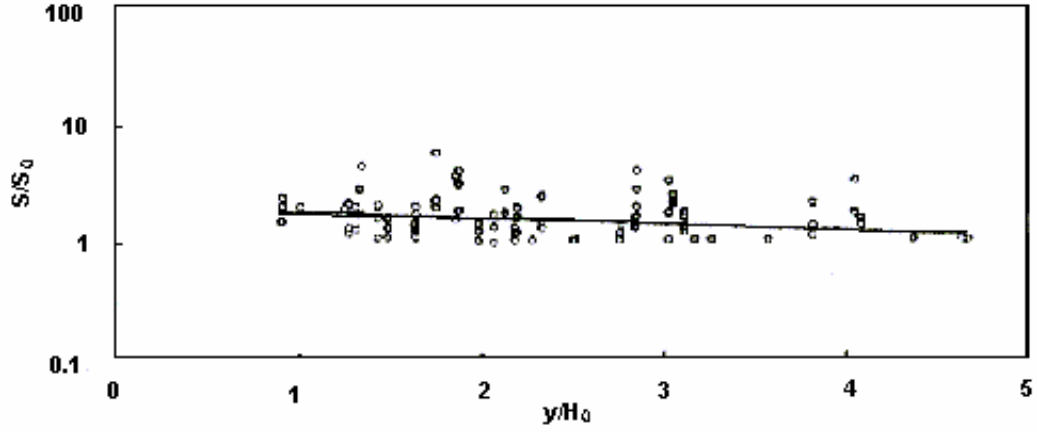
S =Denge oyulma derinliği (eğimli kanallar için),

S/S_0 =Normalleştirilmiş oyulma derinliği,

y =Akım derinliği,

H_0 =Yerel dalga yüksekliği,

y/H_0 =Dalga parametresidir.



Şekil 4.37 Normalleştirilmiş oyulma derinliğinin derinlik parametresi ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999)

Derinlik parametresi artarken normalleştirilmiş oyulma derinliği azalmaktadır. Ayrıca aynı dalga şartlarında, eğimli kanalda meydana gelen oyulma derinliklerinin yatay kanaldaki oyulmaların hemen hemen iki katına ulaştığı görülmektedir.

Ursell sayısı ile rölatif oyulma derinliği arasındaki ilişki Şekil 4.38'de verilmiştir.

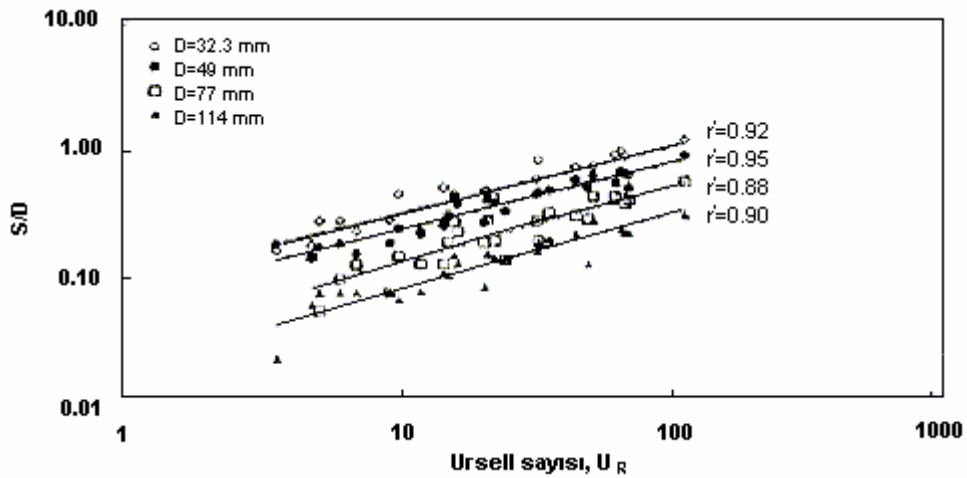
H_0 =Yerel dalga yüksekliği,

L_0 =Yerel dalga boyu,

y =Yerel akım derinliği olmak üzere Ursell sayısı:

$$U_R = H_0 L_0^2 / y^3 \quad (4.21)$$

olarak verilmektedir.

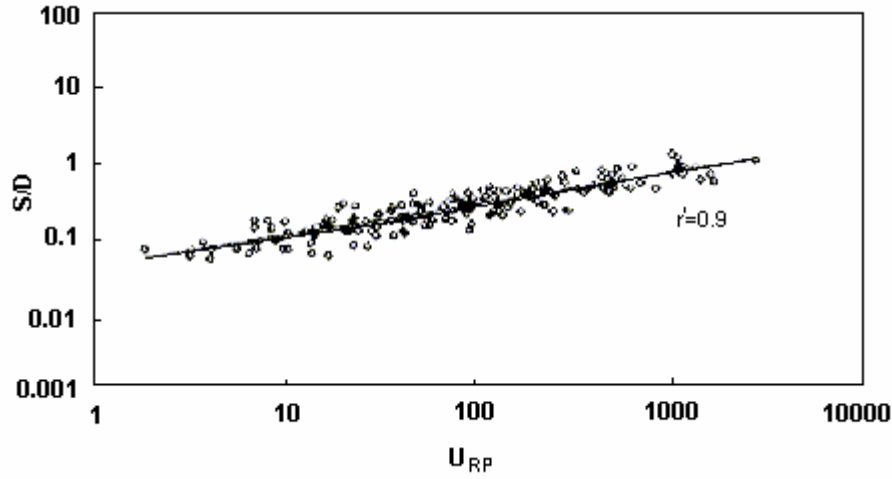


Şekil 4.38 Rölatif oyulma derinliğinin Ursell sayısı ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999)

Farklı çaptaki borular için Ursell sayısı ile rölatif oyulma derinliği arasında iyi bir korelasyon elde edilmiştir. Boru çapı Ursell sayısını etkileyen parametrelerden biri olmadığı halde oyulmayı etkileyen önemli değişkenlerdendir. Ursell sayısı boru çapını da içerecek şekilde yazılacak olursa:

$$U_{RP}=U_R(H/D)^2=H^3L^2/y^3D^2 \quad (4.22)$$

şeklini alır. Burada U_{RP} boru Ursell sayısıdır. U_{RP} 'nin hesaplanması KC sayısının hesaplanmasından daha kolaydır çünkü dalga kırılma şartlarında akım parçacıklarının hızlarının tespit edilmesi oldukça zordur. Şekil 4.39 S/D'nin U_{RP} ile değişimini göstermektedir.

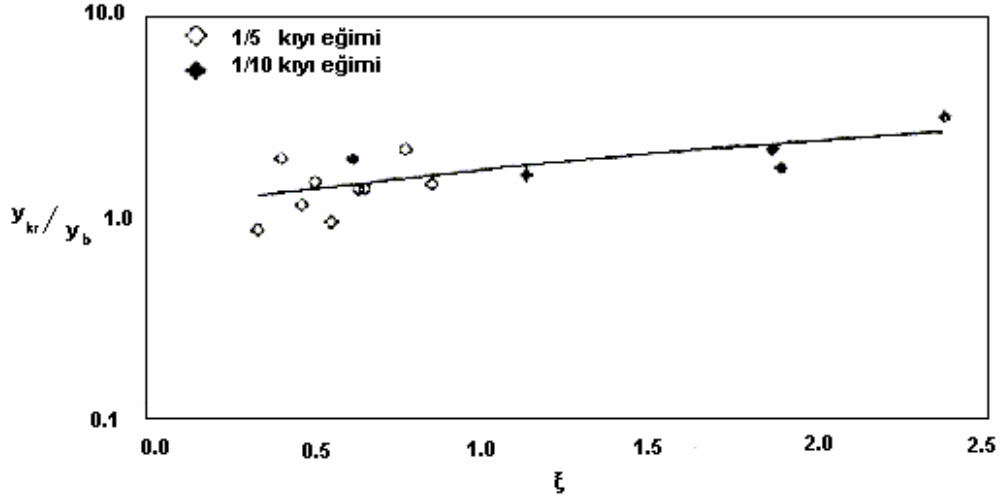


Şekil 4.39 Bütün taban eğimleri için boru Ursell sayısının (U_{RP}) rölatif oyulma derinliği ile değişimi (Çevik ve Yüksel, 1999)

Elde edilen bu eğrinin denklemi şu şekildedir:

$$S/D=0.042U_{RP}^{0.41} \quad (4.23)$$

Araştırmacılar sığlaşma bölgesindeki kıyı profillerinin oyulma sürecinde etkili olduklarını ve maksimum oyulma derinliğinin yerinin surf parametresi ile değiştiğini belirtmişlerdir. Kritik derinlik, y_{kr} , dalga kırılma derinliği, y_b , surf parametresi, ξ , olmak üzere aşağıdaki eğriyi elde etmişlerdir. Burada surf parametresi $\xi=j_0/(H_0/L_0)^{0.5}$ dir.



Şekil 4.40 Maksimum oyulma derinliğinin konumu (Çevik ve Yüksel, 1999)

Eğrinin denklemi,

$$y_{kr}/y_b = 0.65\xi + 1.1 \quad (4.24)$$

olarak elde edilir.

4.3 Boru Hatları Etrafında Meydana Gelen Oyulmalarla İlgili Sayısal Modellemeler

4.3.1 Giriş

Akışkan akımının, askı ve sürüntü maddesi taşınımı ile ilgili sayısal bir modellemesi sunulmaktadır. Yoğunluk etkileri, momentum (Reynolds) denklemleri ve türbülans ($k-\varepsilon$) denklemlerinin kapsamında bulunmaktadır. Yatak seviyelerindeki değişimler katı madde sürekliliğinden hesaplanır ve sonlu elemanlar ağı geometriye uyarlanır. Askı maddesi için Reynolds denklemleri ve taşıma denklemi, Taylor-Galerkin sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak sayısal olarak çözülür. Kararlı akımdaki yüzeye yerleşik bir borudaki akım, deneyler ile tutarlı bir şekilde tahmin edilebilir.

Ayrıca sürüntü maddesi taşınımının neden olduğu oyulma ve yığılmanın yanı sıra askıdan kurtulup tabana oturan sürüntü maddesini de hesaba katarak, oyulma işleminin dinamik bir tanımı hedeflenmektedir.

4.3.2 Önceki Çalışmalar

Puls (1981):

Kararlı akımlı deniz tabanının korumalı bir bölgesindeki oyulma çukurunun mansap tarafını geliştiren modelleme sunar. Navier-Stokes denklemleri, $(k-\epsilon)$ türbülans denklemi ile birlikte sonlu farklar yöntemi kullanılarak çözülür. Tahmin edilen oyulma büyümesi, laboratuvar ölçümleriyle kıyaslandığında başlangıçta çok yavaştır ve sonra gittikçe daha çok hız kazanır.

Leeuwenstein and Wind (1984):

Katı madde yoğunluğu için $(k-\epsilon)$ türbülans ve taşıma denkleminin dayanan bir modelleme sunmuştur. Tahminler denizaltı boru hatları için yapılır. Dalgacığın boru hattının altında oluştuğunu ve mansap yönünde hareket ettiğini ifade etmiştir. Araştırmacılar, bu özelliğin laboratuvar deneylerinde gözlemlenmediğini ve buna boru hattının etrafındaki karmaşık akım sahasındaki taşıma için gerçekçi olmayan genel sürüntü maddesi formülünün neden olduğunu ileri sürmüşlerdir

Sümer et al. (1988b):

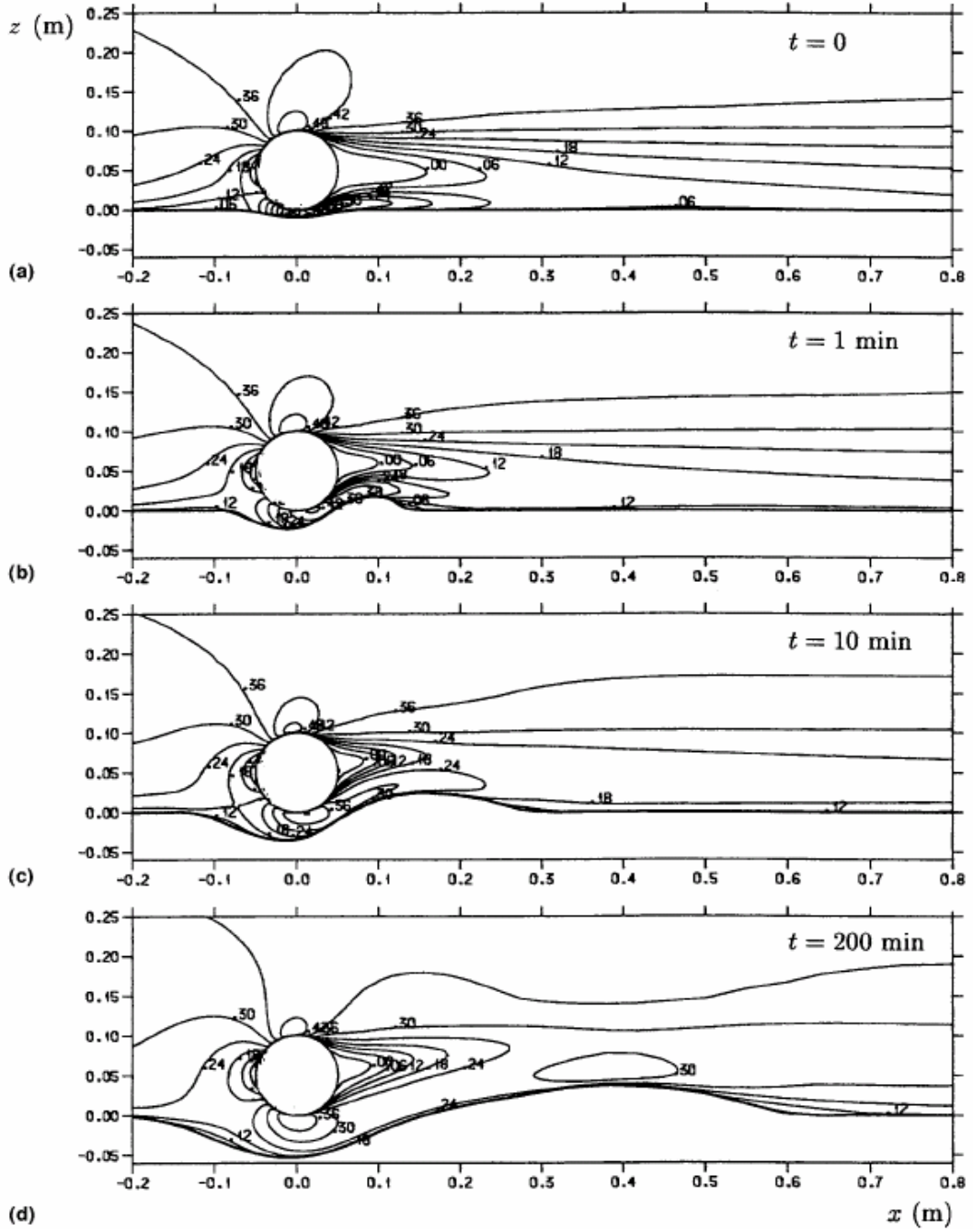
Boru hattındaki akımı tahmin etmek için farklı bir vorteks modellemesi uygulamıştır. Taban üzerindeki bir borunun art-iz bölgesinde, vorteks saçılma işlemini ve genel akım modelini temsil edilebileceğini göstermiştir. Sumer et al., zamansal ortalama yatak kayma gerilmesinin boru hattının arkasındaki art-iz aşınmasının matematiksel olarak modellemesinde işe yarayan bir parametre olmadığını ifade eder.

Van Beek and Wind (1990):

Askıdaki katı madde için $(k-\epsilon)$ türbülans ve taşıma denklemini içeren bir akım modellemesi kullanarak, boru hattının altındaki oyulma çukurunun gelişimini tahmin etmiştir. Yatak değişimleri belirgin olarak sadece yataktaki askı maddesi taşınımından hesaplanır ve ölçülmüş oyulma çukuru ile tam bir tutarlılık gösterir. Aşınma oranının, hesaplamalarda fiziksel modellemeden üç kat daha hızlı olduğu kaydedilir.

Solberg (1992):

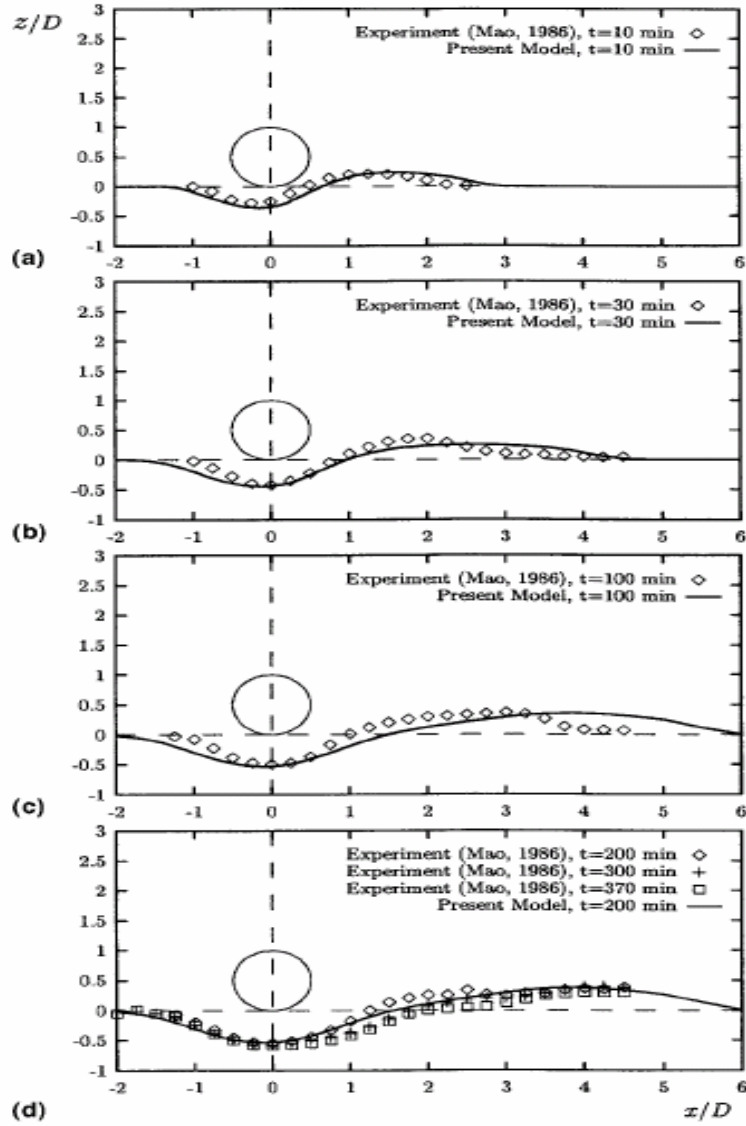
Düz bir yatağa yerleştirilen boru üzerinden geçen türbülanslı akım problemi ile ilgili hem deneysel hem de sayısal çok sayıda çalışma yapılmıştır. Solberg (1992) diğer sayısal çalışmaların aksine, deneysel çalışmalara dayanan sayısal incelemeler yapmıştır. Şekil 4.41, başlangıçtaki kararlı akım durumu için oyulma hücrelerini, akım sahasını ve tahmini oyulma gelişiminin farklı aşamalarını gösterir.



Şekil 4.41 Boru hattı oyulması için simüle edilmiş yatay akım hızı ve taban şekli (Solberg,1992)

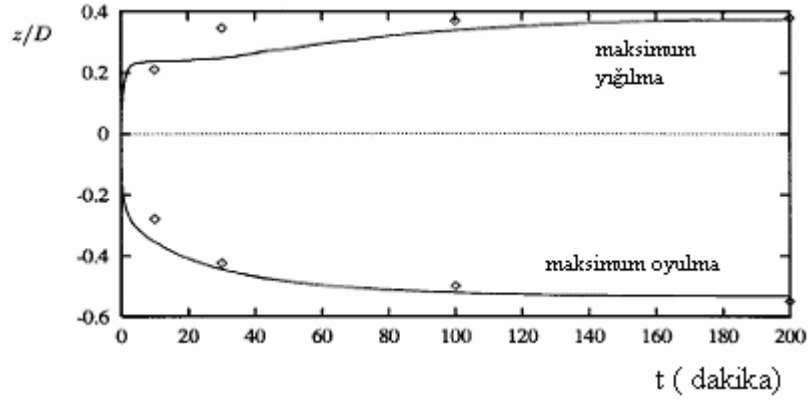
Şekil 4.41 (a) başlangıç yatak şeklini ($t=0$) ve bu geometri için tahmin edilen kararlı akım sahasını gösterir. Şekil 4.41 (b) $t=1$ dakikalık oyulmadan sonraki durumu gösterir. Bu erken aşamada oyulma kuvvetlidir ve jet aşama olarak adlandırılır. Çünkü akım katı madde taşıyan ve boru ile taban arasında oluşturulan dar bir boşluktan çıkan bir jet oluşturur. Boru hattının altında, oyulma yüksek oranda oluşur ve katı madde tam boru hattı art-iz bölgesinde dik bir sırt olarak birikir. Bu sırt en dik seviyeye ulaştığında akımın bu sırttan ayrıldığı ve bir lee wake dalgacığı ürettiği görülmüştür. Şekil 4.41 (c), $t=10$ dakikalık oyulmadan sonraki durumu

gösterir. Bu aşamada sırt tamamen düzleşir ve mansap boyunca taşınır. Şekil 4.41 (d), taban gelişiminin durduğu $t=200$ dakikalık oyulmadan sonraki durumu gösterir. Oyulma çukuru Şekil 4.41 (c)'ye oranla çok derinleşmiştir. Yığılma sırtı tamamen yayılmış ve mansaba doğru daha fazla ilerlemiştir.



Şekil 4.42 Boru hattı oyulmasında farklı zamanlarda taban profili (Solberg, 1992)

Şekil 4.42 (a-c), aynı $\theta = 0.048$ değerine sahip temiz su oyulması durumu için Mao (1986) tarafından ölçülen profillere kıyasla bu simülasyondan çıkan hesaplanmış oyulma çukurunu göstermektedir. Model tahmini ve ölçümler arasında tam bir uyuma görülür. Sayısal model $t = 200$ dakikadan sonra çok az oyulma gelişimi öngörür ya da hiç öngörmez. Halbuki veriler, özellikle boru hattı art-iz bölgesinde gelişme olduğunu gösterir. Şekil 4.42 (d)'de görülebileceği gibi simülasyondan çıkan $t = 200$ dakikalık denge profili, deneyden çıkan $t = 300-370$ dakikalık denge profilleri ile çok iyi uyum gösterir.



Şekil 4.43 Boru hattı oyulması için aşınmanın maksimum gelişim zamanı ve yığılma (Solberg, 1992)

Şekil 4.43, veriler kıyaslandığında simülasyon sırasında art-iz bölgesinde tahmin edilen maksimum oyulma çukuru derinliği ve maksimum yığılma yüksekliğine ilişkin zaman dizilerini göstermektedir. En büyük sapmanın başlangıç gelişimi sırasında olduğu görülür. Boru hattının altındaki boşluk nihai değerine yaklaştığı zamanki oyulma aşamalarının son evrelerinde bile model periyodik çevrinti saçılımını öngörmemiştir. Bu da oyulma gelişiminin tahminlerde deneydekinden daha erken durur gibi görünmesinin nedenini açıklayabilir.

Hoffmans ve Booij (1993):

Modelde hidrostatik basınç varsayımını kullanılmıştır. Süspansiyondaki katı madde yoğunluğu için momentum denklemi ve konveksiyon-difüzyon denklemi, cebirsel bir eddy viskozite ifadesi (sıfır-denklemlili türbülans modellemesi) kullanılarak çözülür. Tahmin edilen oyulma çukuru büyümesi çok hızlı görünmesine rağmen hem bir ölçek modellemesi hem de bir prototip durumuna nispeten kabul edilebilir olduğu ifade edilir.

Olsen ve Melaaen (1993):

Katı madde taşıma denklemi ve (k- ϵ) türbülansı ile bir sınırlı hacim yöntemi kullanarak kararlı akımlı dik bir boru etrafındaki oyulmayı hesaplamaktadır. Hesaplar oyulma çukuru deneyleri ile iyi bir şekilde uyumaktadır. Ancak hesaplama zamanları ile ilgili hiçbir şey söylenemez.

4.4 Boru Hatları Etrafında Meydana Gelen Oyulmalarda Kayma Gerilmesi ile İlgili Modellemeler

4.4.1 Giriş

Oyulma tahmininde iki sayısal model türü geliştirilmiştir. Biri potansiyel akım teorisi (Hansen et al. 1986 ve Li and Cheng 1998, 1999a), diğeri k-ε modeli üzerine kuruludur. (Van beek and Wind 1990, Leeuwestein et al.1985, Li and Cheng 1998, 1999a) Potansiyel akım modeli, maksimum oyulma derinliğini ve oyulma çukurunun memba kısmını doğru olarak tahmin etmemizi sağlar. Buna rağmen hiçbir potansiyel akım modeli borunun mansabındaki oyulma çukuru oluşumunun hassas eğimini açıklayamaz. Çünkü potansiyel akım modeli boru hattı çevresindeki akım ile vorteks yayılımı işlemini simüle edemez. Sümer et al.(1998), boru hattı mansap tarafında vorteks yayılımından oluşan oyulma çukuru şeklinin hassas eğiminin deneysel testlerini verir. Vorteks yayılımı deniz dibinde inişli çıkışlı bir denge kayma gerilmesi alanı üretir. Potansiyel akım modeli bu inişli çıkışlı denge kayma gerilmesi alanını simüle edemez ve bu yüzden oyulma çukurunun mansap kısmını doğru olarak açıklayamaz.

4.4.2 Önceki Çalışmalar

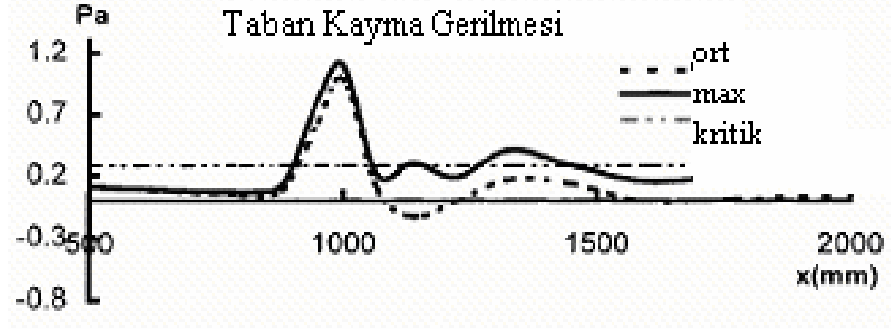
Leeuwestein et al. (1985):

k-e türbülans modelini ve katı madde taşıma denklemini temel alarak sayısal bir model geliştirdi. Buna rağmen bu model ampirik sürüntü maddesi formülünü kullanarak gerçek oyulma çukuru şeklini elde etmede başarılı değildir. Bunun nedeni modelde askı maddesi dağılımının dikkate alınmamasıdır.

Van beek and Wind (1990):

k- ε modeliyle askı maddesi taşıma modelini birleştirerek boru hatlarının çevresinde erozyon ve katı madde modelini sunmaktadır. Bu modelde akım alanı reynolds denklemi ile standart k-ε modeli çözülerek elde edilir. Tabandaki morfolojik değişim katı madde taşıma denkleminin sürekliliği temel alınarak hesaplanır. Katı madde taşınımı, askı maddesi konsantrasyon denklemi çözülerek hesaplanır. Tabandaki askı maddesi konsantrasyon durumunun sınırı deneysel formül kullanılarak hesaplanır. Sayısal sonuçların deneysel sonuçlarla karşılaştırılmasıyla mansaptaki oyulma çukuru şeklinde önemli bir fark gözlenir. Bunun nedeni vorteks yayılımının ifade edilmesinde k-e modelinin sınırlandırılmasıdır. Sumer et al (1988) bir boru hattı ardında lee-wake oyulması tahmininde, taban kayma gerilmesinin zamansal ortalamasının uygun bir parametre olmadığını önermiştir. Şekil

4.44'de deniz tabanı boyunca maksimum ve ortalama kayma gerilmesi ile kritik kayma gerilmesi karşılaştırılmıştır. Maksimum kayma gerilmesi mansap yönünde boru çapının 0-5 katı mesafesinde genellikle kritik kayma gerilmesinden büyüktür. Bu bölgede ortalama kayma gerilmesi genellikle kritik kayma gerilmesinden küçüktür.

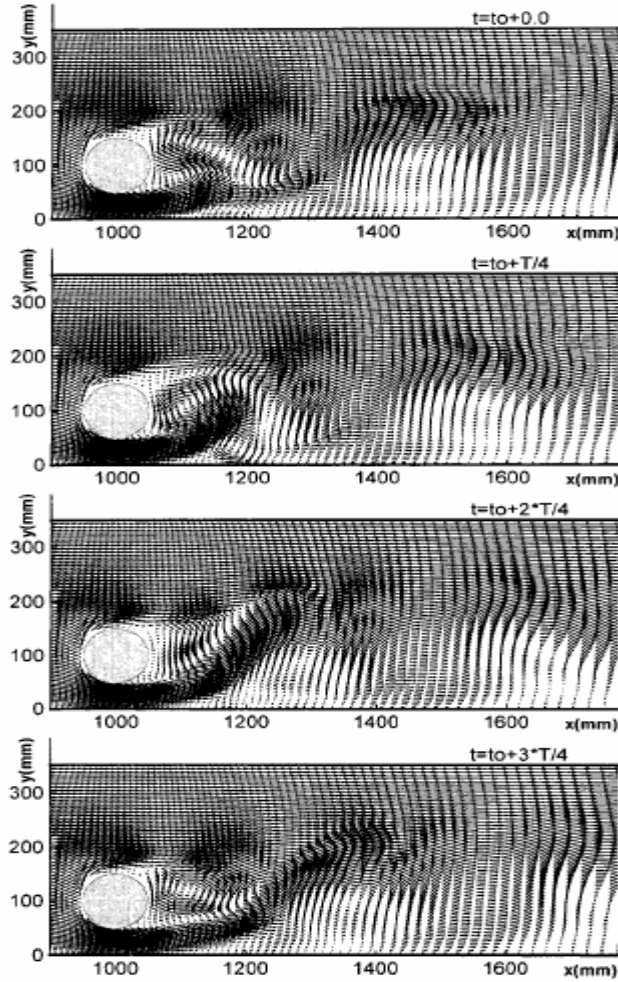


Şekil 4.44 Maksimum ve ortalama kayma gerilmesi ile kritik kayma gerilmesinin karşılaştırılması ($D=100$ mm, $e=50$ mm) (Van beek and Wind,1990)

Fangjun Li ve Liang Cheng (1999a):

Son zamanlarda, Li and Cheng (1999a) genel katı madde taşıma denge modellerinden farklı bir metod kullanarak yerel oyulma modeli geliştirdi. Bu modelde deniz yatağındaki yerel denge kayma gerilmesi, temiz su oyulması için kritik kayma gerilmesine, hareketli taban durumu için durgun yatak kayma gerilmesine eşittir. Oyulma çukuru profili, bu varsayım temel alınarak iteratif metod ile hesaplanır. Bu metodun avantajı birçok katsayı içeren deneysel katı madde taşıma formüllerini içermemesidir. Böylece yerel oyulma modellemesinde büyük bir öneme sahiptir. Basit potansiyel akım modelini Li and Cheng (1999a)'de kullanarak memba oyulma çukuru eğimi ve maksimum oyulma derinliğinin tahmini için iyi bir sonuç vermiştir. Li and Cheng (1999a) gerçekçi akım modelini, türbülans akım modeli gibi kullanarak bu sonuçları geliştirmiştir. Bu metodun ön çalışmasında büyük girdap simülasyon (LES) modelini kullanarak Li and Cheng (1999b) metodu desteklenmiştir.

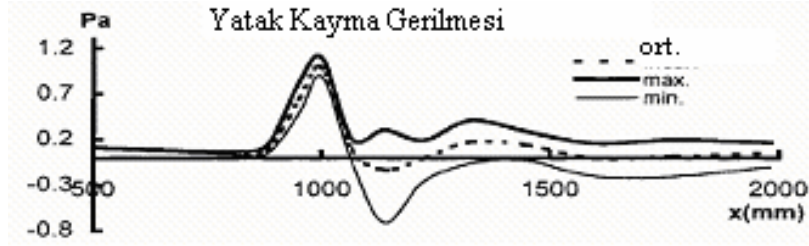
Boru hattının etrafındaki vorteks yayılımı oluşumu ve deniz tabanı ile etkileşimi Şekil.4.45'de verilen hız vektörleriyle açık bir şekilde gösterilmiştir. Borunun en üstünden en altına kadar küçük dalgalar değişken olarak çarparak borunun mansabına doğru bir vorteks oluşturur. Deniz tabanı ile borunun küçük dalgalarının arasında açık bir etkileşim vardır.



Şekil 4.45 Vorteks yayılım periyodu esnasında akım modeli ($D=100$ mm, $e=50$ mm)

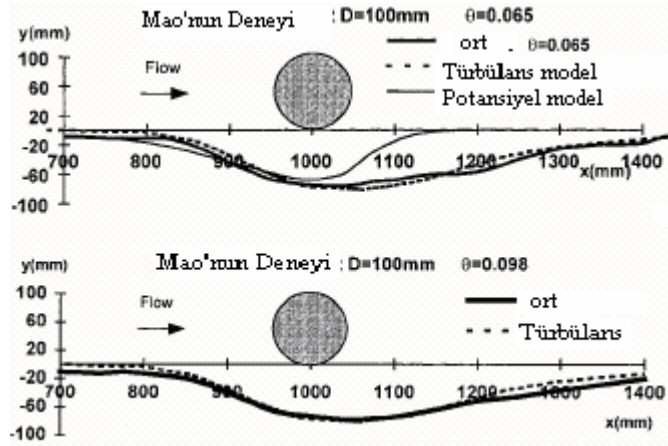
(Li and Cheng, 1999a)

Bu değişimleri ölçmek için, borunun mansabı boyunca deniz yatağı kayma gerilmesinin maksimum, minimum ve ortalama değerlerinin dağılımını Şekil 4.46 vermektedir. Maksimum kayma gerilmesi küçük genlikteki bir salınımla borunun direkt olarak alt kısmında olur. Maksimum deniz tabanı kayma gerilmesinin ikinci zirve noktasına borunun mansabı yönünde boru çapının 2-5 katı mesafesinde ulaşır ve mansaba doğru hareketi ile düşer. Gerçi boru hattı ardında boru çapının 2-5 katı mesafesinde ortalama kayma gerilmesi çok büyük değildir, kayma gerilmesi salınımlarının genliği oldukça önemlidir. Bu bölgede deniz tabanında güçlü bir oyulma gözlenir. Aynı zamanda Sumer et al (1988) tarafından deniz tabanında yerel oyulma üzerindeki vorteks yayılımının etkileri araştırırken hız salınımlarında da benzer olay gözlenmiştir.



Şekil 4.46 Ortalama, maksimum ve minimum taban kayma gerilmesi değerleri
($D=100$ mm, $e=50$ mm) (Sumer et al,1988)

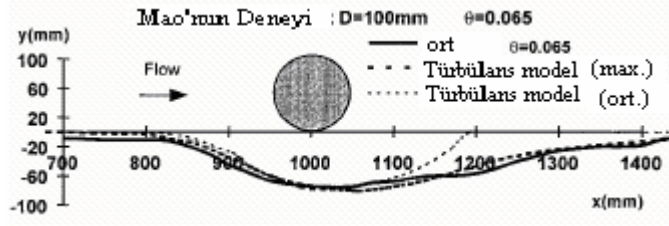
Yapılan bu çalışmada önerilen sayısal modeli araştırmak için, Mao (1986)'nın Şekil 4.47'de sunulan modelini kullanarak test durumları hazırlanmıştır. Mao'nun testleri hareketli taban oyulma rejimindedir. Şekil 4.47, sayısal sonuçlar ile Mao'nun yerel oyulma deneysel sonuçlarının karşılaştırılmasını göstermektedir.



Şekil 4.47 Tahmin edilen ve ölçülmüş denge oyulma çukuru profilleri (Mao,1986)

Deneysel ve sayısal çalışmada oyulma çukurundaki uyumun mükemmel olduğu görülebilir. Potansiyel akım modeli, borunun mansabındaki vorteks yayılımını tahmin edemez. Dolayısıyla vorteks yayılımından oluşan inişli çıkışlı deniz tabanı kayma gerilmesini de tahmin edemez.

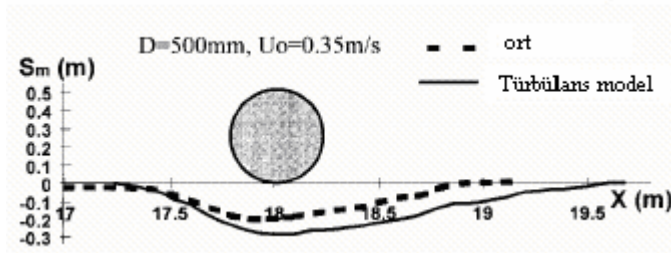
Ortalama ve maksimum kayma gerilmesi kullanılarak elde edilen oyulma profili, deneysel profille Şekil 4.48'de karşılaştırılmıştır. Şekil 4.48'den maksimum oyulma derinliğinin direkt olarak borunun altında olmadığı görülebilir. Maksimum oyulma derinliğinin yeri, başlangıçtaki deniz tabanı ile boru arasındaki boşluğun fonksiyonu olacaktır. Bu da yerel oyulmadaki lee wakes etkilerinden kaynaklanmaktadır.



Şekil 4.48 Maksimum yada ortalama kayma gerilmesi kullanarak elde edilen farklı profiller (Mao, 1986)

Ortalama kayma gerilmesi kullanılarak elde edilen oyulma profili borunun alt bölgesi ve memba yönünde deneysel profille iyi uyum sağlamaktadır, fakat mansap yönünde uyum sağlamamaktadır. Çünkü mansap tarafında kayma gerilmesi yayılımı, memba tarafındakinden daha etkilidir. Bunun anlamı memba kısmında ve borunun alt bölgesindeki ortalama kayma gerilmesi maksimum kayma gerilmesine çok yakındır. Bu durum mansap bölgesi için geçerli bir durum değildir. Aynı zamanda Şekil.4.48'de maksimum ve ortalama kayma gerilmesi kullanılarak elde edilen profiller arasındaki fark borunun mansap tarafında çok açıktır. Maksimum kayma gerilmesi kullanılarak elde edilen oyulma profili, deneysel profil ile ortalama kayma gerilmesi kullanılarak elde edilenden daha iyi uyum sağlamaktadır.

Sonuç olarak, ortalama kayma gerilmesi yerel oyulma hesabında kullanmak için uygun bir parametre değildir. En azından bu durum için maksimum kayma gerilmesi kullanmak daha iyidir.



Şekil 4.49 Tahmini denge oyulma çukuru modeli ile Kjedsen(1973)'in test sonuçlarının karşılaştırılması

Şekil 4.49, tahmini oyulma çukuru ile Kjedsen et al (1973)'in deneysel sonuçlarını beraber göstermiştir. Tahmini oyulma çukuru, deneysel olarak elde edilenden biraz derin ve geniştir.

5. DENEY KANALI VE DENEYSEL ÇALIŞMA

5.1 Giriş

Hidrolik mühendisliği ile ilgili problemler; teori, ampirik ve yarı ampirik metotlar, matematik ve fiziksel modeller yardımıyla çözümlenmektedir (Yüksel, 2000).

Sırf teorik yaklaşım, laminer akımın birkaç hali dışında kullanılamamaktadır. Ampirik metotlar ise fiziksel sistemde gözlenen etkili değişkenler arasındaki korelasyona dayandırılmakta ve ancak benzer verilerin olması halinde kullanılabilir. Yarı ampirik metotlar ise uygun şekilde tasarlanmış deneylerle elde edilen teorik kavramlar esas alınarak bulunan matematiksel formüllerdir.

Matematik modelleme ise son yıllarda yüksek hızlı bilgisayarların ortaya çıkmasıyla yaygın olarak kullanılmaktadır. Matematik modelde, önce sistemin fiziği ortaya konularak matematik denklemlerle tanımlanmakta, daha sonra denklemler sayısal yöntemlerle çözümlenmektedir.

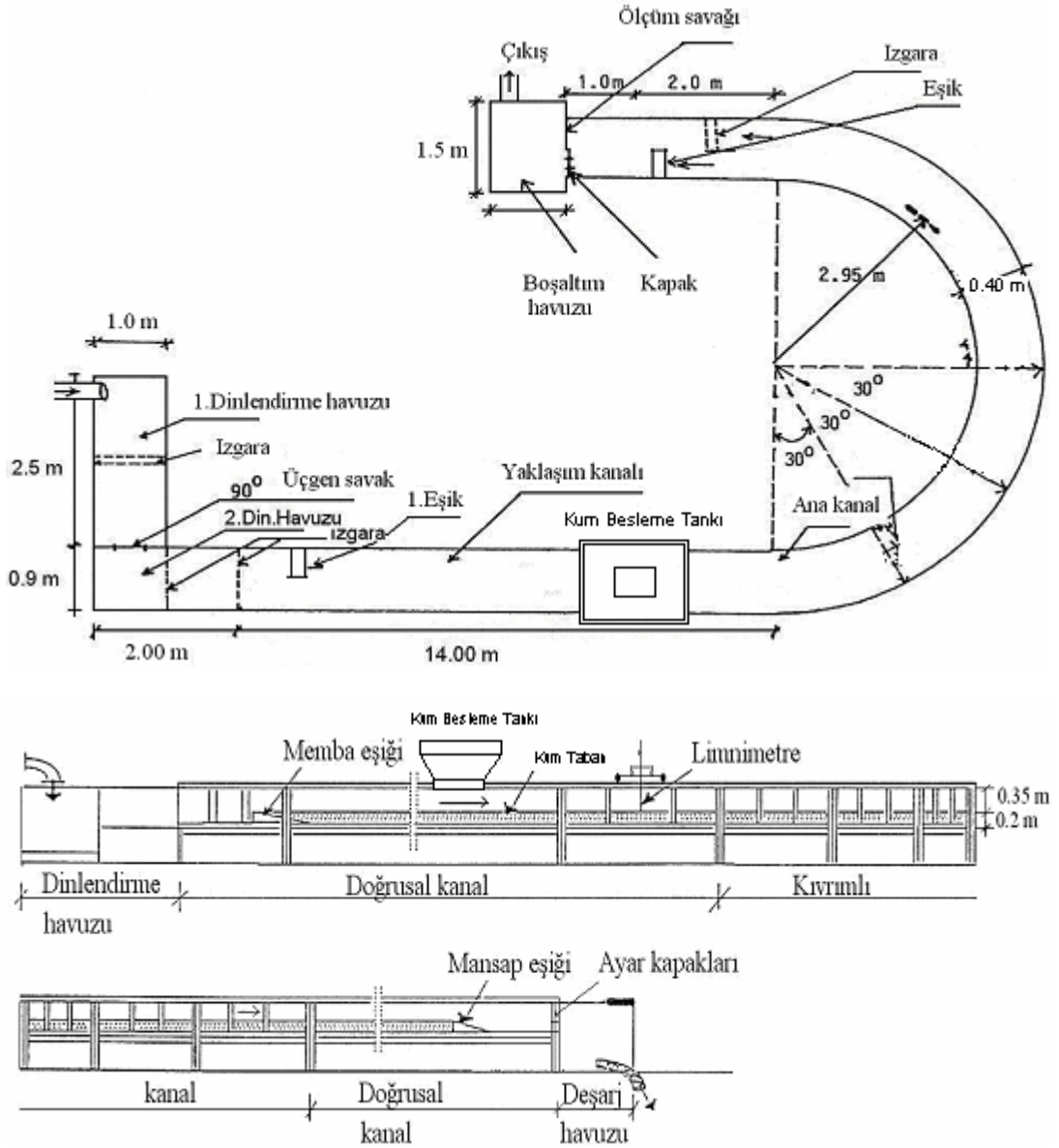
Fiziksel model ise, matematik modelle problemlerin tam olarak ifade edilememesi halinde, çözüme ulaşmak için yapılan kabullerin ve hesaba katılmayan diğer faktörlerin etkisini belirlemek için laboratuarda yapılan deneysel çalışmaları kapsar. Böylece, teorik sonuçların model çalışmalarıyla karşılaştırılması mümkün olmaktadır.

Bu çalışmada, incelenecek problemle ilgili boyut analizi yapılarak olaya etkili boyutsuz parametreler belirlenmiş ve 180°'lik kıvrıma sahip kum tabanlı dikdörtgen bir kanalda temiz su oyulması ve hareketli taban oyulması için meydana gelen denge oyulma derinlikleri fiziksel model kurularak deneysel olarak incelenmiştir.

Bu bölümde, deney sistemi ve özellikleri, ölçüm teknikleri ve deneysel çalışmanın özelliklerinden bahsedilmiş, deneysel çalışmada göz önüne alınan olaya etkili boyutsuz parametreler boyut analizi yardımıyla ortaya konmuştur.

5.2 Deney Kanalı

Bu çalışma, Yıldız Teknik Üniversitesi, İnşaat Fakültesi, İnşaat Mühendisliği, Bölümü Hidrolik Anabilim Dalı, Hidrolik ve Kıyı Liman Laboratuvarında mevcut dikdörtgen en kesitli 180°'lik kıvrımlı kanalda gerçekleştirilmiştir. Mevcut kanal toplam 0,90 m genişliğinde ve 0,60 m yüksekliğinde alüminyum tabanlıdır. Deney kanalının planı ve boyuna kesiti Şekil 5.1'de verilmiştir.



Şekil 5.1 Deney kanalının planı ve boyuna kesiti

Mevcut kanal, ana kanal genişliği net 0,40 m ve toplama (sağanak) kanalı genişliği 0,5 m olacak şekilde birbirine paralel iki kanaldan oluşmaktadır.

İhtiyaç duyulan su bodrum katta bulunan büyük depodan pompa vasıtasıyla zemin kattaki ana depoya basılmış; ana depodaki fazla su ise dolu savaktan savaklanarak bir by-pass borusundan tekrar büyük geri depoya döndürülmüştür. Bu sirkülasyon sırasında ana depodaki su yüksekliği sabit tutulmuş ve buradan üzerinde bir vana bulunan boru vasıtasıyla istenilen miktarda sabit debi deney kanalını besleyen dinlendirme havuzuna alınmıştır.

Kanalın başındaki dinlendirme havuzu 2,5.1,0 m² ebatlarında ve 0,7 m yüksekliğinde olup ana depodan gelen suyu deney kanalına iletmektedir. Suyu sakinleştirmek için havuzun içine delikli tuğla ve ızgara yerleştirilmiştir. Havuzun sonunda ise üst genişliği 0,7 m olan bir üçgen

ölçüm savağı mevcuttur. Savağın tepe noktasının havuz tabanından yüksekliği 0,24 m olup, bu üçgen savak ana kanala verilen debinin ölçülmesinde kullanılmıştır. Üçgen savak üzerindeki savak yükünün ölçümü için savak kesitinden 0,35 m geride sabit bir limnometre yerleştirilmiştir.

Üçgen savaktan savaklanarak kanala akan su 2,0.0,9 m² boyutlarında ikinci bir dinlendirme havuzunda sakinleştirilmiştir. Bu havuzun ortasına ve mansabına birer delikli perde konulmuştur. Deney kanalı birbirini takip eden altı bölümden meydana gelmiştir. Bunlar sırasıyla;

1) Yaklaşım Kanalı

Yaklaşım kanalı 14,0 m uzunluğunda 0,4.0,6 m² kesite sahip doğrusal ana kanaldan oluşmaktadır.

2) Kıvrımlı Kanal:

Kıvrımlı kanal $r=2,95$ m eksen yarıçaplı ve 9,27 m radyal eksen uzunluğuna sahip 180° lik bir kanaldır.

3) Doğrusal Çıkış Kanalı:

3,00 m uzunluklu ikinci doğrusal çıkış kanalının sonunda her biri 0,40.0,20 m² boyutlarında 2 parçalı radyal seviye ayar kapağı bulunmaktadır. Radyal kapaklarla ana kanaldaki su derinlikleri dolayısıyla akım hızı ayarlanmıştır. Ayrıca kanalın sonuna kumların deşarj havuzuna kaçışını engellemek için üçüncü bir eşik daha konmuştur.

4) Boşaltım Havuzu:

Ana kanal ve toplama kanalından gelen akım boşaltım havuzuna dökülerek, buradan büyük depoya düşey bir boru vasıtasıyla geri verilmiştir.

5) Hareketli Seviye Ölçüm Arabası:

Ana kanal üzerinde yapılan su ve taban seviyesi ölçümleri için raylar üzerinde hareket eden arabaya yerleştirilmiş bir limnimetreden ($\pm 0,1$ mm hassasiyetli) yararlanılmıştır. Araba, iç ve dış eğrilik yarıçapları kıvrımlı kanala uyabilecek şekilde dizayn edilmiştir.

6) Kum Besleme Tankı:

Hareketli taban oyulmasında kanalın debisine uygun taşınan katı madde miktarı kadar kanala katı maddeyi ilave etmeye yarayan düzenektir. Sistem, katı madde haznesi, haznenin altında iki adet 8mm' lik elek ve katı maddenin kanala döküldüğü çıkış noktasında 3mm'lik elekten

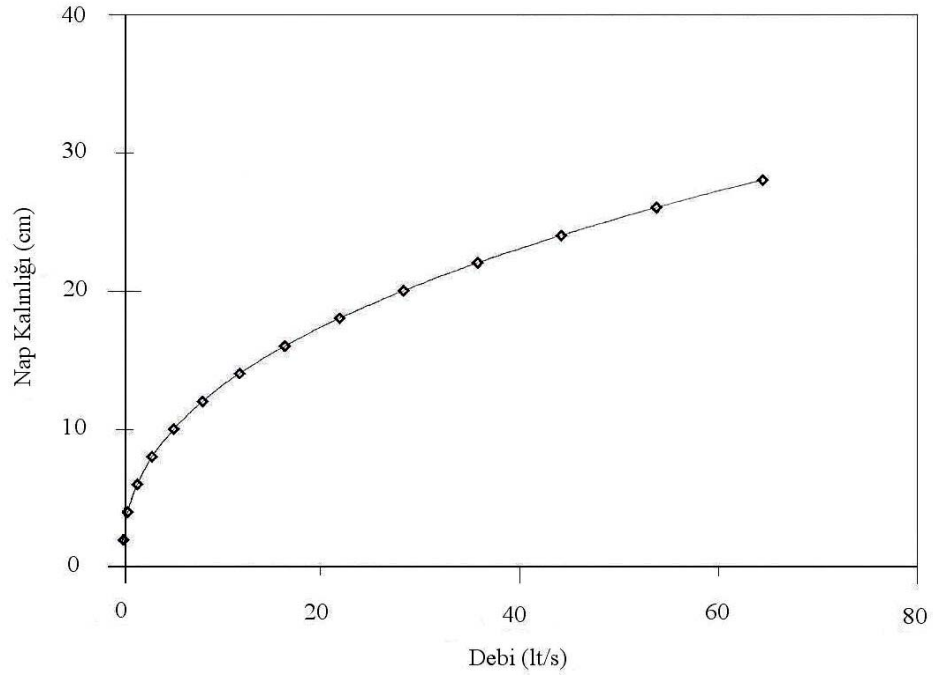
oluşmaktadır. 3 mm'lik elekte katı madde birikmemesi için çeşitli devirlerde eleğin titreşimini sağlayan bir sistem mevcuttur. Ayrıca kum besleme tankı kanala uyabilecek şekilde dizayn edilmiştir.

5.3 Üçgen Savak Anahtar Eğrisi

Ana kanala verilen akımın debisinin tayini için, farklı hacimlere sahip kaplar ve kronometre yardımıyla üçgen savağın anahtar eğrisi belirlenmiştir. Üçgen savak için elde edilen anahtar eğrisi Şekil 5.2'de verilmiş ve bunun analitik ifadesi ;

$$Q = \left[\frac{h}{5,108} \right]^{2,4469} \quad (\text{lt/sn}) \quad (5.1)$$

şeklinde elde edilmiştir. Burada, h cm olarak üçgen savak üzerindeki savak yüküdür.



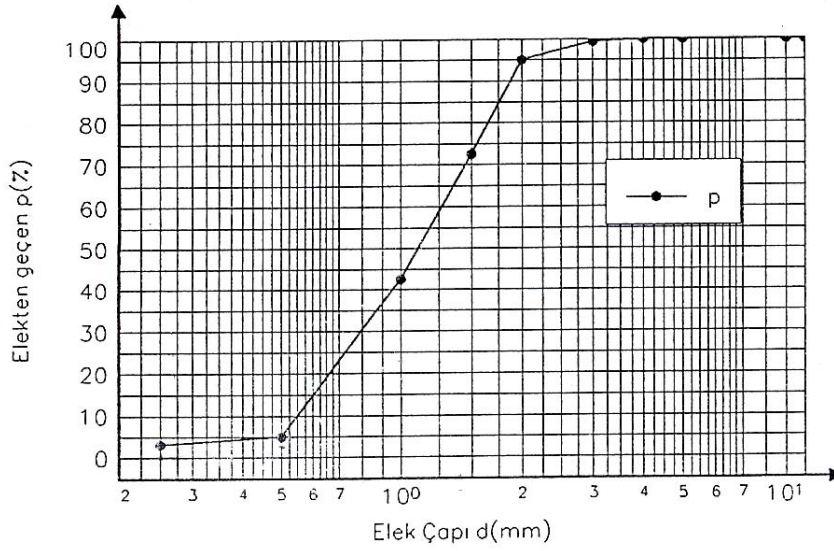
Şekil 5.2 Üçgen savak anahtar eğrisi

5.4 Deneyde Kullanılan Taban Malzemesinin Özellikleri

Deneysel çalışmada, taban malzemesi olarak kuvars kumu kullanılmıştır. Bu malzemenin özgül ağırlığı ve granülometrisi deneyler öncesinde Yıldız Teknik Üniversitesi Yapı Malzemesi Laboratuvarı'nda belirlenmiştir. Deneylerde kullanılan kuvars kumunun özgül ağırlığı, deneylerden $\gamma_s=2650 \text{ kg}^*/\text{m}^3$ ve $\sigma_g=1.74$ olarak elde edilmiştir.

Malzeme laboratuvarında yapılan elek analizinden elde edilen taban malzemesinin

granülometri eğrisi Şekil 5.3'te verilmiştir. Deneylerde kullanılan kuvars kumunun özellikleri, Şekil 5.3'ten $d_{50}=1.15$ mm, $d_{60}=1.28$ mm ve $d_{90}=1.86$ mm olarak okunmuştur.



Şekil 5.3 Taban malzemesinin granülometri eğrisi

5.5 Taban Malzemesi Kritik Hızlarının Tayini

Taban malzemesini harekete geçirecek kritik akım hızları V_{kr} , logaritmik formdaki 5.2 ifadesinden hesaplanmıştır (Melville ve Chiew, 1999).

$$\frac{V_{kr}}{V_{*kr}} = 5.75 \log \left(5.53 \frac{h}{d_{50}} \right) \quad (5.2)$$

Burada; V_{*kr} , kritik kayma hızı (m/s), h , su derinliği (m) ve d_{50} , malzemenin yüzde ellisini geçiren elek çapıdır (medyan çap, mm). Kayma hızları, Shields Diyagramı kullanılarak bulunmuştur. 20 °C'de kuvars kumu için Shields diyagramı kullanılarak aşağıdaki ifade yazılabilir (Melville ve Chiew, 1999):

$$V_{*kr} = 0.0305d_{50}^{0.5} - 0.0065d_{50}^{-1}, \quad 1mm < d_{50} < 100mm \quad (5.3)$$

$d_{50}=1,15$ mm için (5.2) ve (5.3) bağıntıları birlikte kullanılarak, akımın çeşitli derinlikleri için taban malzemesini hareket ettirebilecek kritik hızlar için 5.4 bağıntısı elde edilir.

$$V_{kr} = 0.1556 \log(4809h) \quad (5.4)$$

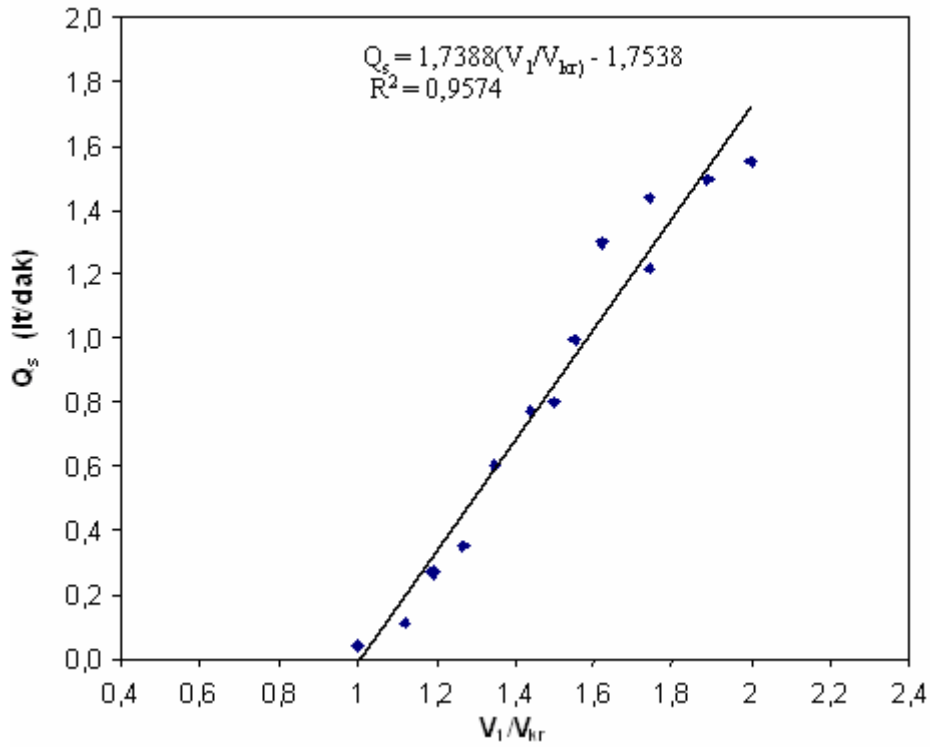
Bu bağıntı pilot deneylerle test edilerek doğrulanmıştır.

5.6 Akım Hızı-Katı Madde Debisi Arasındaki İlişki

Hareketli taban oyulması deneylerine başlamadan pilot deneylerle tabandaki sürüntü debileri belirlenmiş ve Şekil 5.4'te verilmiştir. Şekil 5.4'ten katı madde debisinin analitik ifadesi

$$Q_s = 1,7388 (V_1 / V_{kr}) - 1,7538 \quad (5.5)$$

olarak elde edilmiştir. Burada Q_s katı madde debisi olarak ifade edilmiş ve lt/dak olarak hesaplanmıştır.



Şekil 5.4 Katı madde debisinin (Q_s)- V_1/V_{kr} ile değişimi

5.7 Boyut Analizi

Moncada ve Aguirre (1999), doğrusal bir kanalda akıma dik olarak yerleştirilen boru hatları etrafındaki oyulma derinliğine etkili parametreleri aşağıdaki fonksiyonel ilişki ile vermişlerdir;

$$f(S, v, \rho_s, y_n, d_{50}, J_0, b, g, e, \rho, D, V_0) = 0 \quad (5.6)$$

Burada; y_n kanaldaki su derinliği, V_0 bu akım derinliğine göre elde edilen ortalama akım hızı ve D dairesel kesitli boru çapı ve kutu kesit kenar uzunluğudur.

Benzer şekilde kıvrımlı kanal boyunca yerleştirilen boru hatları etrafındaki oyulma derinliğine etki eden parametreler için de;

$$f(S, v, \rho_s, y_n, d_{50}, \theta, J_0, r, b, g, e, \rho, D, V_0) = 0 \quad (5.7)$$

ilişkisi kurulabilir.

Burada; θ kıvrım açısı, r eğrilik yarıçapıdır.

Deneysel çalışmada olaya etkili değişkenleri azaltmak ve deneysel çalışmaların sonuçlarını daha kolay ortaya koymak için boyut analizi uygulanmış ve parametreler Çizelge 5.1'de verilmiştir.

Çizelge 5.1 S/D boyutsuzuna etki eden 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}
	S	v	ρ_s	y_n	d_{50}	θ	J_0	r	b	g	e	ρ	D	V_0
L	1	+2	-3	1	1	0	0	1	1	1	1	-3	1	1
M	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0
T	0	-1	0	0	0	0	0	0	0	-2	0	0	0	-1

Çizelge 5.1'den;

$$k_3 + k_{12} = 0$$

$$-k_2 - 2k_{10} - k_{14} = 0$$

$$k_1 + 2k_2 - 3k_3 + k_4 + k_5 + k_8 + k_9 + k_{10} + k_{11} - 3k_{12} + k_{13} + k_{14} = 0$$

bağıntıları yazılabilir. Bu üç denklemden k_{12} , k_{13} ve k_{14} çekilerek,

$$k_3 = -k_{12}$$

$$k_{14} = -k_2 - 2k_{10}$$

$$k_1 + 2k_2 + 3k_{12} + k_4 + k_5 + k_8 + k_9 + k_{10} + k_{11} - 3k_{12} + k_{13} - k_2 - 2k_{10} = 0$$

$$k_1 + k_2 + k_4 + k_5 + k_8 + k_9 - k_{10} + k_{11} + k_{13} = 0$$

eşitlikleri elde edilmiştir. Buna bağlı olarak elde edilen boyutsuz parametreler Çizelge 5.2'de verilmiştir.

Çizelge 5.2 S/D boyutsuzuna etki eden boyutsuz 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
	S	v	ρ _s	y _n	d ₅₀	θ	J ₀	r	b	g	e	ρ	D	V ₀
Π ₁	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-1	0
Π ₂	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-1	-1
Π ₃	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	-1	0	0
Π ₄	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	-1	0
Π ₅	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	-1	0
Π ₆	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0
Π ₇	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0
Π ₈	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	-1	0
Π ₉	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	-1	0
Π ₁₀	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	1	-2
Π ₁₁	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	-1	0

Çizelge 5.2'den boyutsuz parametreler;

$$\Pi_1 = S/D \quad \Pi_2 = v/DV_0 = 1/Re \quad \Pi_3 = \rho_s/\rho \quad \Pi_4 = y_n/D$$

$$\Pi_5 = d_{50}/D \quad \Pi_6 = \theta \quad \Pi_7 = J_0 \quad \Pi_8 = r/D$$

$$\Pi_9 = b/D \quad \Pi_{10} = gD/V_0^2 = 1/Fr^2 \quad \Pi_{11} = e/D$$

olarak belirlenmiştir. Burada; rölâtif oyulma derinliğinin diğer boyutsuz parametrelerle olan ilişkisi;

$$S/D = f(1/Re, 1/Fr^2, \rho_s/\rho, y_n/D, d_{50}/D, \theta, J_0, r/D, b/D, e/D) \quad (5.8)$$

olarak bulunur.

Elemanter bir akım parçacığı için J₀'ın etkileri küçük olduğundan ihmal edilebilir.

Bazı boyutsuz büyüklükler arasında dönüşümler yapılarak;

$$\Pi_8/\Pi_9=(r/D)/(b/D)=r/b \text{ ve } \Pi_5/\Pi_{11}=(d_{50}/D)/e/D=d_{50}/e$$

boyutsuzları elde edilir.

O halde olaya etkili boyutsuz parametreler;

$$S/D=f(v/V_{1p}=1/Re, gp/V^2=1/Fr^2, \rho_s/\rho, y_n/D, r/b, d_{50}/e, \theta) \quad (5.9)$$

olarak bulunur. Akımın çok türbülanslı olması sebebiyle taban malzemesinin harekete başlangıcında etkili olan $1/Re$ terimi (Melville ve Sutherland, 1988) ile ρ_s/ρ , d_{50}/e , r/b sabit terimleri elimine edilerek;

$$S/D=f(1/Fr^2, y_n/D, \theta) \quad (5.10)$$

boyutsuzları bulunur. $1/Fr^2$ terimi, akımın ataletini ifade etmek üzere V_0/V_{kr} ifadesi ile değiştirilirse,

$$S/D=f(V_0/V_{kr}, y_n/D, \theta) \quad (5.11)$$

boyutsuzları bulunur.

Burada; θ kıvrım açısı, V_0/V_{kr} rölaf hız, y_n/D rölaf akım derinliğidir.

5.8 Deneysel Çalışma

Bu çalışma, 14 m'lik doğrusal yaklaşım kanalı, 180° 'lik 2.95 m eksen eğrilik yarıçapına sahip 40 cm genişliğinde kıvrımlı kanal ve kıvrımdan sonra 3 m'lik doğrusal mansap kanalında gerçekleştirilmiştir. Ana kanal taban eğimi % 0.1'dir. Deneyler nehir rejimli ve kararlı akım şartlarında gerçekleştirilmiştir.

Ana kanalın memba ve mansap uçlarına 20 cm yüksekliğinde iki eşik yerleştirilmiş ve aralarına 19.7 cm yüksekliğinde, $d_{50}=1.15$ mm olan kuvars kumu serilmiştir. Ayrıca membadaki eşikten 4.2 m kadar geride iki sıra delikli tuğla yerleştirilerek akımın doğrusal kanala çalkantısız ulaşması sağlanmıştır. Deneyler, 3x3 cm, 4x4 cm ve 5x5 cm kutu kesitli borular akımı dik kesecek şekilde kıvrımlı kanalın $\theta=45^\circ$, $\theta=90^\circ$ ve $\theta=135^\circ$ 'lik açılarında kum taban üzerine yerleştirilerek yapılmıştır. Her deneyden önce kanaldaki kum karıştırılarak taban düzlenmiş ve daha sonra borular belirlenen kıvrım açılarında kum taban üzerine yerleştirilmiştir. Kıvrımlı kanalın sonunda doğrusal kanalın mansabındaki eşğin üzerine 20 cm yüksekliğinde ikinci bir eşik yerleştirilmiştir.

Ana depodaki vana açılarak kanala su verilmiştir. Yerleştirilen eşğin sayesinde kanala verilen su yavaşça bu bölümde kabarma yaparak tabanda herhangi bir bozulmaya meydan

verilmemiştir. Doğrusal kanalın bu kısmında su seviyesi yerleştirilen ikinci eşik seviyesine (kanal tabanından itibaren 40 cm) geldikten sonra bütün kanaldaki su seviyesinin eşit olması beklenmiştir. Kanal boyunca su seviyesi eşit olunca ihtiyaç duyulan debiye ulaşılması sağlanmış ve tabandaki kumun bozulmaması için yerleştirilen ikinci eşik yavaşça kaldırılmıştır. Kanaldaki akım hızları kanalın sonunda bulunan radyal kapaklarla ayarlanmıştır. Akım derinliği ise borudan 30-40 cm geride ölçülmüştür.

Temiz su oyulması hali için deneyler 60-90 dakika devam ettirilmiştir. Hareketli taban hali için ise, önce pilot deneylerle çeşitli akım şartları için sürüntü debileri belirlenmiş, deneylerde ana kanal membasından deney süresince belirlenen katı madde miktarı kum besleme tankı vasıtasıyla kanala ilave edilmiştir. Hareketli taban hali deneyleri 15-30 dakika devam ettirilmiştir. Her deney için en az 4-5 taban dalgasının akıma dik yerleştirilen borunun tabanından geçişine imkan sağlanmıştır. Ayrıca, hareketli taban hali deneyleri oyulma çukurunu dolduran bir taban dalgasının etkisinin geçmesi ve bu noktada yeni bir taban dalgası gelip oyulma çukuruna girmeden deney sona erdirilmiştir.

Deney bittikten sonra tabanda oluşan topoğrafyanın bozulmaması için 20 cm'lik eşik kıvrımlı kanalın sonunda doğrusal kanalın mansabındaki eşiğin üzerine tekrar yerleştirilerek vana kapatılmış bu sayede suyun kanaldan yavaşça tahliyesi sağlanmıştır. Bütün bu işlemlerden sonra limnimetre yardımıyla akıma dik yerleştirilen boru ekseninde ve mansabında oluşan oyulma derinlikleri farklı noktalarda ölçülmüştür. Maximum oyulma derinliğinin dış kıyıda ve borunun mansap tarafında olduğu gözlenmiş ve değerlendirme kısmında bu değerler kullanılmıştır.

Doğrusal kanalda temiz su oyulması ve hareketli taban oyulması için toplam 250'ye yakın deney yapılmış olup, yapılan deneylerin çalışma sınırları Çizelge 5.3'te özetlenmiştir.

Çizelge 5.3 Deney sınıır şartları

θ	D (cm)	Q(lt/s)	y_n (cm)	V_0 (m/s)	Fr	Fr ²	Re
45 ⁰	3x3	7.0-45.0	7.0 -15.45	0.25 - 0.728	0.29 – 0.59	0.09 – 0.35	7500 – 21840
	4x4	7.0-45.0	7.0 -15.45	0.25 - 0.728	0.29 – 0.59	0.09 – 0.35	7500 – 21840
	5x5	7.0-45.0	7.0 -15.45	0.25 - 0.728	0.29 – 0.59	0.09 – 0.35	7500 – 21840
90 ⁰	3x3	7.0-45.0	7.0 -15.45	0.25 - 0.728	0.29 – 0.59	0.09 – 0.35	7500 – 21840
	4x4	7.0-45.0	7.0 -15.45	0.25 - 0.728	0.29 – 0.59	0.09 – 0.35	7500 – 21840
	5x5	7.0-45.0	7.0 -15.45	0.25 - 0.728	0.29 – 0.59	0.09 – 0.35	7500 – 21840
135 ⁰	3x3	7.0-45.0	7.0 -15.45	0.25 - 0.728	0.29 – 0.59	0.09 – 0.35	7500 – 21840
	4x4	7.0-45.0	7.0 -15.45	0.25 - 0.728	0.29 – 0.59	0.09 – 0.35	7500 – 21840
	5x5	7.0-45.0	7.0 -15.45	0.25 -0.728	0.29 – 0.59	0.09 – 0.35	7500 – 21840

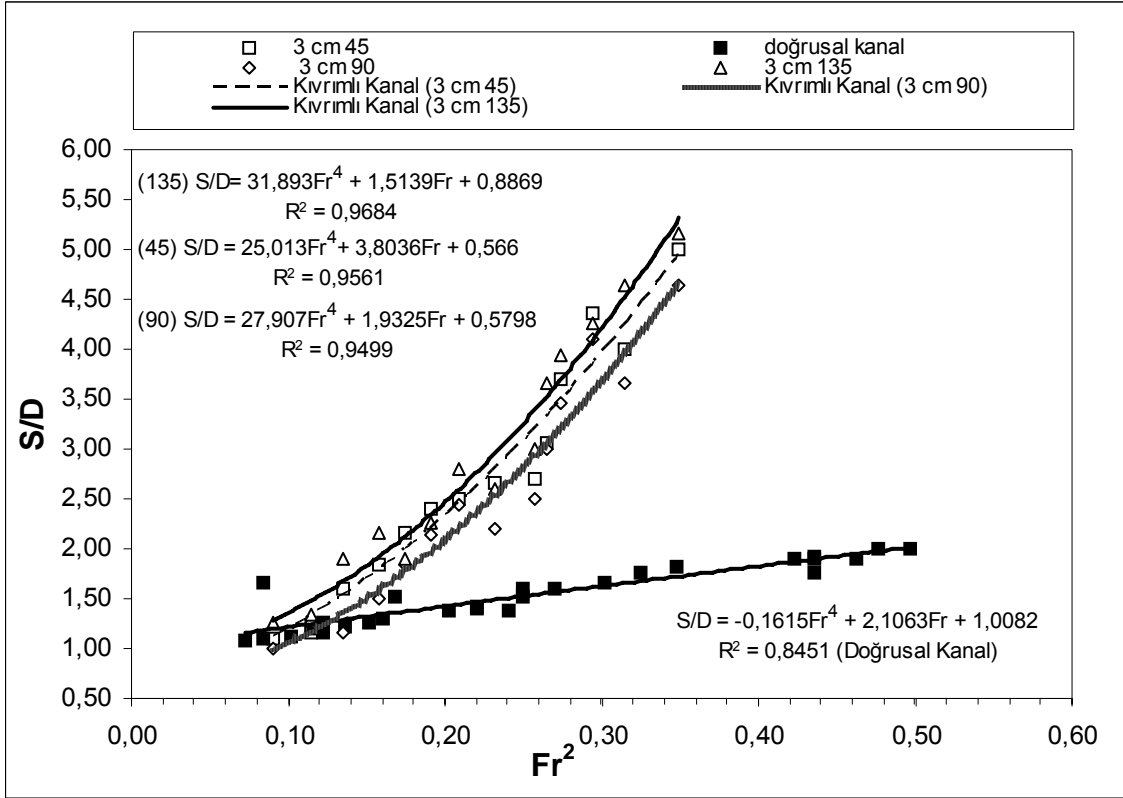
6. DENEY SONUÇLARININ DEĞERLENDİRİLMESİ

6.1 Giriş

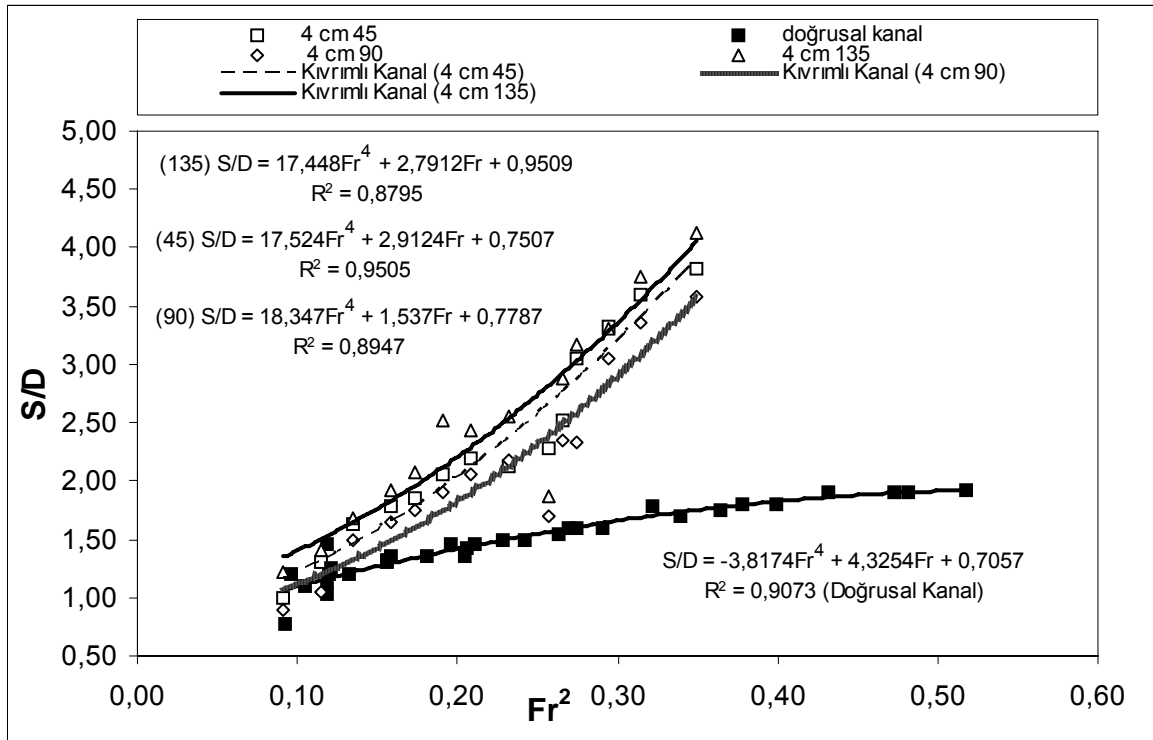
Bu çalışmada kıvrımlı kanalda 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli boruların her biri için $\theta=45^0$, $\theta=90^0$ ve $\theta=135^0$ 'lik kıvrım açılarında rölatif oyulma derinliği (S/D)'nin; yaklaşan akımın Froude sayısının karesi (Fr^2), rölatif akım derinliği (y_n/D), boru Reynolds sayısı (Re) ve rölatif akım hızı (V/V_{kr}) ile değişimi incelenmiş ve kıvrımlı kanalda dairesel kesitli,doğrusal kanalda hem dairesel hem de kutu kesitli borularla karşılaştırılmıştır. Kıvrımlı kanalda oyulmanın dış kıyıda başladığı ve zamanla boru eksenine boyunca devam ettiği görülmüştür. Dış kıyıda oluşan oyulma daima büyük çıkmış ve maksimum denge oyulma derinlikleri borunun mansabında oluşmuştur. İncelenmiş olan S/D- Fr^2 , S/D- V/V_{kr} , S/D-Re ve S/D- y_n/D değişimleri θ kıvrım açılarında ($\theta=45^0$, $\theta=90^0$ ve $\theta=135^0$) grafik üzerinde gösterilmiştir. Rölatif oyulma derinliklerinin Froude sayısının karesi, rölatif akım derinliği, Reynolds sayısı ve rölatif hız ile arttığı gözlenmiştir.

6.2 Rölatif Oyulma Derinliğinin (S/D); Akımın Froude Sayısının Karesi (Fr^2) İle Değişimi

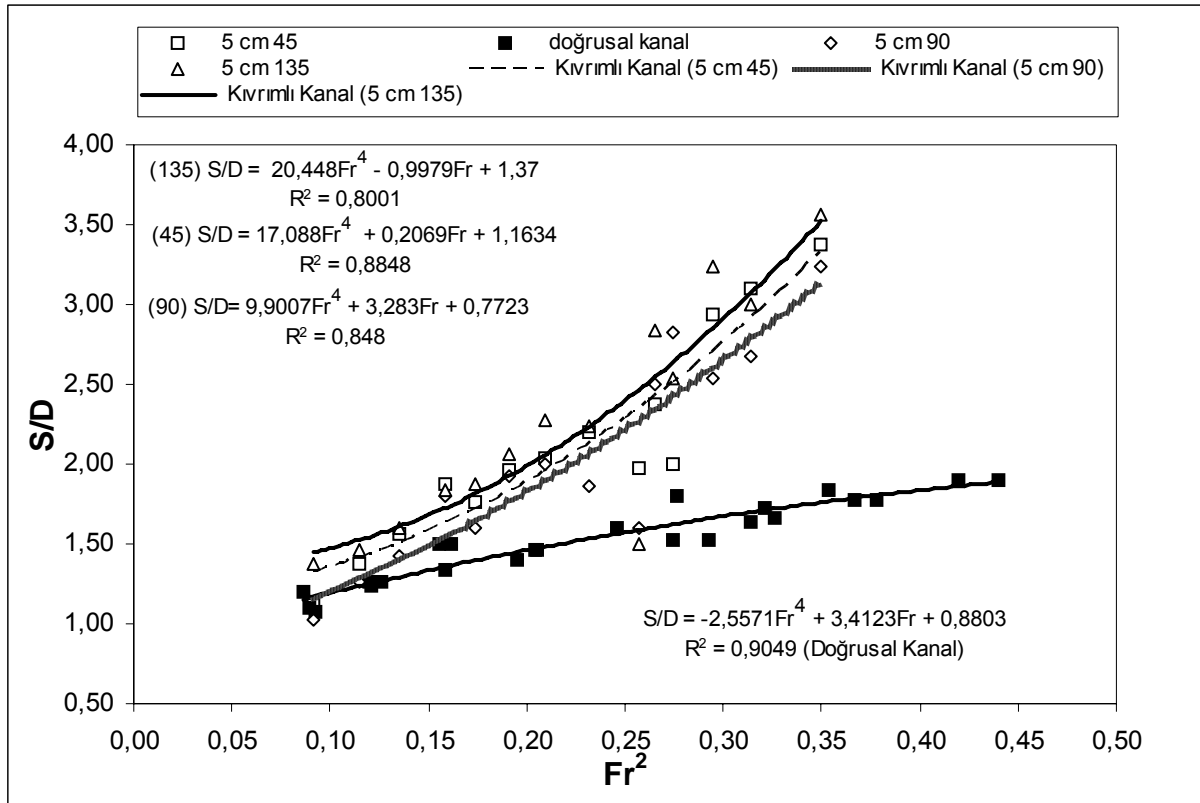
Kıvrımlı kanalda 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutundaki kutu kesitli boruların her biri için $\theta=45^0$, $\theta=90^0$ ve $\theta=135^0$ 'lik kıvrım açılarında rölatif oyulma derinliğinin akımın Froude sayısının karesi ile değişimi incelenmiştir. Rölatif oyulma derinliğinin Froude sayısının karesi ile değişimi için 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutundaki kutu kesitli borularda $\theta=45^0$, $\theta=90^0$ ve $\theta=135^0$ kıvrım açılarında elde edilen sonuçlar; doğrusal kanalda kutu kesitli borular için Yıldırım (2004) tarafından elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmış, Şekil 6.1, Şekil 6.2 ve Şekil 6.3 verilmiştir.



Şekil 6.1 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr² değişimi



Şekil 6.2 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr² değişimi



Şekil 6.3 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr² değişimi

Şekil 6.1, Şekil 6.2 ve Şekil 6.3 incelendiğinde hem kıvrımlı kanal ve hem de doğrusal kanalda Froude sayısındaki artışla rölatif oyulma derinliğinin arttığı ve kıvrımlı kanaldaki rölatif oyulma derinliğinin, doğrusal kanaldaki rölatif oyulma derinliğinden daha büyük olduğu görülmektedir.

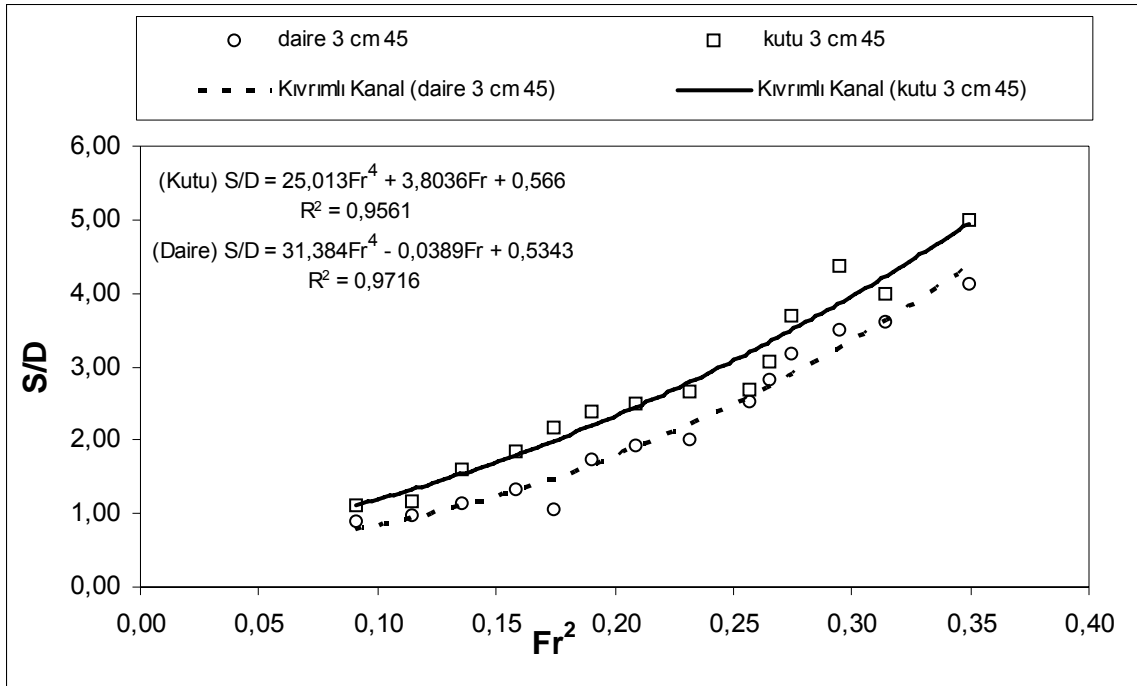
Froude sayısının karesinin (Fr²)=0,10-0,15 veya Fr=0,32-0,39 değerlerini aldığı aralık göz önüne alındığında, rölatif oyulma derinliğinin, kıvrımlı kanal ve doğrusal kanalda birbirine yakın olduğu görülmektedir. Bu da temiz su oyulmasının bu aralıkta var olduğunu göstermektedir.

Froude sayısının artan değerlerinde hareketli taban oyulması oluşmakta ve kıvrımlı kanaldaki oyulma derinliği doğrusal kanala göre daha hızlı bir artış göstermektedir. Bunun nedeni kıvrımlı kanaldaki sürtünme, merkezkaç ve atalet kuvvetlerinin oluşturduğu helikoidal akımdır. Çünkü; kıvrımlı bir kanalda helikoidal akım, akım hızının karesiyle orantılı olarak şiddetlenmektedir (Shukry 1950)

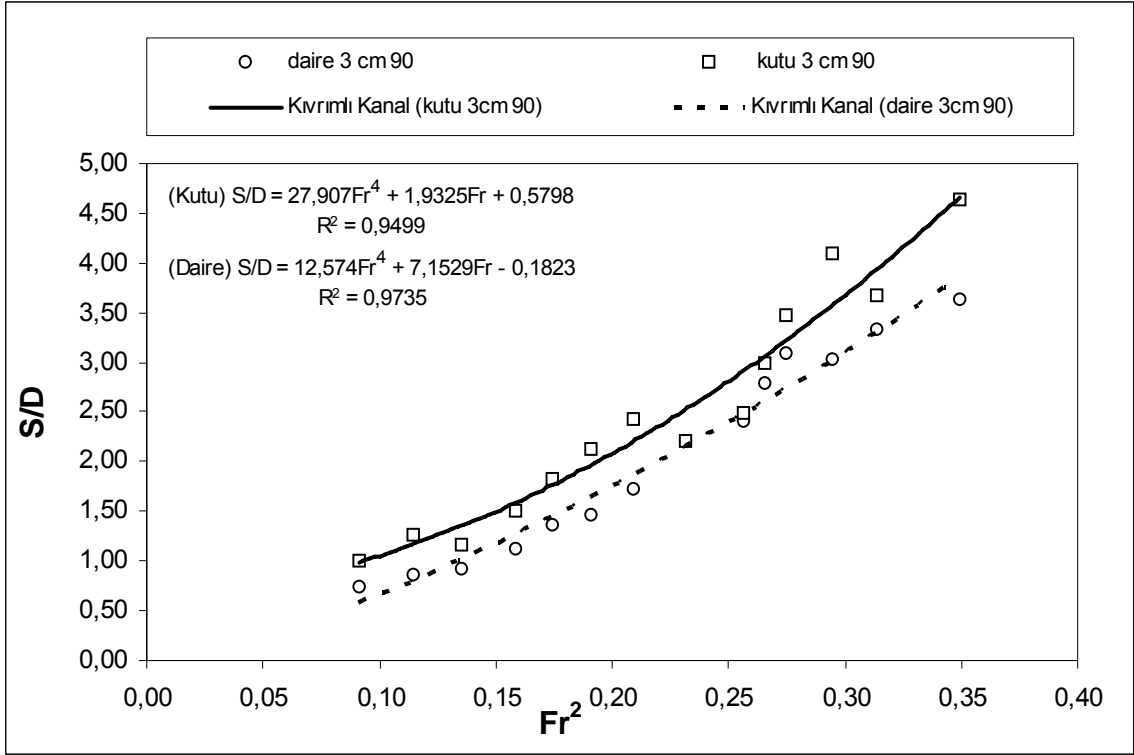
Şekil 6.1, Şekil 6.2 ve Şekil 6.3'de aynı kesite sahip borular için, kıvrım açlarına göre rölatif oyulma derinliklerinde farklılıklar olduğu görülmektedir. Deney sonuçlarına göre, $\theta=135^{\circ}$ de

en büyük oyulma derinliği görülürken $\theta=90^0$ 'de ise en küçük oyulma derinliği oluşmuştur. Bunun sebebi de; helikoidal akımın maksimum şiddetinin $\theta=120^0-135^0$ civarında meydana gelmesidir (Choudhary ve Narasimhan 1977).

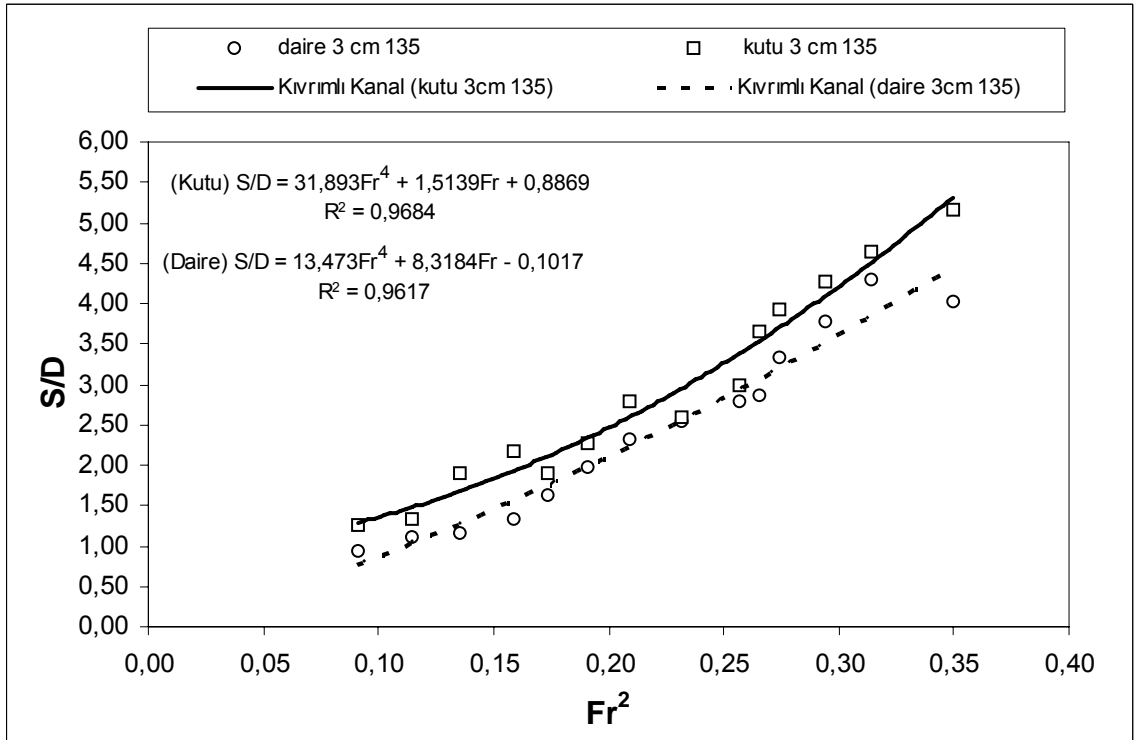
Kıvrımlı kanalda kullanılan 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutundaki kutu kesitli borular için elde edilen sonuçlar ile İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrımlı kanallarda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel borular için yapılan deneysel çalışmada elde edilen sonuçlar karşılaştırılmış ve Şekil 6.4, Şekil 6.5, Şekil 6.6, Şekil 6.6, Şekil 6.8, Şekil 6.9, Şekil 6.10, Şekil 6.11 ve Şekil 6.12'de verilmiştir.



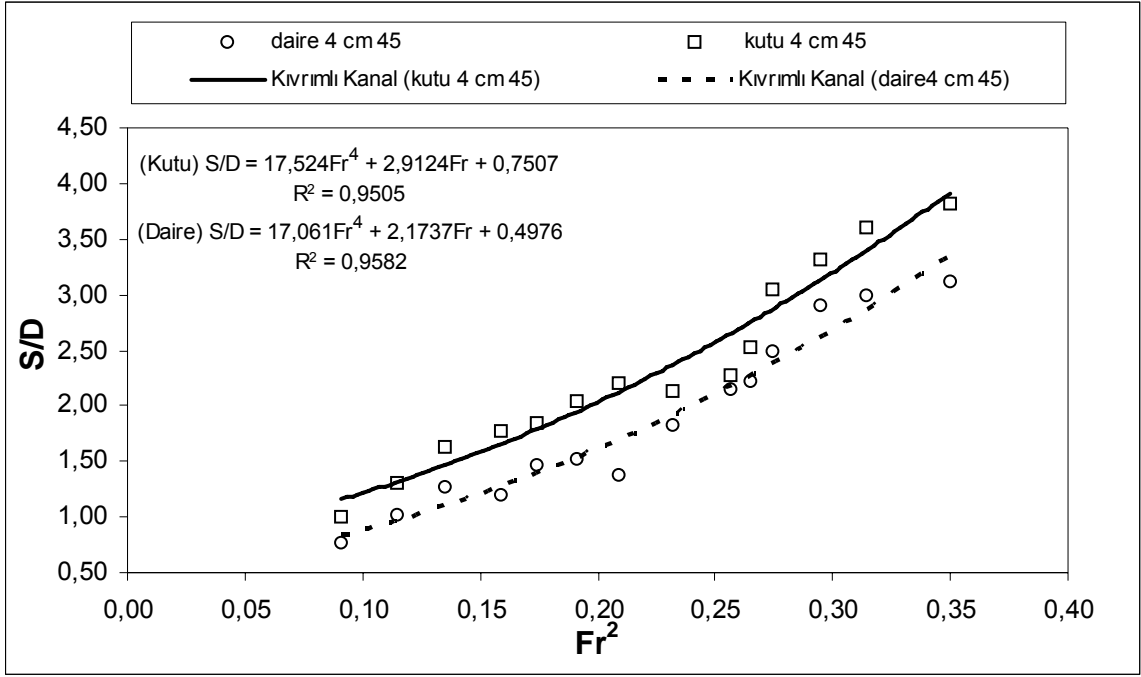
Şekil 6.4 $\theta=45^0$ 'de D=3 cm çaplı dairesel ile 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr² değişimi



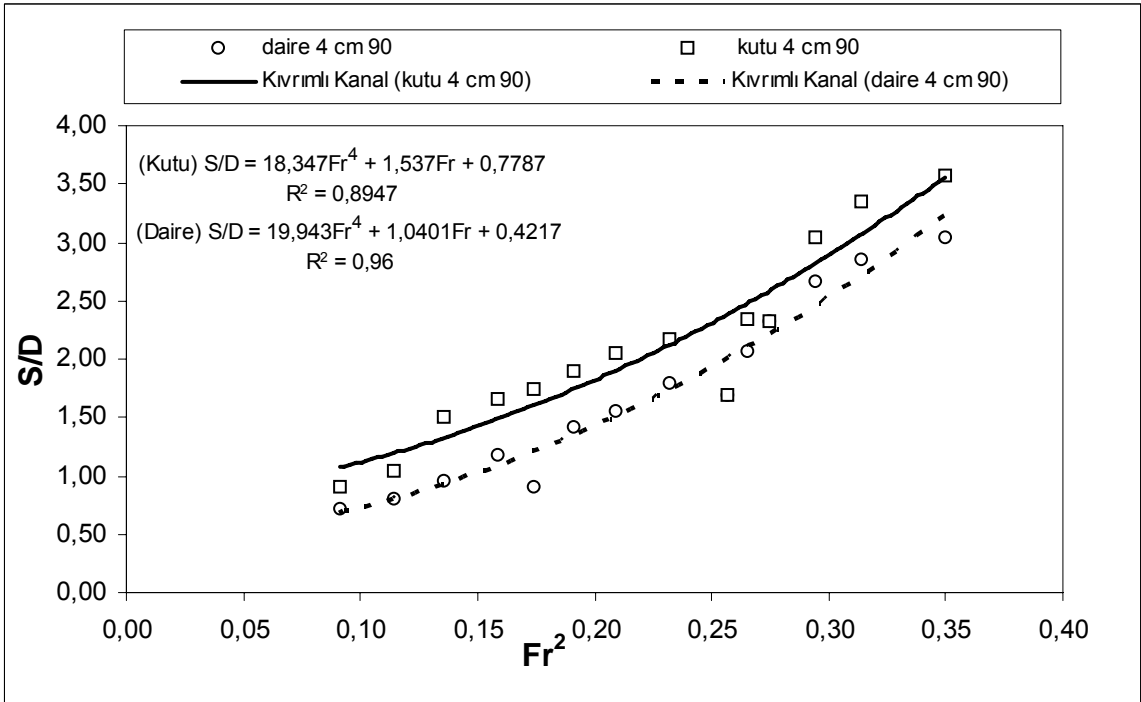
Şekil 6.5 $\theta = 90^\circ$ 'de $D=3$ cm çaplı dairesel ile 3×3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D - Fr^2 değişimi



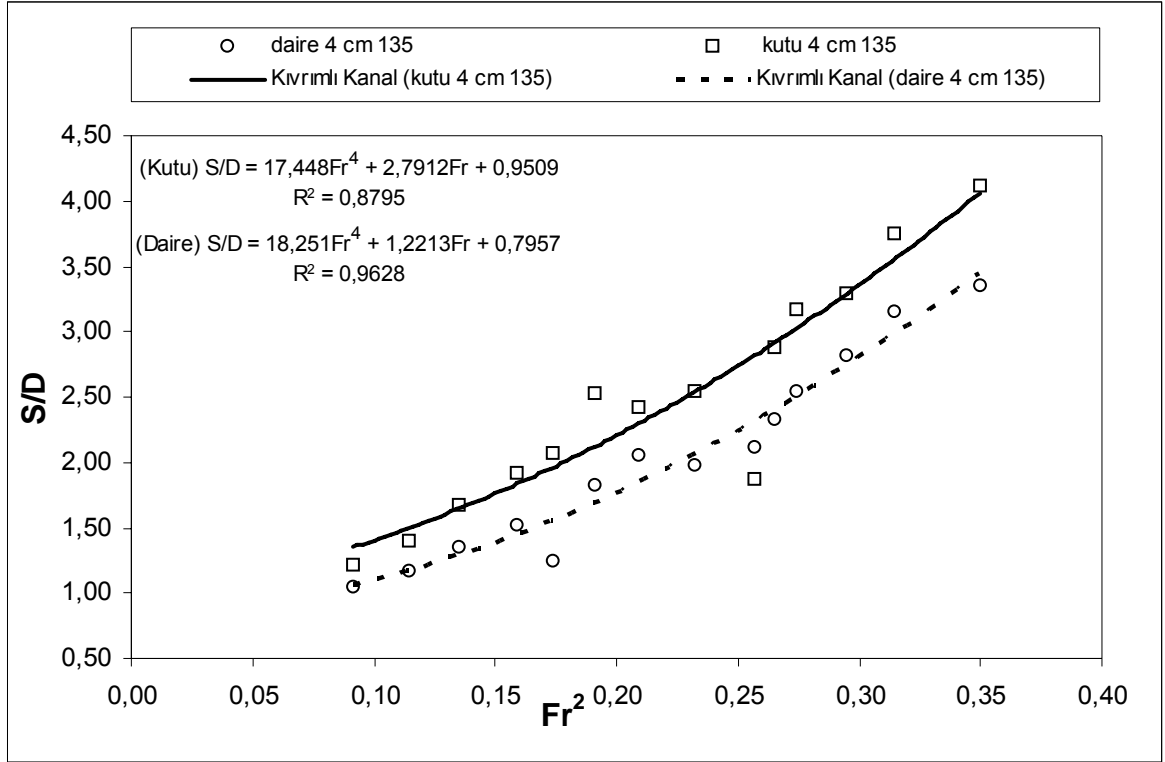
Şekil 6.6 $\theta = 135^\circ$ 'de $D=3$ cm çaplı dairesel ile 3×3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D - Fr^2 değişimi



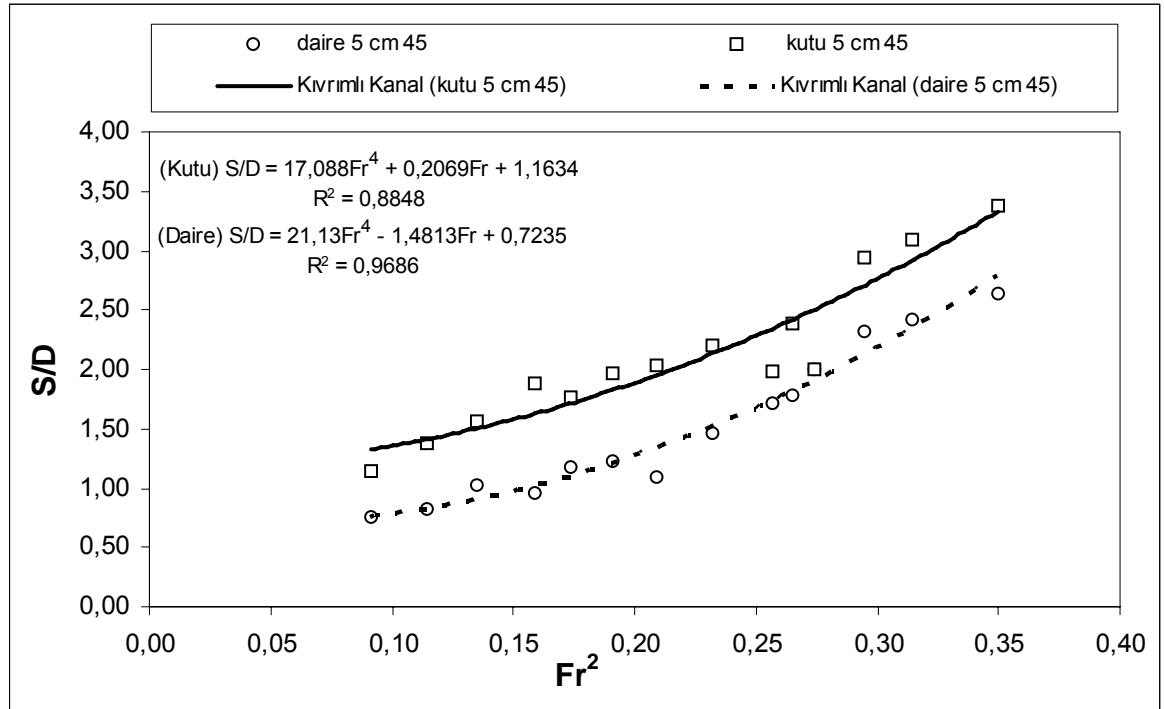
Şekil 6.7 $\theta = 45^0$ 'de $D=4$ cm çaplı dairesel ile 4×4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D - Fr^2 değişimi



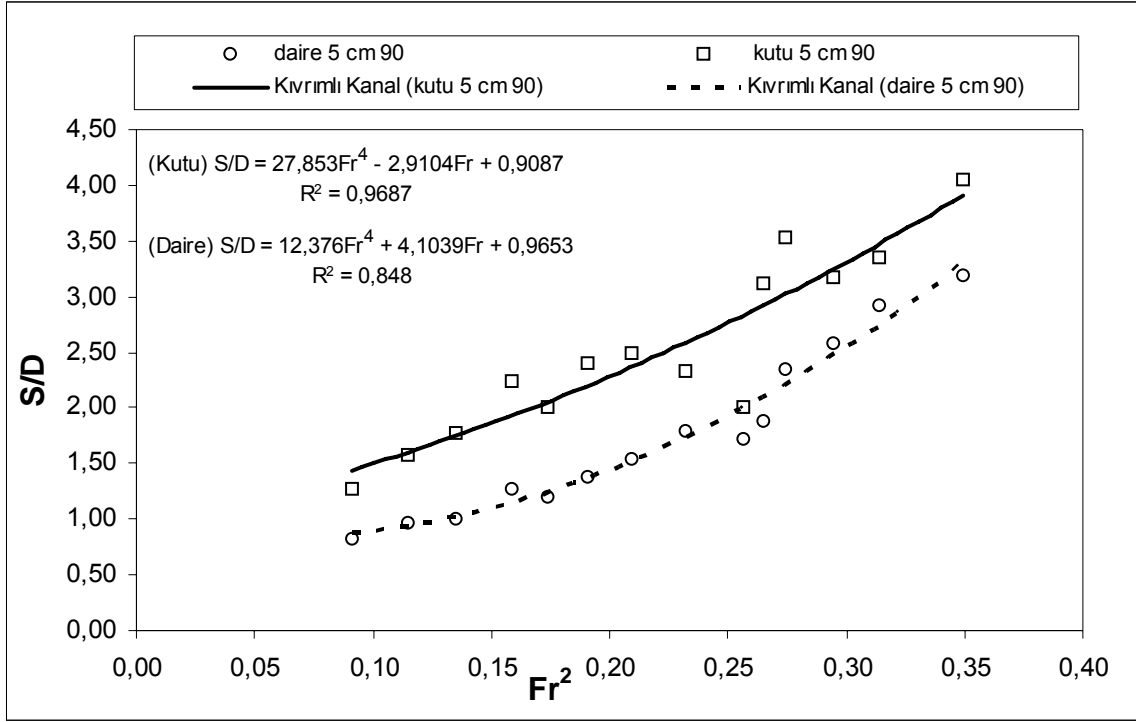
Şekil 6.8 $\theta = 90^0$ 'de $D=4$ cm çaplı dairesel ile 4×4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D - Fr^2 değişimi



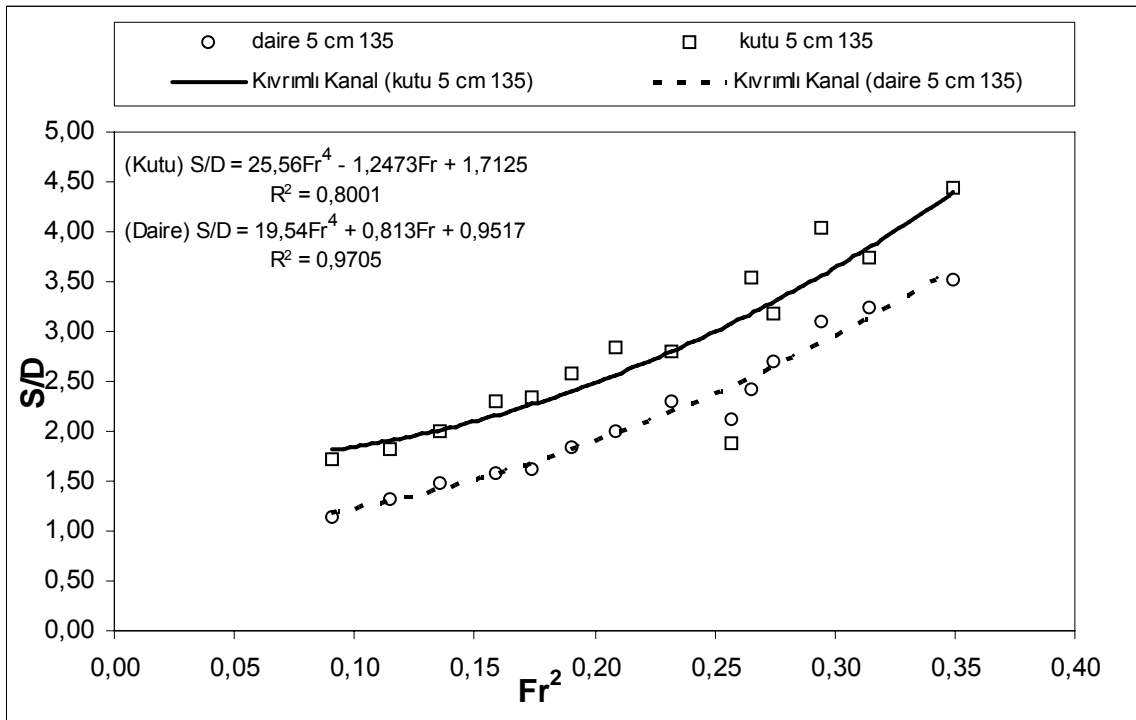
Şekil 6.9 $\theta = 135^0$ 'de $D=4$ cm çaplı dairesel ile 4×4 cm'lik kutu kesitli borular için $S/D-Fr^2$ değişimi



Şekil 6.10 $\theta = 45^0$ 'de $D=5$ cm çaplı dairesel ile 5×5 cm'lik kutu kesitli borular için $S/D-Fr^2$ değişimi



Şekil 6.11 $\theta = 90^\circ$ 'de $D=5$ cm çaplı dairesel ile 5×5 cm'lik kutu kesitli borular için $S/D-Fr^2$ değişimi



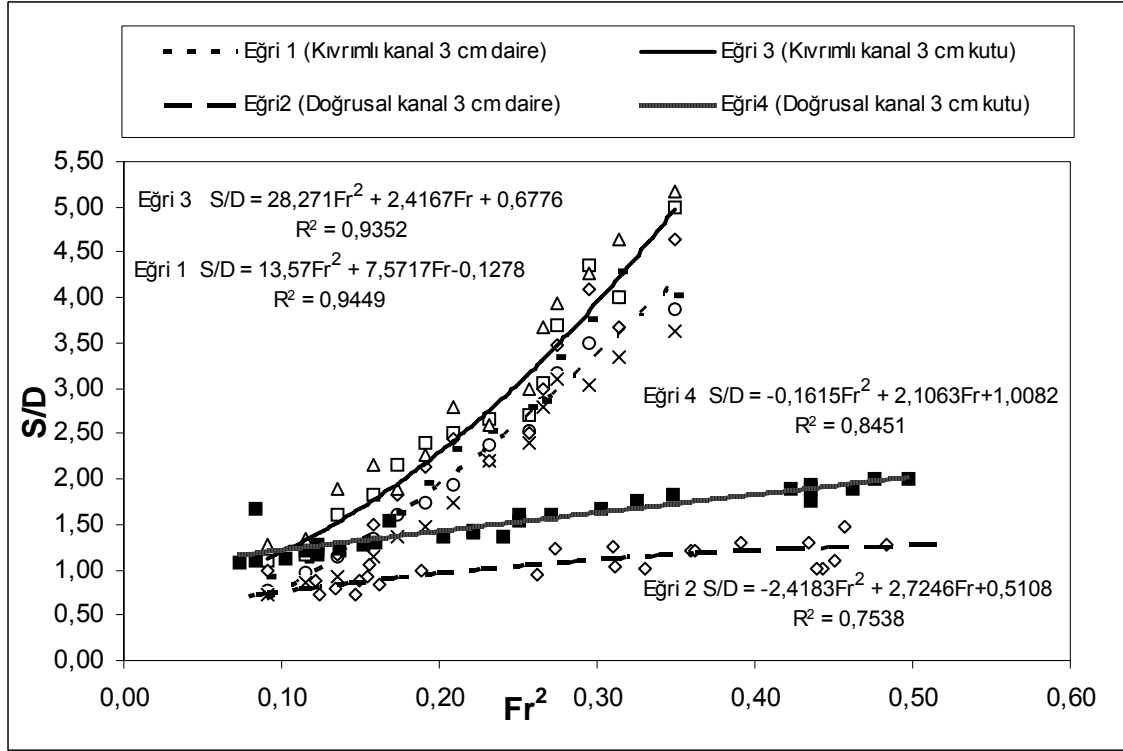
Şekil 6.12 $\theta = 135^\circ$ 'de $D=5$ cm çaplı dairesel ile 5×5 cm'lik kutu kesitli borular için $S/D-Fr^2$ değişimi

Yukarıdaki şekiller incelendiğinde her iki kesit tipi için Froude sayısının karesindeki artışla rölatif oyulma derinliğinin arttığı görülmektedir. Kutu kesitli boruların küt burunlu olmasından dolayı, bu tip borular için gerçekleştirilen deneylerden elde edilen rölatif oyulma derinliklerinin, dairesel borular için elde edilen sonuçlardan daha büyük olduğu görülmektedir. Sınır tabakasından ayrılmaların büyük olmaması için akımın yavaşladığı bölgelerde büyük eğriliklerden ve keskin köşelerden kaçınmak gerektiği bilinmektedir. Kutu kesitli boruda memba ucu yuvarlatılmış olmadığından, boru sırtında sürtünme etkileri daha fazla olup ayrıca ayrılma meydana gelmektedir. Dolayısıyla küt burunlu olan kare kesitli borular etrafında meydana gelen oyulma derinliği de daha büyüktür.

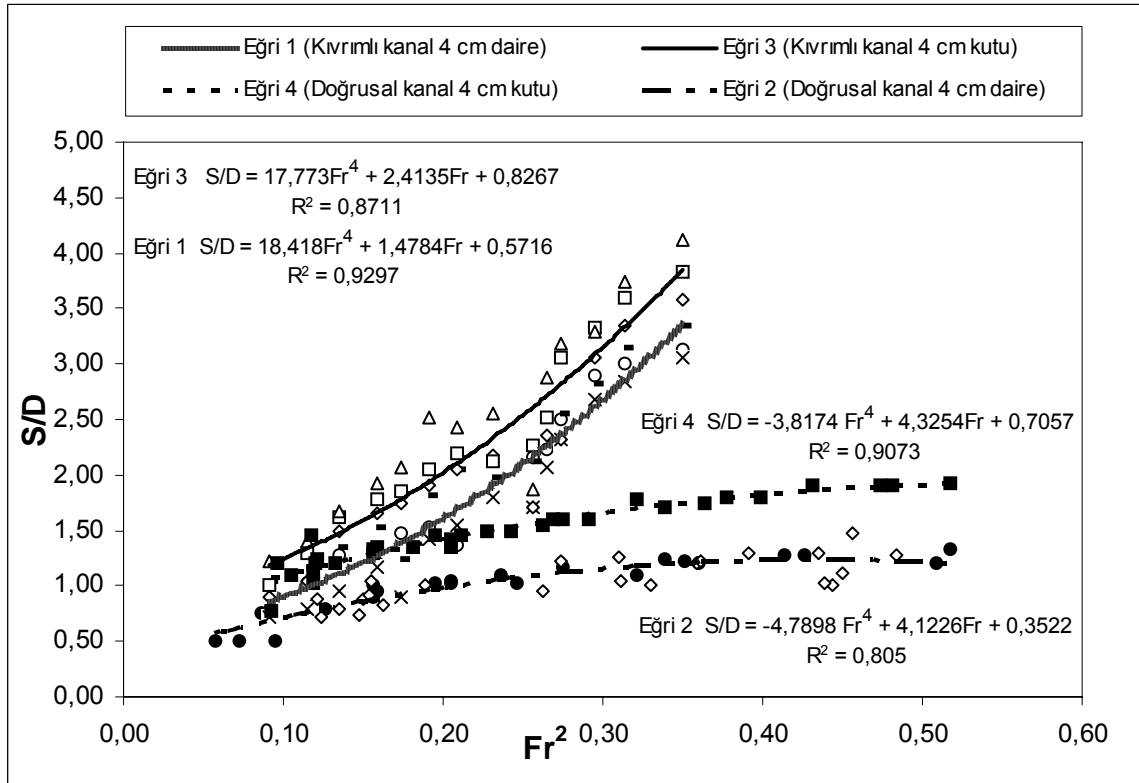
Şekil 6.13, Şekil 6.14 ve Şekil 6.15’ de; sırasıyla 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutlarındaki kutu kesitli borular için bu çalışmada elde edilen sonuçlarla, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular için elde edilen veriler ve Moncada ve Aguirre (1999) ile Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular için elde edilen veriler birlikte değerlendirmeye tabi tutulmuştur. Her üç şekildeki 1 nolu eğriler, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular, 2 nolu eğriler Moncada ve Aguirre (1999) ile Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular, 3 nolu eğriler bu çalışmada kıvrım boyunca kutu kesitli borular ve 4 nolu eğriler Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda kutu kesitli borular için elde ettiği verileri göstermektedir.

Şekiller incelendiğinde hem doğrusal kanalda (2-4 nolu eğriler) hem de kıvrımlı kanalda (1-3 nolu eğriler), kutu kesitli borular için elde edilen rölatif denge oyulma derinlikleri dairesel kesitli borular için elde edilen rölatif denge oyulma derinliklerinden daha büyüktür. Bunun sebebi kutu kesitli boruların küt burunlu olması dolayısıyla sürtünme etkisinin daha fazla olması ve ayrılma meydana gelmesidir. Aynı şekilde hem dairesel hem de kutu kesitli borular için kıvrımlı kanalda elde edilen rölatif denge oyulma derinlikleri, doğrusal kanalda elde edilenden daha büyüktür. Bunun da kıvrımlı kanaldaki helikoidal akım yapısından kaynaklandığı söylenebilir.

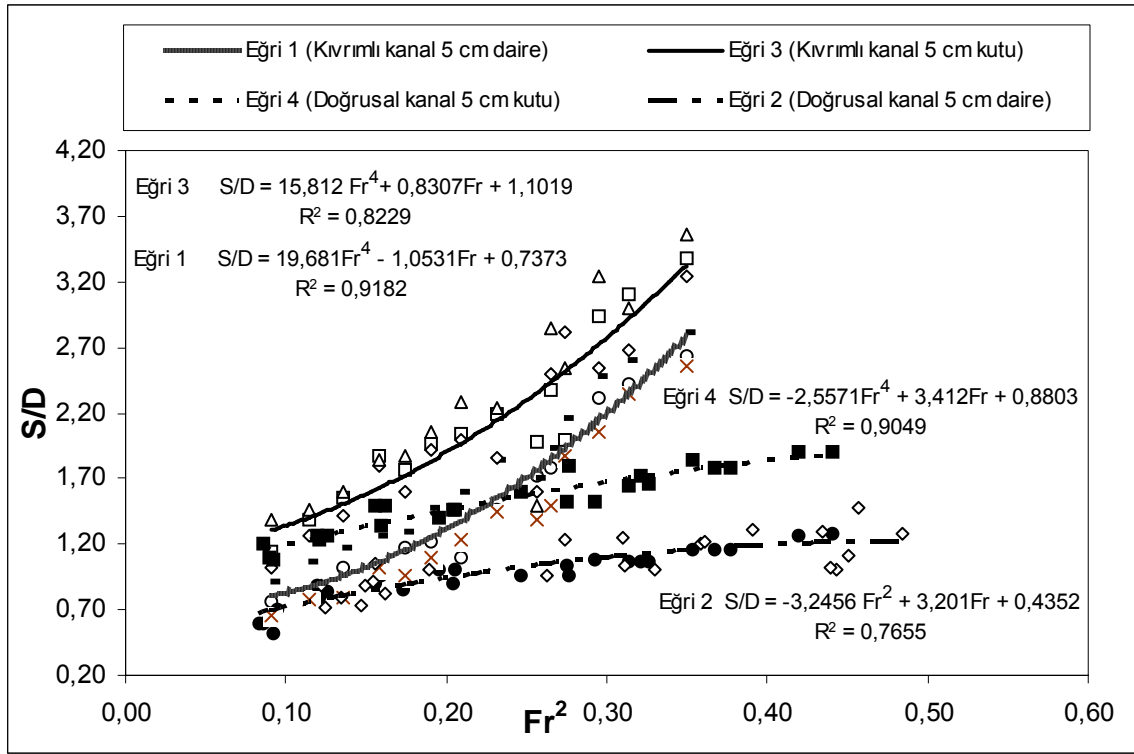
Tüm eğrilerde regresyon katsayılarının yeterince yüksek olduğu, dolayısıyla rölatif oyulma derinliği ile akımın Froude sayısı arasında hem doğrusal hem de kıvrımlı kanalda kuvvetli bir ilişkinin bulunduğu ortaya çıkmaktadır.



Şekil 6.13 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=3 cm çaplı dairesel ve 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr² değişimi



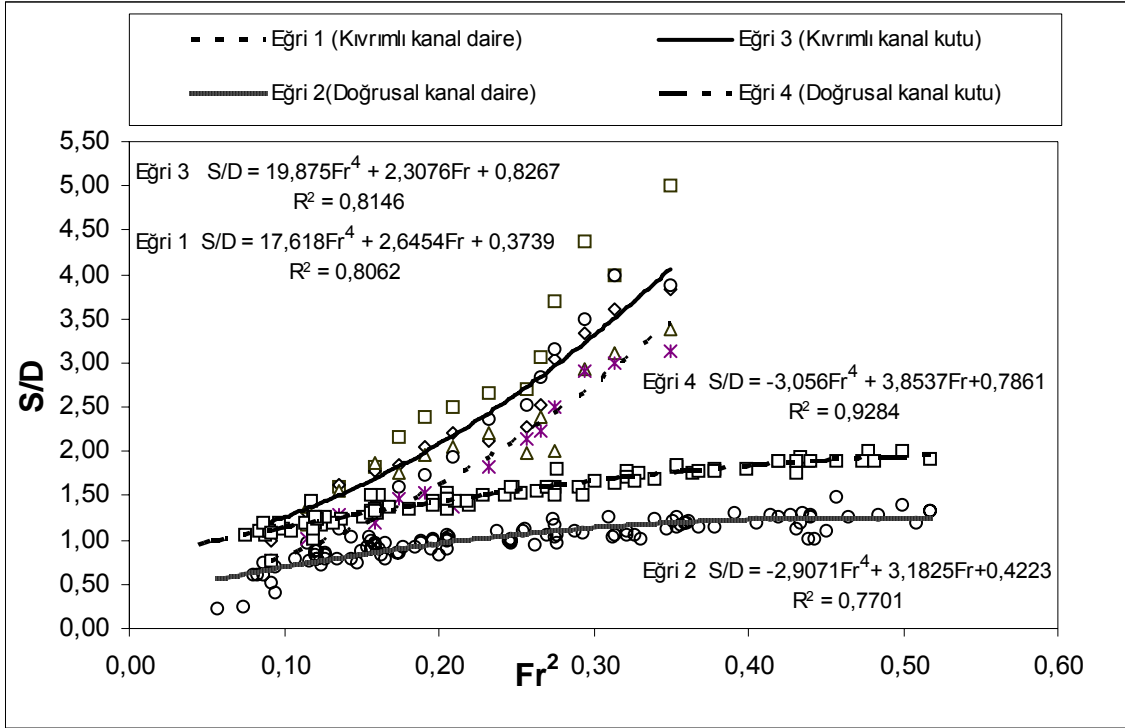
Şekil 6.14 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=4 cm çaplı dairesel ve 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr² değişimi



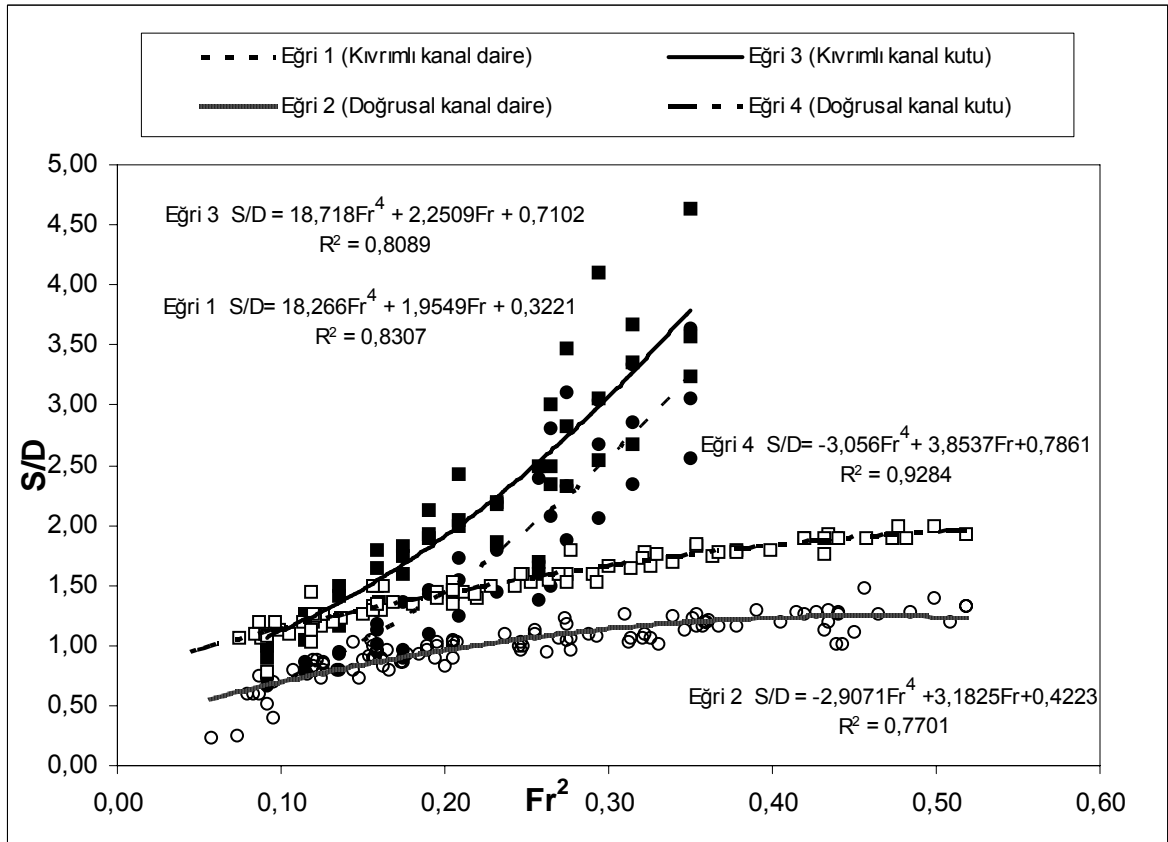
Şekil 6.15 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca $D=5$ cm çaplı dairesel ve 5×5 cm'lik kutu kesitli borular için $S/D-Fr^2$ değişimi

Şekil 6.16, Şekil 6.17 ve Şekil 6.18'de, 3×3 , 4×4 ve 5×5 cm boyutlarındaki kutu kesitli boruların sırasıyla $\theta = 45^\circ$, $\theta = 90^\circ$ ve $\theta = 135^\circ$ kıvrım açılarında elde edilen sonuçları ile İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular için elde edilen veriler ve Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular için elde edilen veriler birlikte değerlendirmeye tabi tutulmuştur. Her üç şekildeki 1 nolu eğriler, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular, 2 ve 4 nolu eğriler, Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular, 3 nolu eğriler, bu çalışmada kıvrım boyunca kutu kesitli borular için elde edilen verileri göstermektedir.

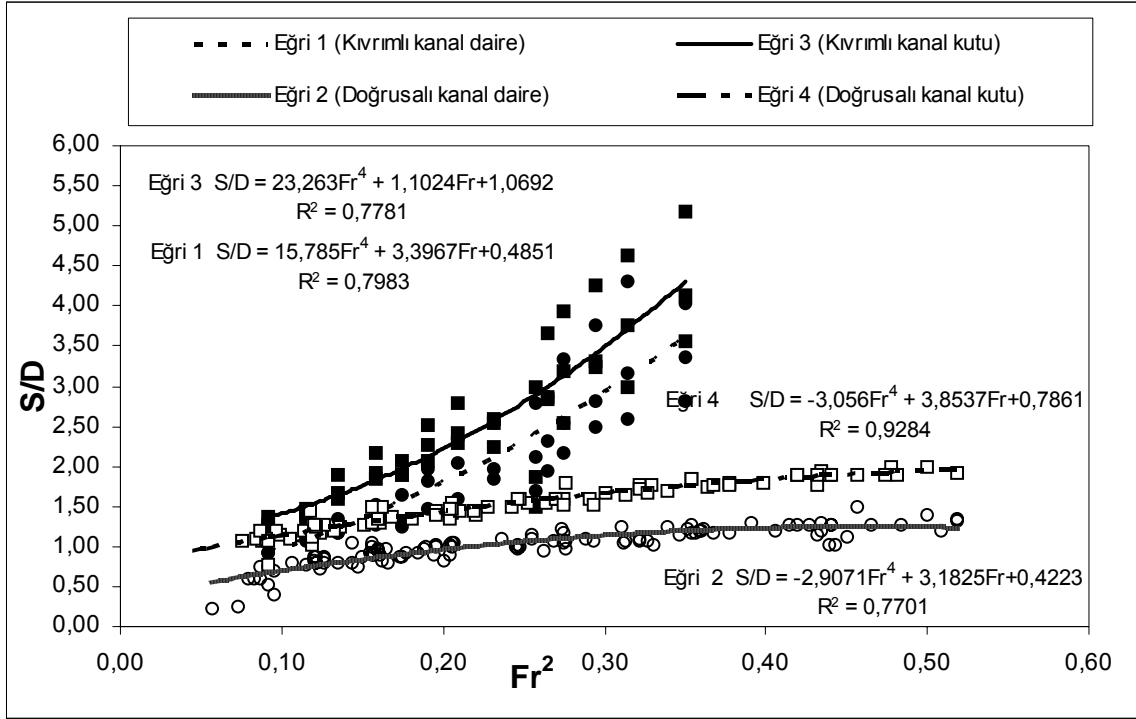
Şekiller incelendiğinde hem doğrusal kanalda (2-4 nolu eğriler) hem de kıvrımlı kanalda (1-3 nolu eğriler), kutu kesitli borular için elde edilen rölatif denge oyulma derinlikleri dairesel kesitli borular için elde edilen rölatif denge oyulma derinliklerinden daha büyüktür. Bunun sebebi kutu kesitli boruların küt burunlu olması dolayısıyla sürtünme etkisinin daha fazla olması ve ayrılma meydana gelmesidir. Aynı şekilde hem dairesel hem de kutu kesitli borular için kıvrımlı kanalda elde edilen rölatif denge oyulma derinlikleri, doğrusal kanalda elde edilenden daha büyüktür. Bunun da kıvrımlı kanaldaki helikoidal akım yapısından kaynaklandığı söylenebilir.



Şekil 6.16 $\theta = 45^{\circ}$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr² değişimi



Şekil 6.17 $\theta = 90^{\circ}$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Fr² değişimi

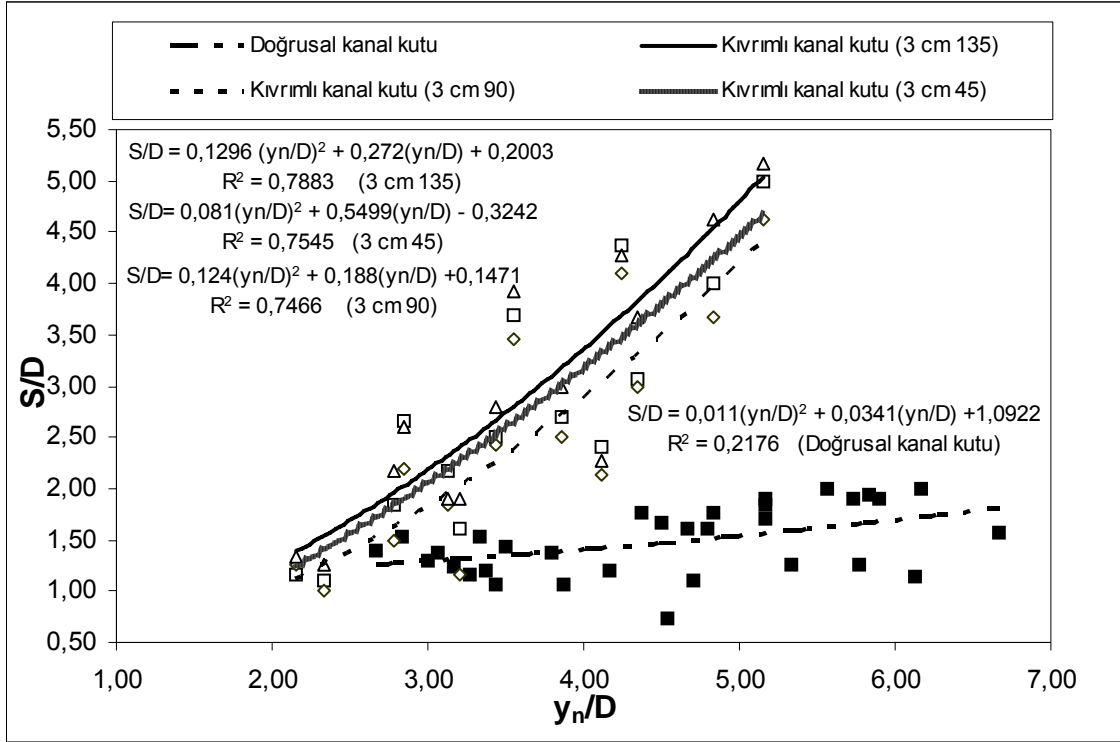


Şekil 6.18 $\theta = 135^{\circ}$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D- Fr^2 değişimi

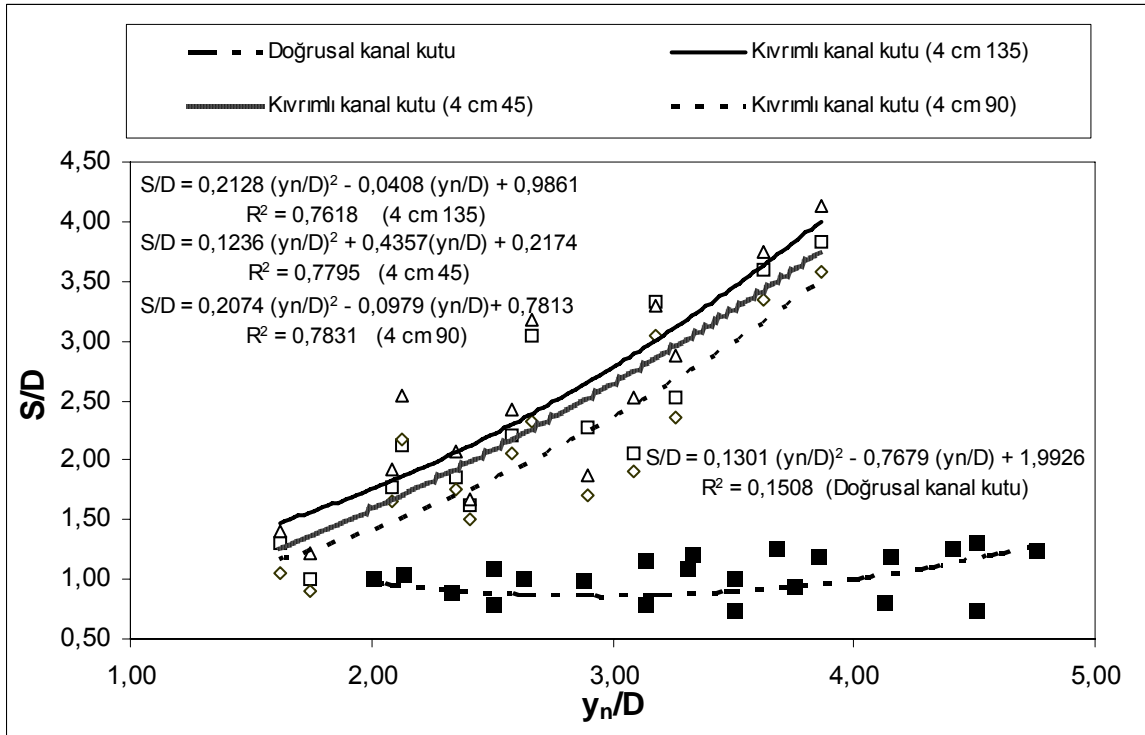
6.3 Rölatif Oyulma Derinliğinin (S/D); Rölatif Akım Derinliği (y_n/D) İle Değişimi

Şekil 6.19, Şekil 6.20 ve Şekil 6.21'de rölatif oyulma derinliği (S/D)'nin rölatif akım derinliği (y_n/D) ile değişimi verilmiştir. Şekil 6.19, Şekil 6.20 ve Şekil 6.21'de sırasıyla 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutundaki kutu kesitli borularda kıvrım boyunca elde edilen sonuçlar, Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda kutu kesitli borular için elde edilen veriler ile birlikte sunulmuştur. Rölatif akım derinliği y_n/D 'nin rölatif oyulma derinliği S/D'ye etkisi görülmüş ve y_n/D 'deki artışla S/D'nin kıvrım boyunca arttığı tespit edilmiştir.

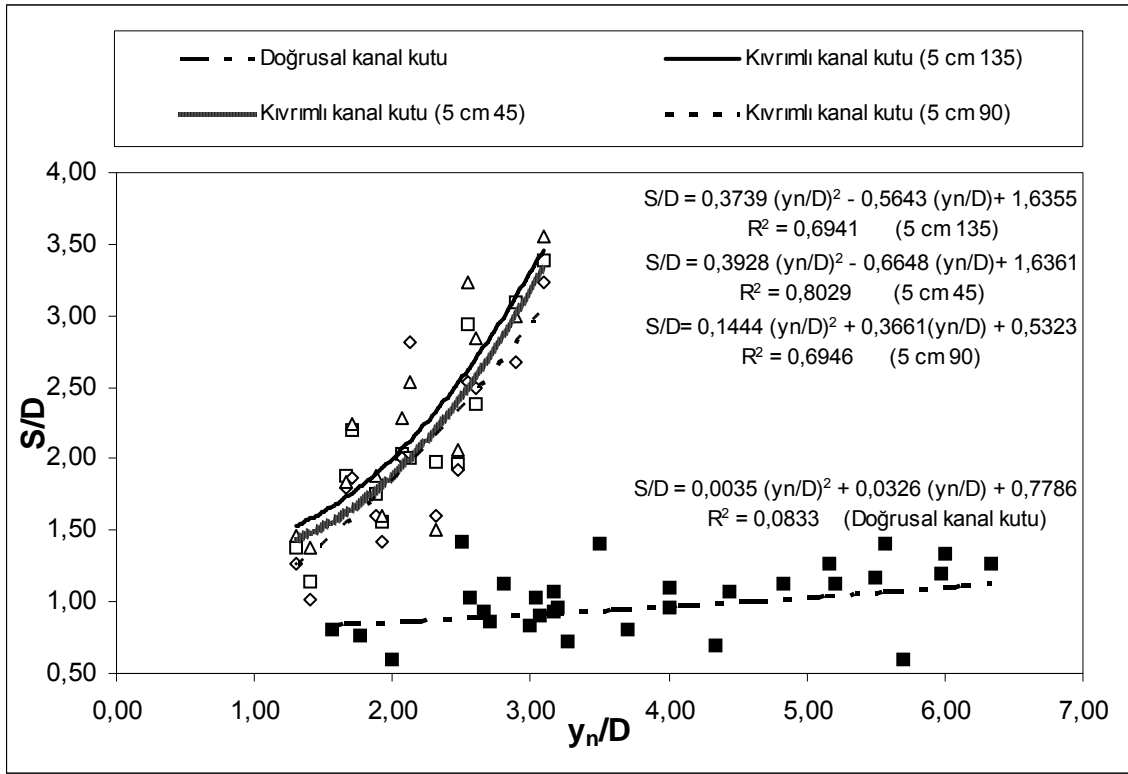
Kıvrımlı kanaldaki deney sonuçları iyi bir regresyon sağlarken, doğrusal kanaldaki deney sonuçlarında S/D ile y_n/D arasında net bir ilişki görülememiştir. Bu sonuç doğrusal kanalda regresyon katsayılarının düşük olmasından da anlaşılmaktadır.



Şekil 6.19 Kıvrım ve doğrusal kanal boyunca 3x3 cm'lik borular için S/D- y_n/D değişimi



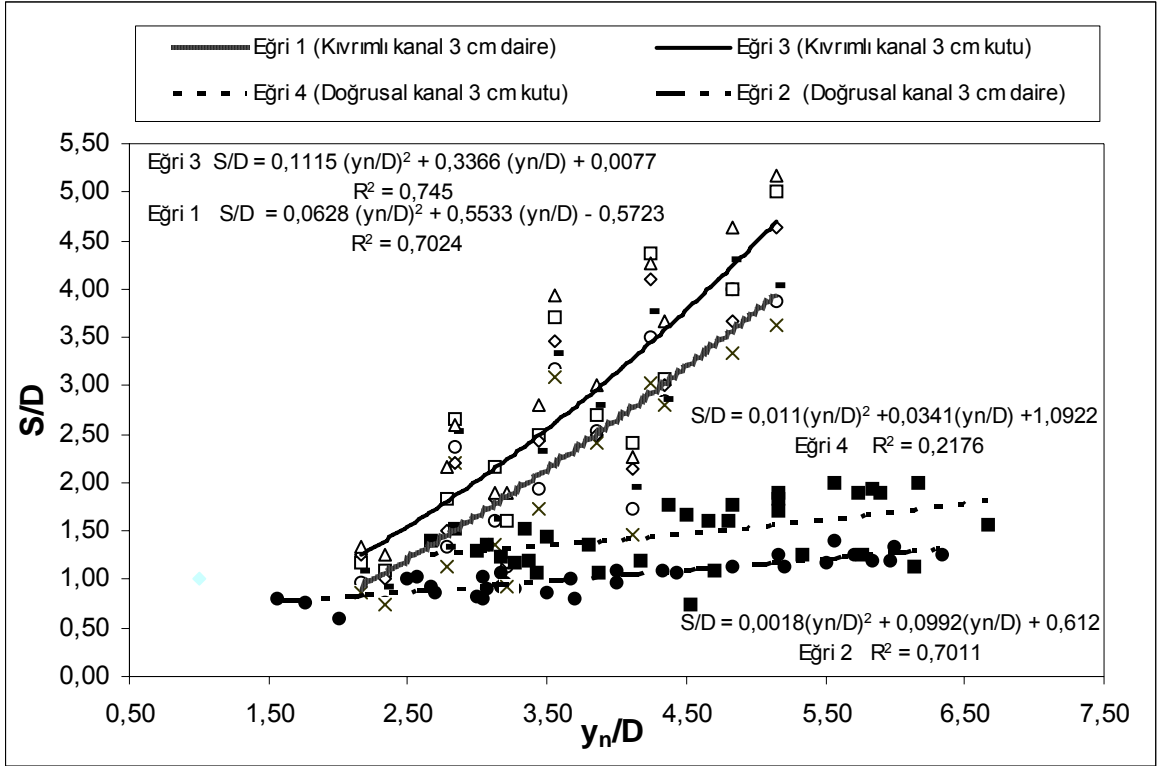
Şekil 6.20 Kıvrım ve doğrusal kanal boyunca 4x4 cm'lik borular için S/D- y_n/D değişimi



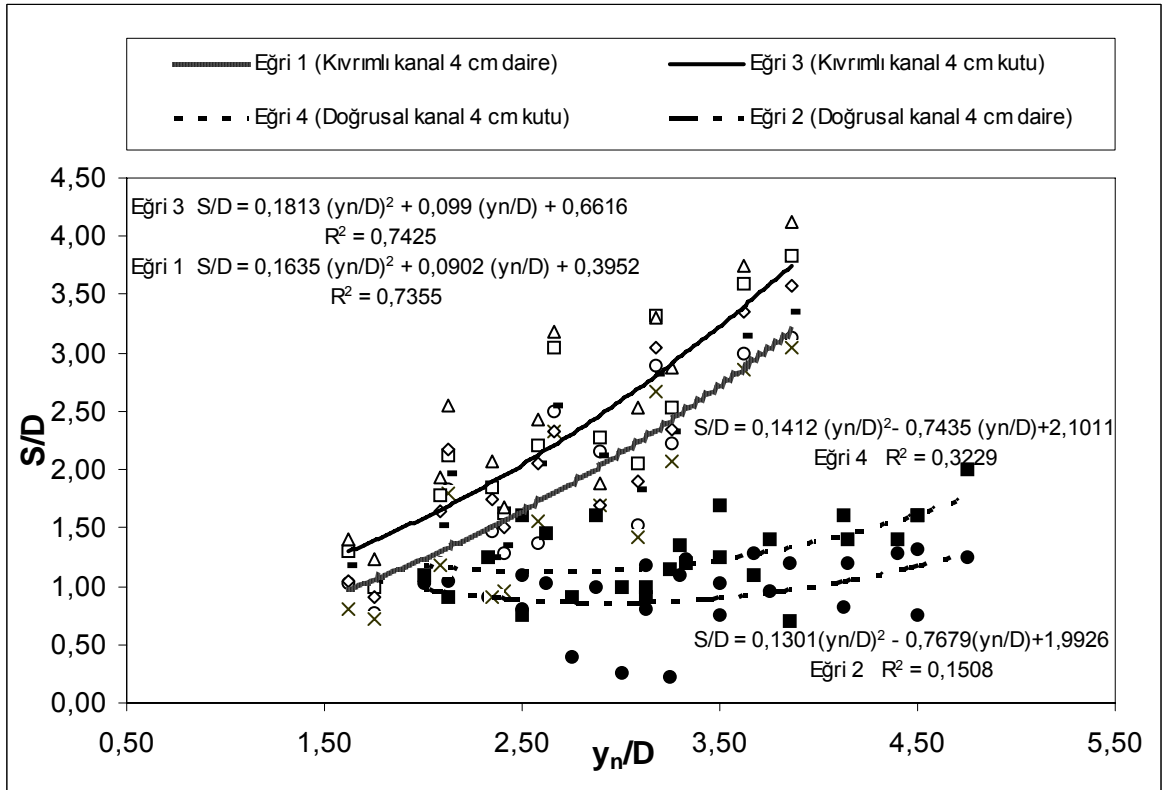
Şekil 6.21 Kıvrım ve doğrusal kanal boyunca 5x5 cm'lik borular için S/D- y_n/D değişimi

Şekil 6.22, Şekil 6.23 ve Şekil 6.24' de; sırasıyla 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutlarındaki kutu kesitli borular için bu çalışmada elde edilen sonuçlarla, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular için elde edilen veriler ve Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular için elde edilen veriler birlikte değerlendirmeye tabi tutulmuştur. Her üç şekildeki 1 nolu eğriler, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular, 2 ve 4 nolu eğriler Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular ve 3 nolu eğriler bu çalışmada kıvrım boyunca kutu kesitli borular için elde edilen verileri göstermektedir.

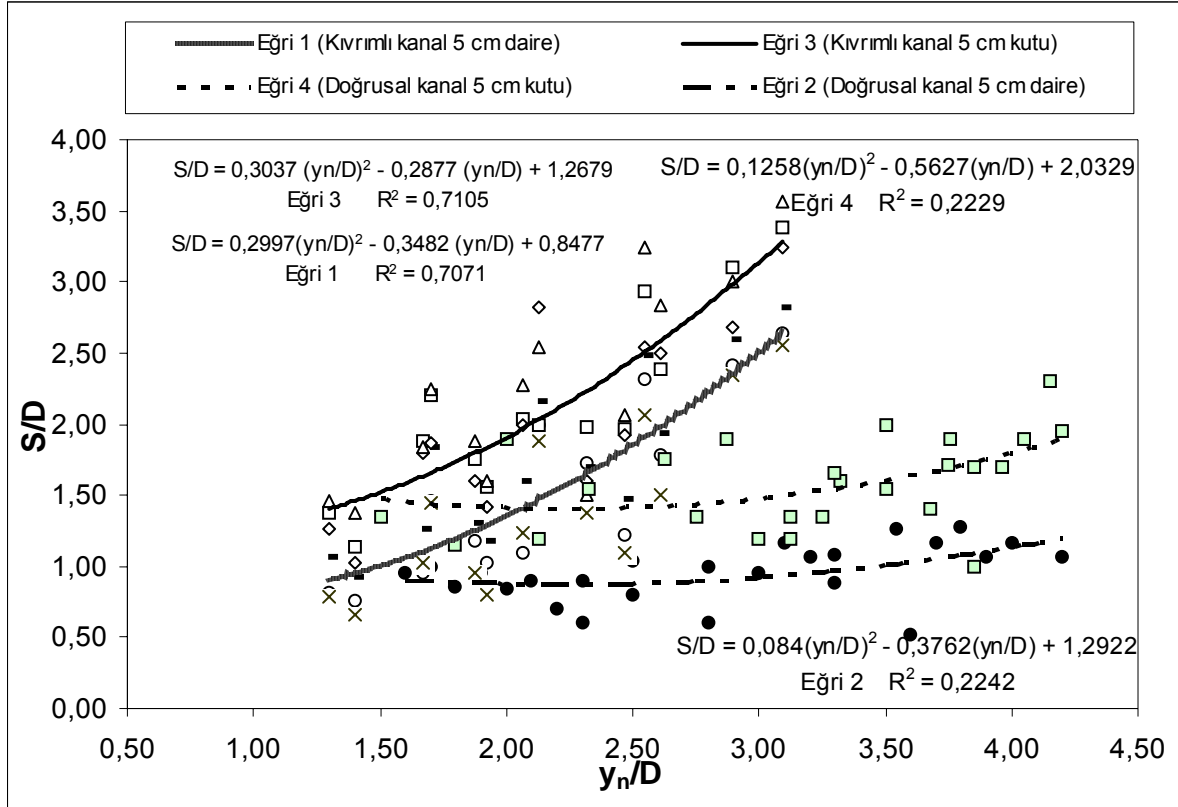
Chiew (1991), büyük rölatif akım derinliklerinde boru altında daha küçük boşluk akımı meydana geldiğini belirtmekte ve bu durumda daha az oyulma oluşacağını ifade etmektedir. Ancak bu çalışmada, kıvrımlı kanaldaki helikoidal akım yapısı dolayısıyla bunun tersi gözlenmiştir. Regresyon katsayılarının yüksek olması da bu durumu doğrulamaktadır.



Şekil 6.22 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=3 cm çaplı dairesel ve 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-y_n/D değişimi



Şekil 6.23 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=4 cm çaplı dairesel ve 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-y_n/D değişimi

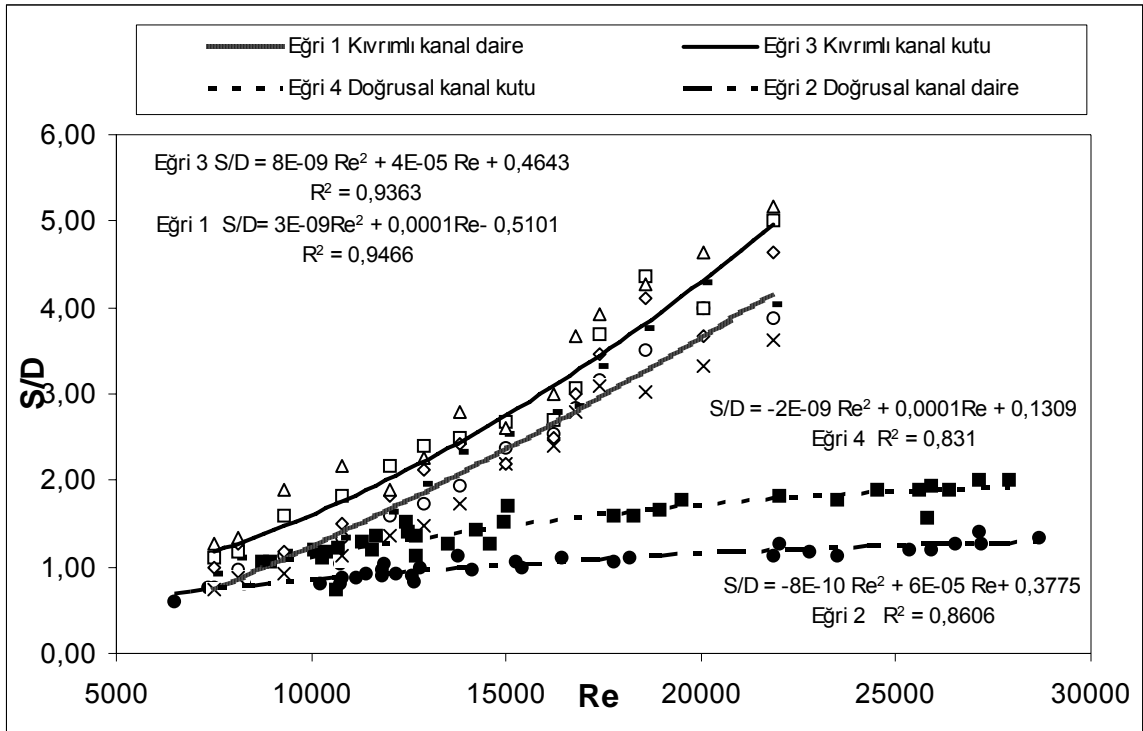


Şekil 6.24 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=5 cm çaplı dairesel ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-y_n/D değişimi

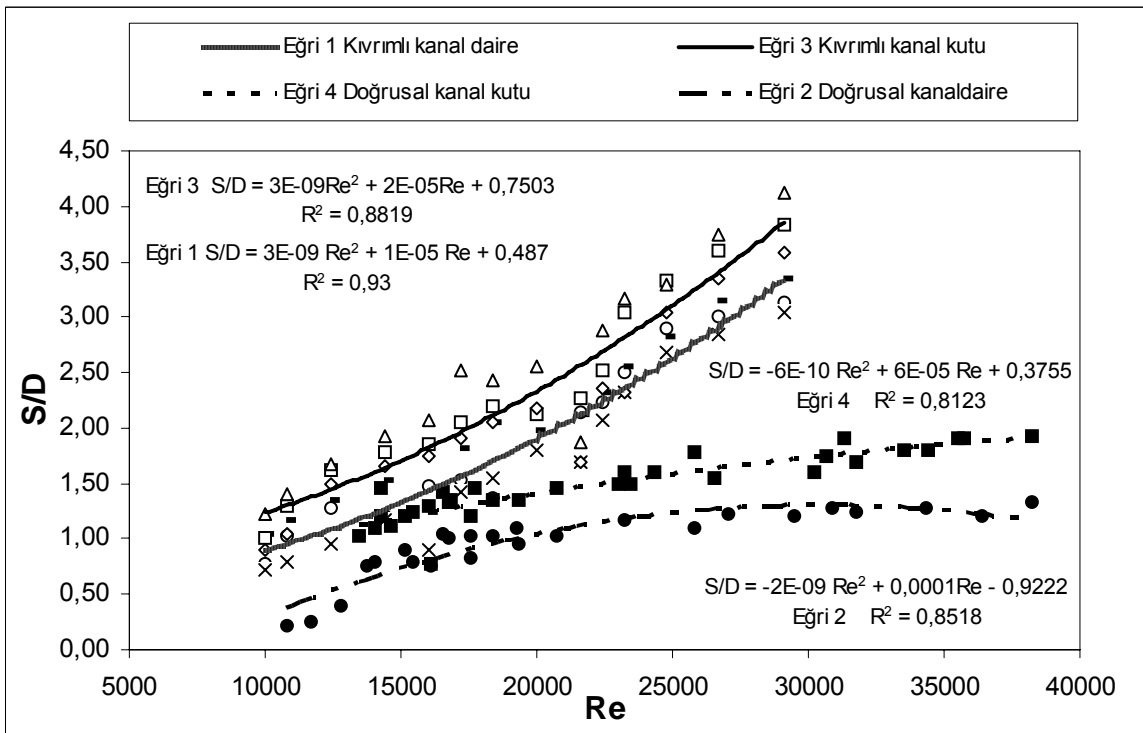
6.4 Rölatif Oyulma Derinliğinin (S/D); Boru Reynolds Sayısı (Re) İle İlişkisi

Şekil 6.25, Şekil 6.26 ve Şekil 6.27'de kıvrımlı kanalda rölatif oyulma derinliğinin boru Reynolds sayısı ile değişimi verilmiştir. Şekillerde S/D-Re değişimi sırasıyla 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutlarındaki kutu kesitli borular için bu çalışmada elde edilen sonuçlarla, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular için elde edilen veriler ve Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular için elde edilen sonuçlar birlikte verilmiştir. Her üç şekildeki 1 nolu eğriler, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular, 2 ve 4 nolu eğriler Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular ve 3 nolu eğriler bu çalışmada kıvrım boyunca kutu kesitli borular için elde edilen verileri göstermektedir.

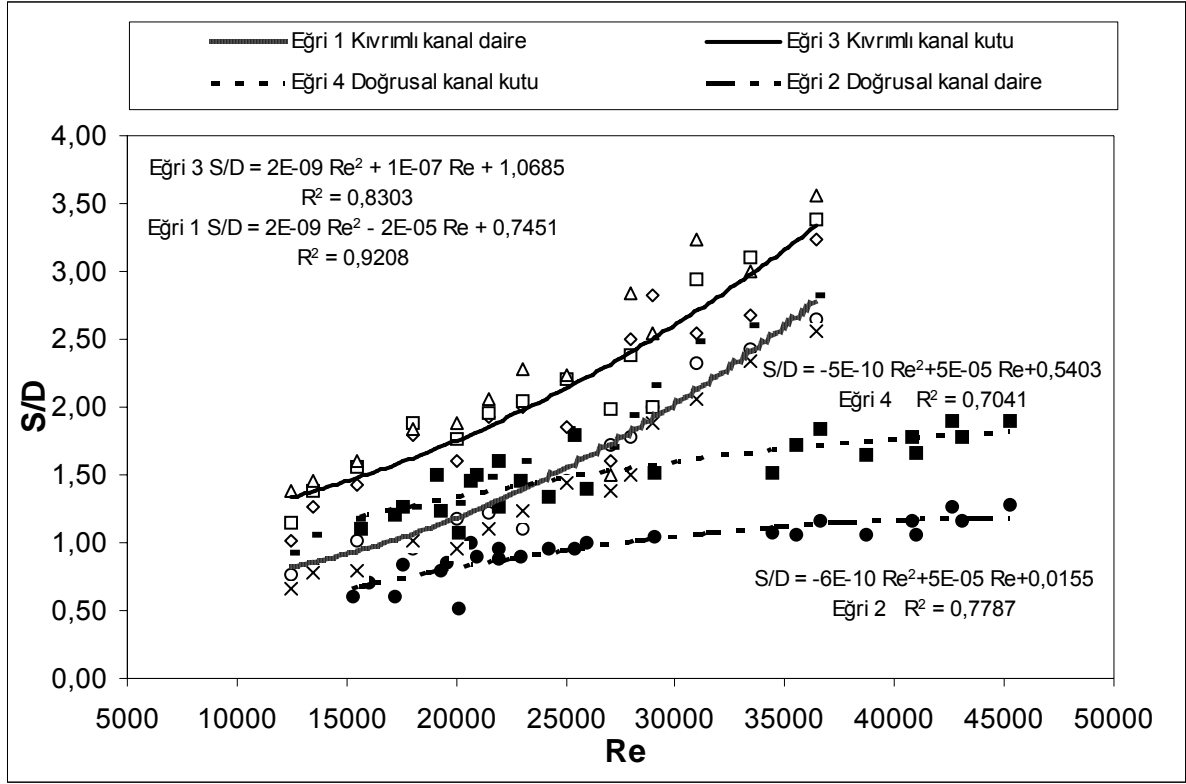
Kıvrımlı ve doğrusal kanalda elde edilen sonuçlardan çıkan eğrilerin oldukça iyi bir regresyona sahip olduğu ve rölatif oyulma derinliğinin boru Reynolds sayısının artmasıyla arttığı görülmektedir. Oysa Moncada ve Aguirre (1999), yaptıkları çalışmalarında S/D ve Re arasında net bir ilişki olmadığını belirtmişler ve boru Reynolds sayısının oyulma çukuru üzerindeki etkisini ihmal etmişlerdir.



Şekil 6.25 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca $D=3$ cm çaplı dairesel ve 3×3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D - Re değişimi



Şekil 6.26 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca $D=4$ cm çaplı dairesel ve 4×4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D - Re değişimi



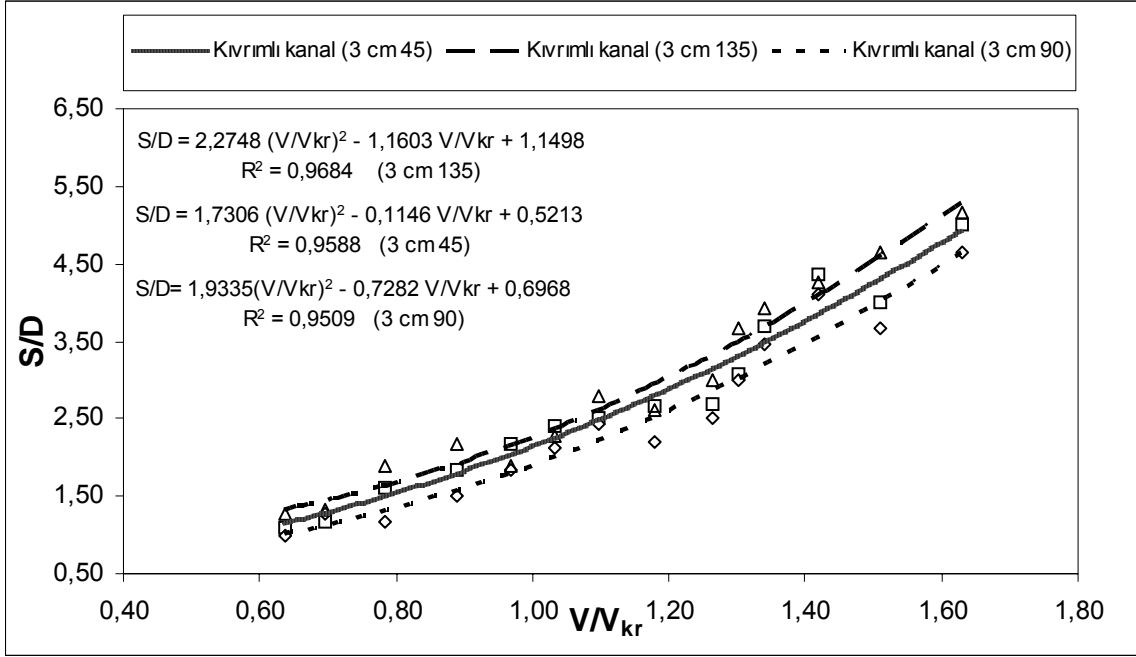
Şekil 6.27 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=5 cm çaplı dairesel ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-Re değişimi

6.5 Rölatif Oyulma Derinliğinin (S/D); Rölatif Hız (V/V_{kr}) ile İlişkisi

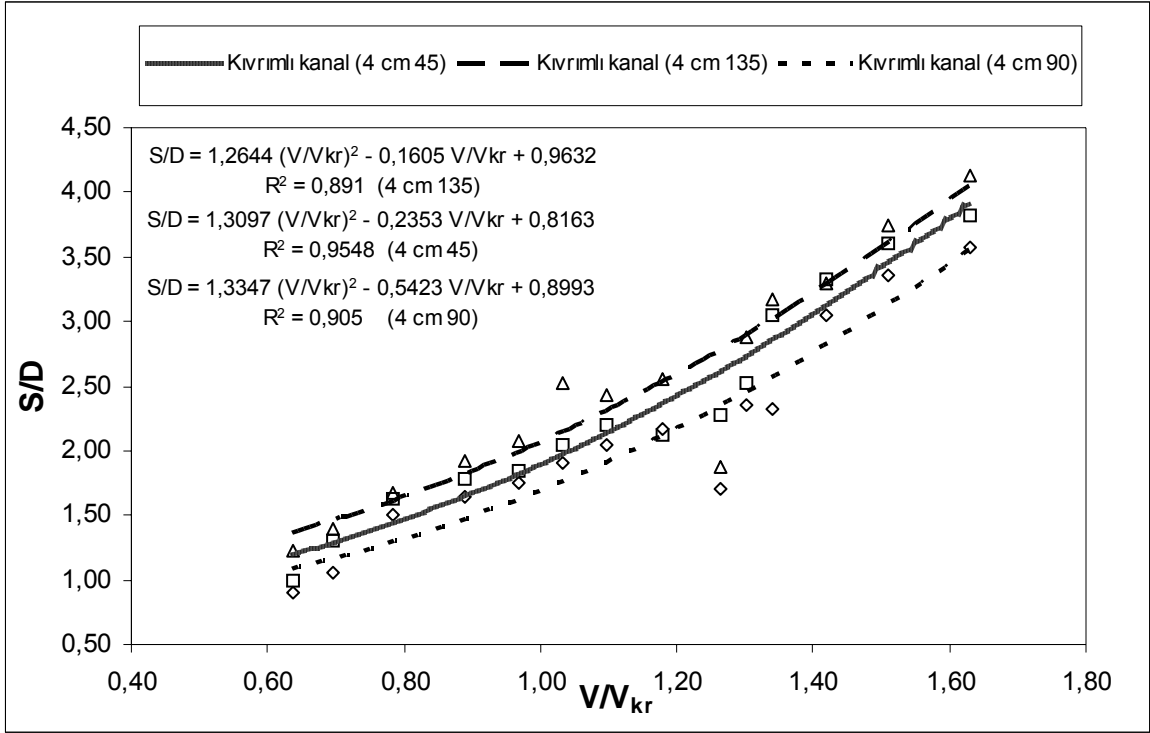
Şekil 6.28, Şekil 6.29 ve Şekil 6.30'da, sırasıyla 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutunda kutu kesitli borularda kıvrım boyunca rölatif oyulma derinliği (S/D)'nin rölatif hız (V/V_{kr}) ile değişimi verilmiştir. Farklı akım derinlikleri için kritik hız ifadesi (V_{kr}), (5.4) denkleminde elde edilmiştir.

Şekil 6.28, Şekil 6.29 ve Şekil 6.30'dan görüldüğü gibi oyulma $V/V_{kr} \approx 0,5$ civarında başlamaktadır ve V/V_{kr} 'deki artışla S/D nin arttığı görülmektedir. Literatüre bakıldığında, akıma bir engel yerleştirildiğinde (köprü ayağı gibi), oyulmanın $V/V_{kr} \approx 0,4-0,5$ civarında başladığı, $V/V_{kr} \approx 1,0$ civarında maksimum oyulma derinliği meydana geldiği (temiz su oyulması) ve daha sonra mambadan gelen taban malzemesi hareketine bağlı olarak oyulmanın azaldığı bilinmektedir. Buna göre akıma dik olarak yerleştirilen boru hatları etrafında temiz su oyulması, köprü ayaklarındakine benzer şekilde $V/V_{kr} \approx 0,5$ değerinde başlayıp $V/V_{kr} \approx 1,0$ 'e kadar artarken, hareketli taban oyulmasında V/V_{kr} 'deki artışa paralel olarak S/D'nin artmaya devam ettiği görülmektedir. Buradan, hareketli taban halinde, engelin önündeki ve arkasındaki vorteks sistemlerin etkisinin kaybolduğu, buna karşılık akım hızının (dolayısıyla boru altından geçen jetin) doğrudan taban malzemesinin hareketine etki ettiği anlaşılmaktadır.

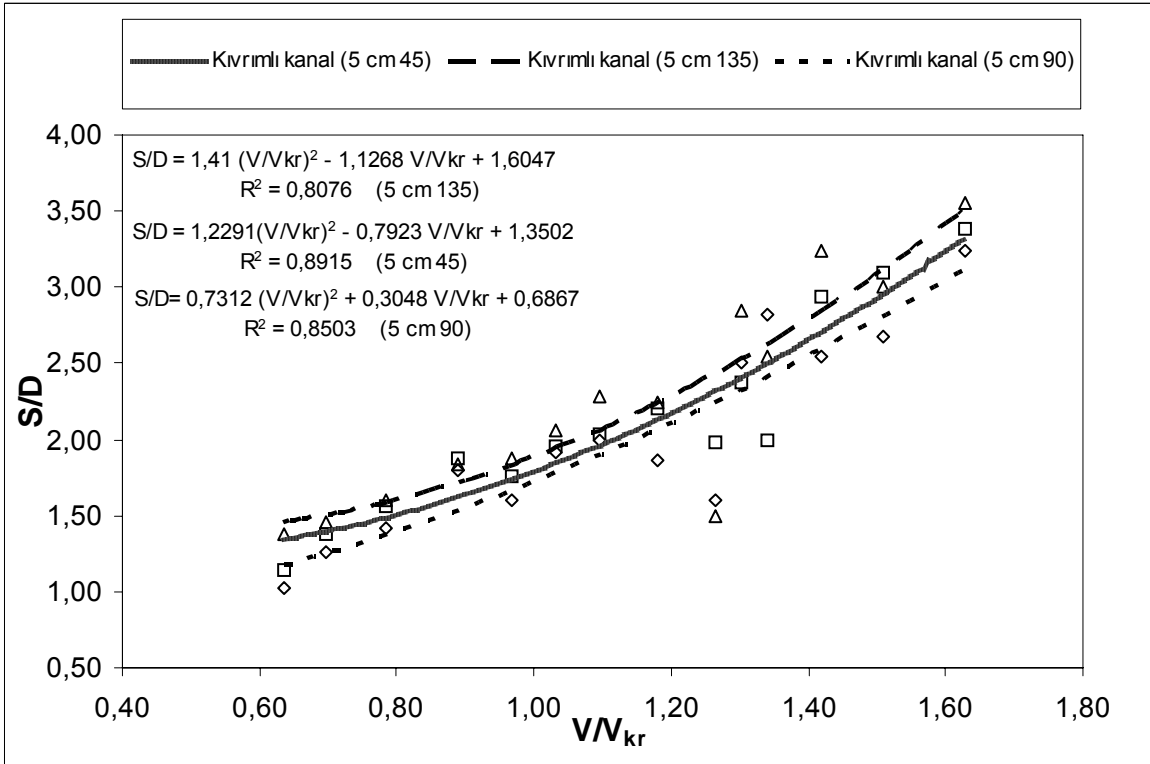
Aynı boyutlu boru dikkate alındığında V/V_{kr} 'e göre büyük oyulma derinliği $\theta=135^0$ 'de görülürken en küçük oyulma derinliği $\theta=90^0$ 'de oluşmaktadır. Maksimum oyulma derinliğinin $\theta=135^0$ 'de elde edilmesi, helikoidal akımın maksimum şiddete bu civarda ulaşması nedeniyle. $\theta=45^0$ 'deki oyulma derinliğinin $\theta=90^0$ 'den daha büyük olması ise maksimum hız yörüngesinin $\theta=30^0 - 45^0$ civarında dış kıyıya yönelmesi ve akımın dış kıyıya doğru ilave bir atalet kazanmasıdır.



Şekil 6.28 Kıvrım boyunca 3x3 cm'lik kutu kesitli borular için S/D- V/V_{kr} değişimi



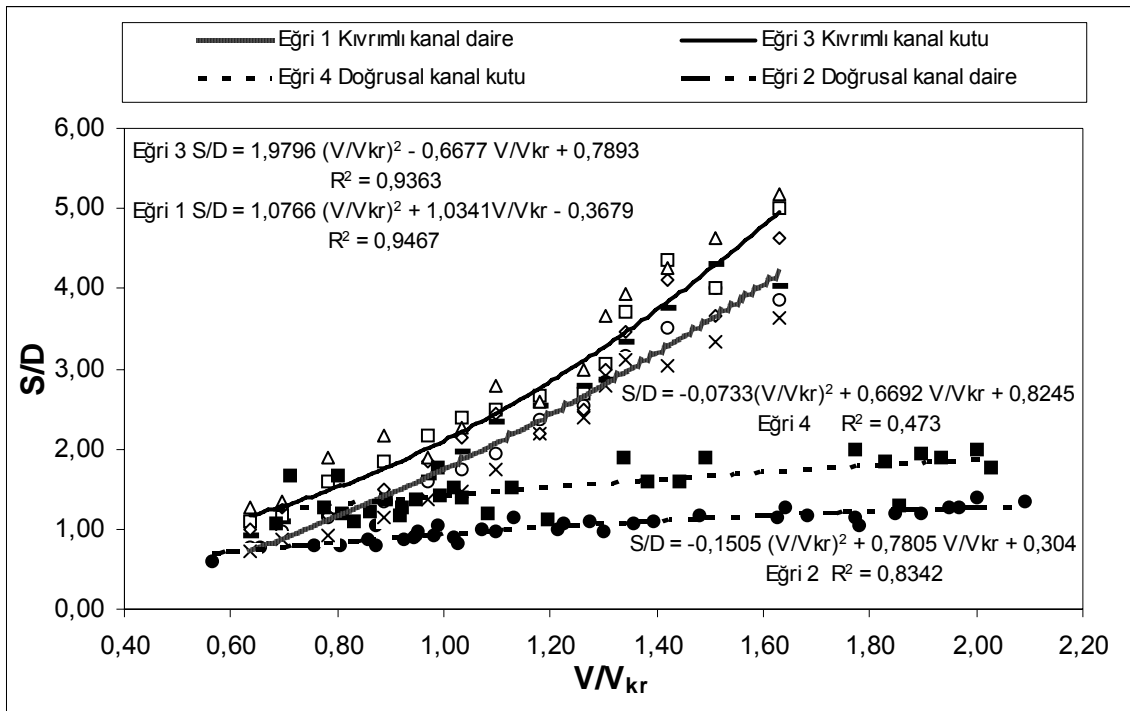
Şekil 6.29 Kıvrım boyunca 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D- V/Vkr değişimi



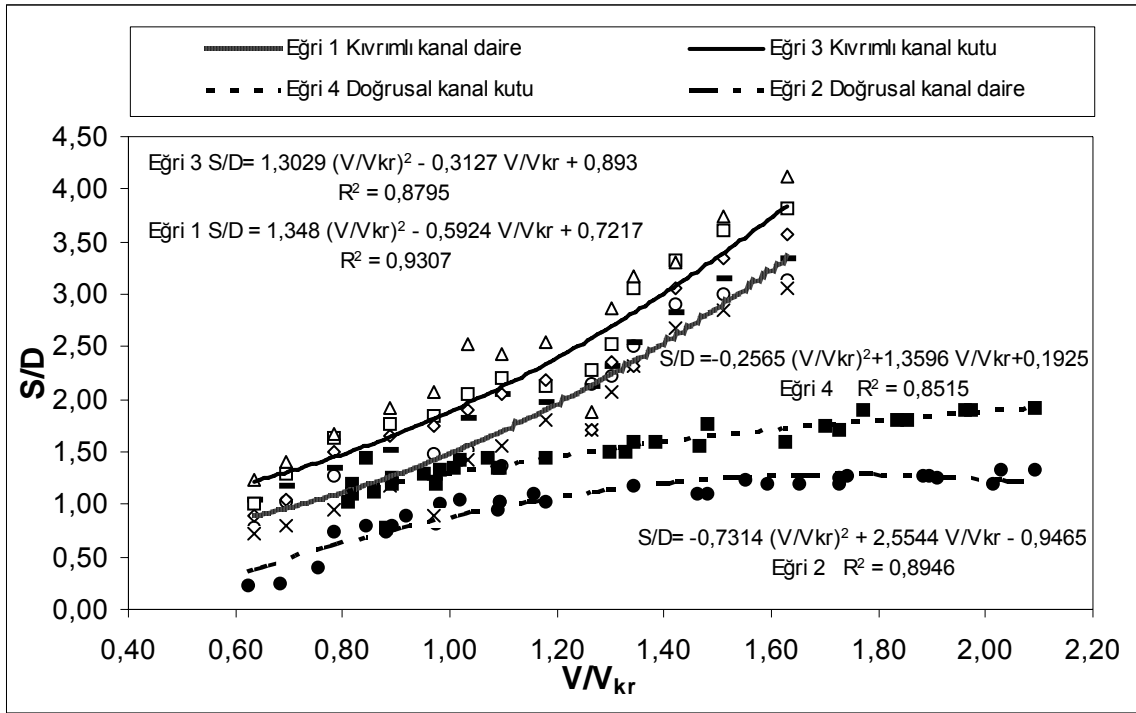
Şekil 6.30 Kıvrım boyunca 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D- V/Vkr değişimi

Şekil 6.31, Şekil 6.32 ve Şekil 6.33’de kıvrımlı kanalda rölaf oyulma derinliğinin rölaf hız ile değişimi verilmiştir. Şekillerde S/D-Vkr değişimi sırasıyla 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutlarındaki kutu kesitli borular için bu çalışmada elde edilen sonuçlarla, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular için elde edilen veriler ve Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular için elde edilen sonuçlar birlikte verilmiştir. Her üç şekildeki 1 nolu eğriler, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular, 2 ve 4 nolu eğriler Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular ve 3 nolu eğriler bu çalışmada kıvrım boyunca kutu kesitli borular için elde edilen verileri göstermektedir.

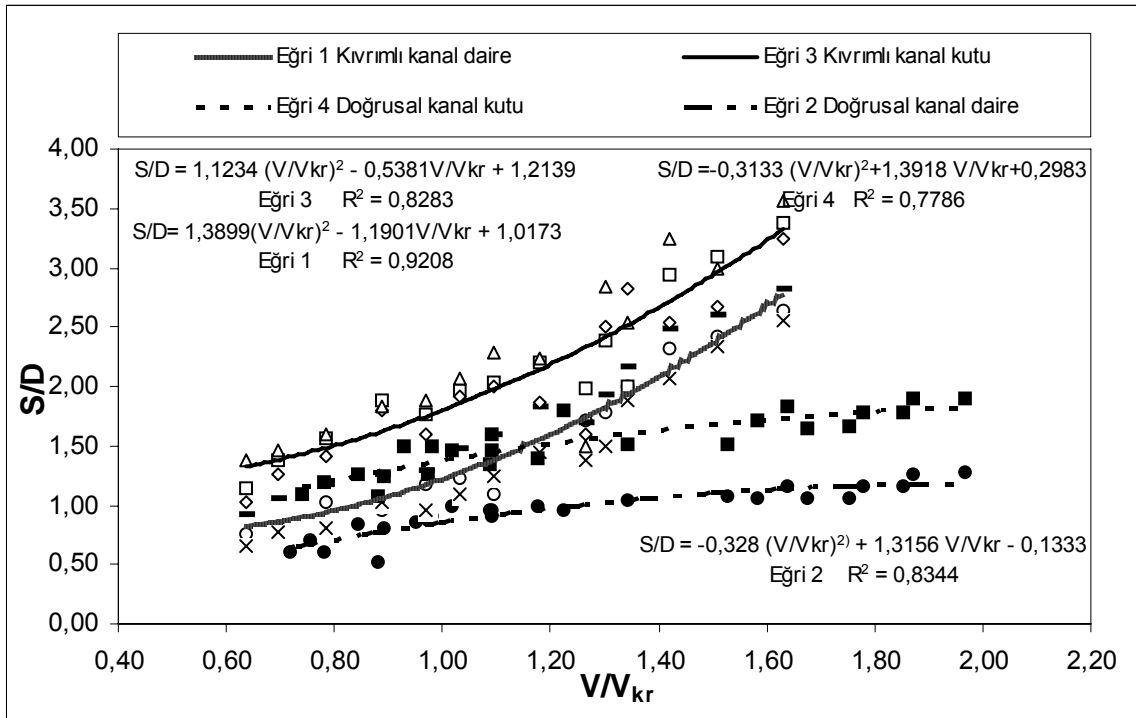
Şekillerden görüldüğü gibi $V/V_{kr} \approx 1,0$ değerinden itibaren V/V_{kr} ’in artan değerlerinde hareketli taban oyulması oluşmakta ve kıvrımlı kanaldaki rölaf oyulma derinliği doğrusal kanala göre artış göstermektedir. Bunun nedeni kıvrımlı kanaldaki sürtünme, merkezkaç ve atalet kuvvetlerinin oluşturduğu helikoidal akımdır.



Şekil 6.31 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=3 cm çaplı dairesel ve 3x3 cm’lik kutu kesitli borular için S/D-V/Vkr değişimi



Şekil 6.32 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=4 cm çaplı dairesel ve 4x4 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-V/Vkr değişimi

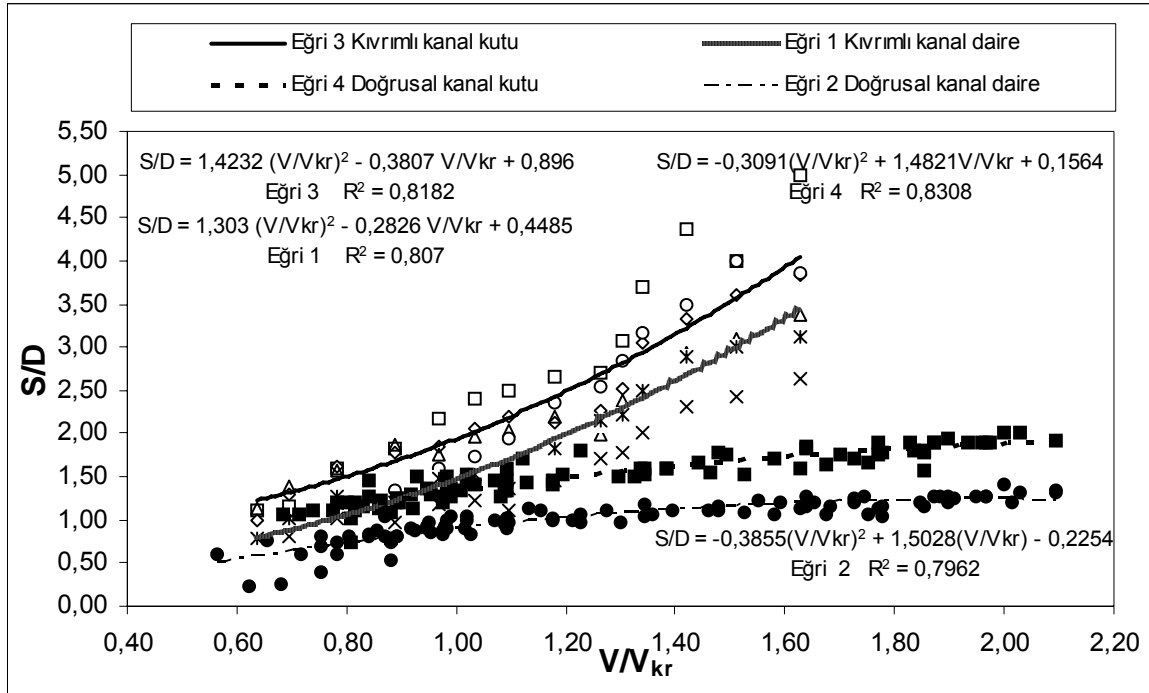


Şekil 6.33 Doğrusal ve kıvrımlı kanal boyunca D=5 cm çaplı dairesel ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-V/Vkr değişimi

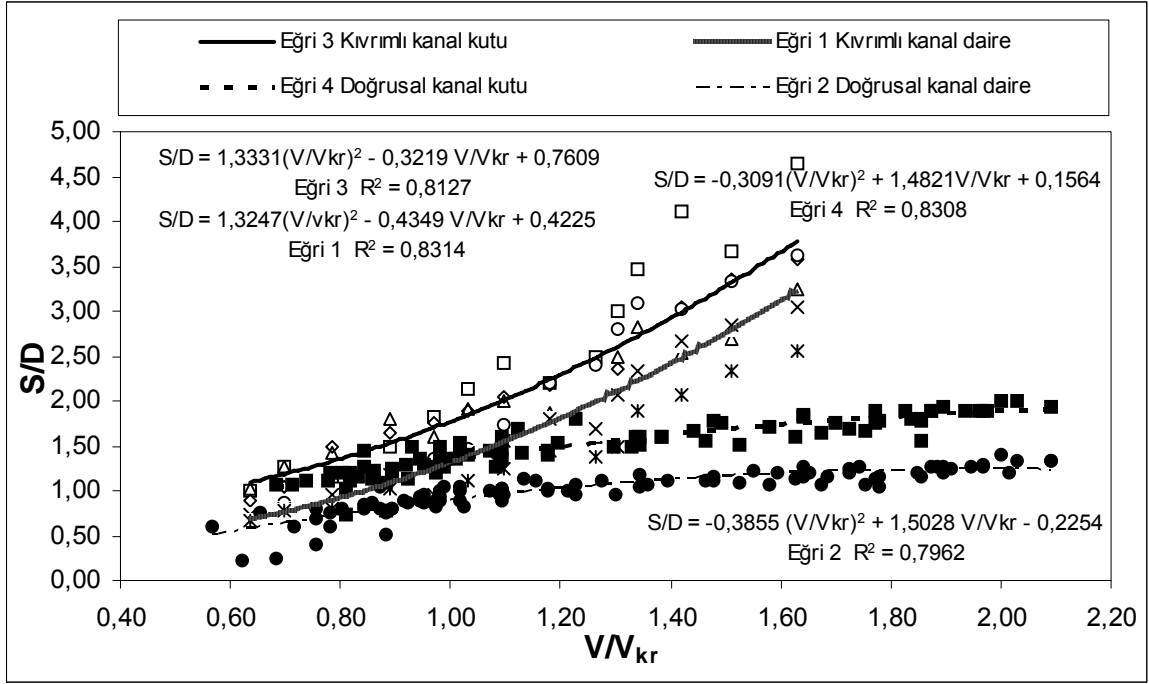
Şekil 6.34, Şekil 6.35 ve Şekil 6.36'da, 3x3, 4x4 ve 5x5 cm boyutlarındaki kutu kesitli boruların sırasıyla $\theta = 45^\circ$, $\theta = 90^\circ$ ve $\theta = 135^\circ$ kıvrım açılarında elde edilen sonuçları ile İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular için elde edilen veriler ve Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular için elde edilen veriler birlikte değerlendirmeye tabi tutulmuştur. Her üç şekildeki 1 nolu eğriler, İsmailoğlu (2005) tarafından kıvrım boyunca dairesel kesitli borular, 2 ve 4 nolu eğriler, Yıldırım (2004) tarafından doğrusal kanalda dairesel ve kutu kesitli borular, 3 nolu eğriler, bu çalışmada kıvrım boyunca kutu kesitli borular için elde edilen verileri göstermektedir.

Şekiller incelendiğinde hem doğrusal kanalda hem de kıvrımlı kanalda, kutu kesitli borular için elde edilen rölatif denge oyulma derinlikleri dairesel kesitli borular için elde edilen rölatif denge oyulma derinliklerinden daha büyüktür. Bunun sebebi kutu kesitli boruların küt burunlu olması dolayısıyla sürtünme etkisinin daha fazla olması ve ayrılma meydana gelmesidir. Aynı şekilde hem dairesel hem de kutu kesitli borular için kıvrımlı kanalda elde edilen rölatif denge oyulma derinlikleri, doğrusal kanalda elde edilenden daha büyüktür. Bunun da kıvrımlı kanaldaki helikoidal akım yapısından kaynaklandığı söylenebilir.

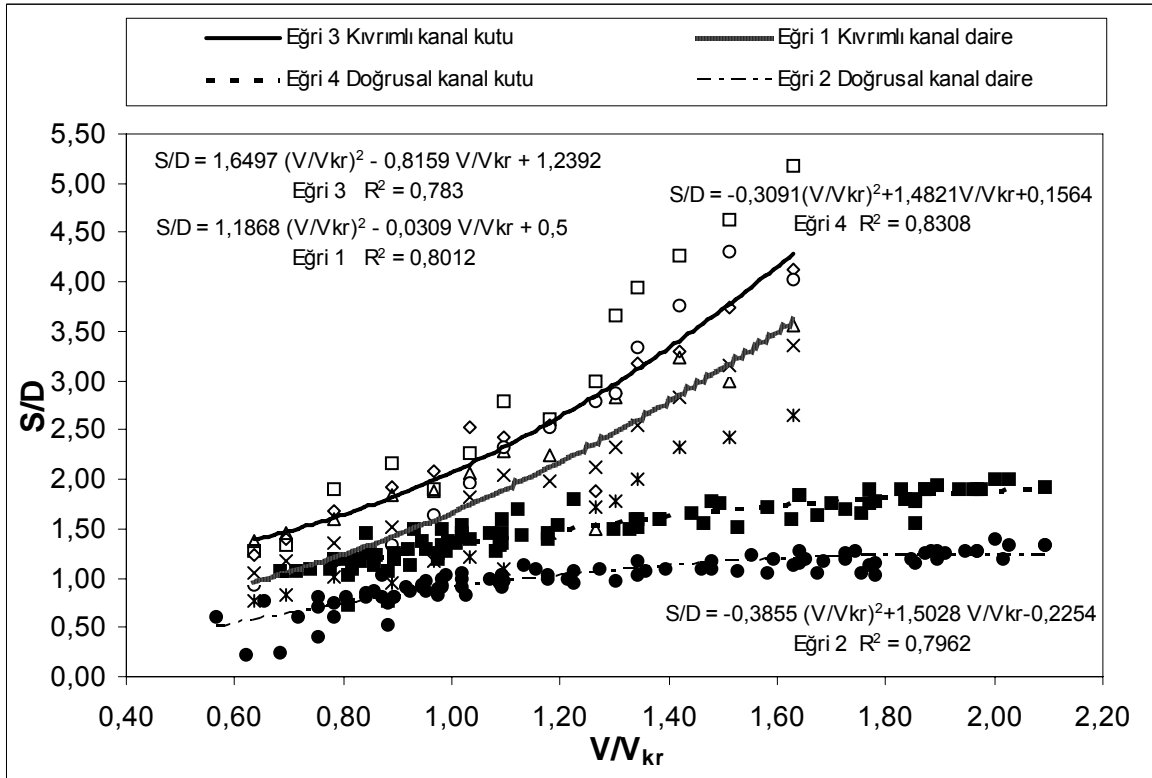
Tüm eğrilerde regresyon katsayılarının yeterince yüksek olduğu, dolayısıyla rölatif oyulma derinliği ile rölatif hız arasında hem doğrusal hem de kıvrımlı kanalda kuvvetli bir ilişkinin bulunduğu ortaya çıkmaktadır.



Şekil 6.34 $\theta = 45^\circ$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D-V/Vkr değişim



Şekil 6.35 $\theta = 90^\circ$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D - V/V_{kr} değişim



Şekil 6.36 $\theta = 135^\circ$ 'de ve doğrusal kanalda 3, 4 ve 5 cm çaplı dairesel kesitli borular ile 3x3, 4x4 ve 5x5 cm'lik kutu kesitli borular için S/D - V/V_{kr} değişim

6.6 Regresyon Analizi

6.6.1 Giriş

Bir çok mühendislik problemlerinde iki ya da daha çok sayıda rastgele değişkenin aynı gözlem sırasında aldıkları değerlerin birbirinden istatistik bakımdan bağımsız olmadığını, dolayısıyla bu değişkenler arasında bir ilişki bulunduğunu görülür. İki değişken arasında bir ilişki bulunması bunlardan birinin diğerinden etkilenmesi, ya da her iki değişkenin başka değişkenlerden birlikte etkilenmelerinden kaynaklanır.

Regresyon analizinin temelinde; gözlenen bir olayın değerlendirilirken, hangi olayların etkisi içinde olduğunun araştırılması yatar. Etki eden olaylar bir veya birden çok olabileceği gibi dolaylı veya doğrudan etkileyebilir. Regresyon analizi yapılırken, gözlem değerlerinin ve etkilenilen olayların bir matematiksel gösterimle, yani bir fonksiyon yardımıyla ifadesi gerekmektedir. Kurulan bu modele regresyon modeli denilmektedir.

Regresyon analizinin amacı, göz önüne alınan değişkenler arasında anlamlı bir ilişki bulunup bulunmadığını belirlemek, böyle bir ilişki varsa bu ilişkiyi ifade eden regresyon denklemini elde etmek ve bu denklemi kullanarak yapılacak tahminlerin güven aralıklarını hesaplamaktır.

Regresyon analizi yapılırken kurulan matematiksel modelde yer alan değişkenler, bir bağımlı değişken ile bir veya birden çok bağımsız değişkenden oluşmaktadır. Bağımsız değişkenler kurulacak modelde bir değişkenli olarak ele alınır, basit doğrusal regresyon, birden fazla bağımsız değişkenli olarak alınır, çoklu regresyon modeli konusunu oluşturmaktadır.

6.6.2 Denklem Modeli

Basit Doğrusal Regresyon Modeli: $Y = a + bX + e_i$

Çoklu Regresyon Modeli: $Y = a + bX_1 + cX_2 + dX_3 + \dots + e_i$

Y : Bağımlı değişken

X_1, X_2, X_3, \dots : Bağımsız değişkenler

a, b, c, d, \dots : Katsayılar

e_i : Hata terimi

Korelasyon Analizinde, bir anakütleden seçilmiş en az iki veya daha fazla örnek grup alınarak, bu gruplar arasındaki etkileşime bir katsayı yardımıyla bakılır. Bu katsayı

korelasyon katsayısıdır ve r ile gösterilir. Korelasyon analizinin yapılacağı gruplar (bunlara değişken de diyebiliriz) arasında etkileşime bakılırken, regresyon analizinde olduğu gibi bağımlı değişken veya bağımsız değişken olma şartı aranmaz. Korelasyonuna bakılacak olan değişken gruplar ikiden fazla olsalar dahi ikili olarak ele alınırlar ve bu ikili değişkenlerin etkileşimi, katsayı yardımıyla yön ve kuvvet olarak tayin edilirler.

Korelasyon katsayısı, değişkenlerin yönü, etkileşimlerin nasıl olduğu hakkında bilgi verir. Korelasyon katsayısı -1 ile +1 arasında değişen değerler alır. Katsayı; etkileşimin olmadığı durumda 0, tam ve kuvvetli bir etkileşim varsa 1, ters yönlü ve tam bir etkileşim varsa -1 değerini alır. Korelasyon katsayısının yorumunu, tam değerler dışında ara değerler için yapmak oldukça güçtür. Ara değerler için katsayı değerlendirirken, örnek gözlem sayısı (n) oldukça önemlidir. Çok fazla gözleme dayanan değerlendirmelerde 0.25'e kadar düşmüş bir korelasyon katsayısı bile anlamlı sayılabilmektedir. Fakat az sayıda, 10-15 gözleme dayanan değerlendirmelerde korelasyon katsayısının 0.71 üstünde olması beklenir. Anakütleye göre normal sayılacak kadar bir gözlem sayısı alınarak bakılmış gözlem grupları için genellikle, 0-0.49 arasında ise korelasyon zayıf, 0.5-0.74 arasında ise orta derecede, 0.75-1 arasında ise kuvvetli ilişki vardır.

6.6.3 Korelasyon Katsayısının Hesaplanması

6.6.3.1 Belirli Sayıda Gözlem Değerinden Oluşan Oluşan İki Grup İçin Hesaplanması

X ve Y diye adlandırabileceğimiz n adet gözlem değerine ait, iki değişken grup varsa, (iki grup aralarında neden sonuç ilişkisi olan gruplar da olabilir) bu gruplar arasındaki korelasyona, aşağıda verilen formül dahilinde, açıklamalarda belirtilmiş işlemler yapılarak bakılmaktadır.

$$r = \frac{\sum x \cdot y}{\sqrt{(\sum x^2)(\sum y^2)}} \quad (6.1)$$

1. X ve Y, n adet gözlemde oluşan iki değişken gözlem dizidir.
2. $(Y - \bar{Y}) = y$ olarak, $(X - \bar{X}) = x$ olarak ifade edilirler. Tüm gözlem değerleri ortalamadan çıkarılarak x ve y dizileri oluşturulur.

3. x ile y dizisinin değerleri teker teker çarpılır. Toplamları bulunur.
4. x dizisinin ve y dizisinin ayrı ayrı kareleri alınır. Toplamları bulunur.
5. x ile y dizisinin çarpılarak toplamları alınmış değer, x dizisinin karesi alınarak toplamı bulunmuş değer ile y dizisinin çarpılarak toplamları alınmış değere bölünür.

6.6.3.2 Belirli Sayıda Gözlem Değerinden Oluşan İkiden Fazla Grup İçin Hesaplanışı

Y, X_1, X_2, X_3, \dots diye adlandırabileceğimiz n adet gözlem değerine ait, ikiden fazla değişken grup varsa (aralarında neden sonuç ilişki olan gruplar da olabilir), bu gruplar arasındaki korelasyona, aşağıda verilen formüller dahilinde, açıklamalarda belirtilmiş işlemler yapılarak ikili ilişkiler şeklinde bakılmaktadır. Aşağıda formülleri verilmiş ve aralarında korelasyon ilişkisi aranan değişken diziler, Y, X_2, X_3 'dr.

Y ile X_2 arasındaki korelasyon katsayısı;

$$r_{YX_2} = \frac{\sum y \cdot x_2}{\sqrt{x_2^2} \cdot \sqrt{y^2}} \quad (6.2)$$

Y ile X_3 arasındaki korelasyon katsayısı;

$$r_{YX_3} = \frac{\sum y \cdot x_3}{\sqrt{x_3^2} \cdot \sqrt{y^2}} \quad (6.3)$$

X_2 ile X_3 arasındaki korelasyon katsayısı;

$$r_{X_2X_3} = \frac{\sum x_2 \cdot x_3}{\sqrt{x_2^2} \cdot \sqrt{x_3^2}} \quad (6.4)$$

X_3 ile X_2 arasındaki korelasyon katsayısı;

$$r_{X_3X_2} = \frac{\sum x_3 \cdot x_2}{\sqrt{x_3^2} \cdot \sqrt{x_2^2}} \quad (6.5)$$

1. Y, X_2, X_3 ; n adet gözlemden oluşan üç değişken gözlem dizidir.
2. $(Y - \bar{Y}) = y$; $(X_2 - \bar{X}_2) = x_2$; $(X_3 - \bar{X}_3) = x_3$ olarak ifade edilirler. Tüm gözlem değerleri ortalamadan çıkarılarak x'ler ve y dizileri oluşturulur.

3. İki değişkenli diziler için gerçekleştirilen işlemler, üç değişkenli diziler için de yukarıdaki formüllerde yazan değerler için gerçekleştirilir.

Hesaplanacak korelasyon katsayısının yorumu, yine n sayısı dikkate alınarak yapılmaktadır.

6.6.4 Matematiksel Denklem Modeli ve Korelasyon Katsayısı

Çoklu regresyon modeli;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad (6.6)$$

$$\sum y = \sum ax_1 + \sum bx_2 + c_n \quad (6.7)$$

$$\sum yx_1 = \sum ax_1^2 + \sum bx_2x_1 + c_nx_1$$

$$\sum yx_2 = \sum ax_1x_2 + \sum bx_2^2 + c_nx_2$$

$$\begin{pmatrix} \sum x_1 & \sum x_2 & c_n \\ \sum x_1^2 & \sum x_1x_2 & x_1c_n \\ \sum x_1x_2 & \sum x_2^2 & x_2c_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a \\ b \\ c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum y \\ \sum yx_1 \\ \sum yx_2 \end{pmatrix} \quad (6.8)$$

Matematiksel ifadenin çözümünden a, b ve c değerleri elde edilir.

Yapılan boyut analizi sonucu bulunan parametreler arasından S/D, Re, y_n/D ve Fr^2 seçilerek aralarındaki ilişki gözlenmiştir. Aşağıda kıvrımlı kanalın $45^0, 90^0, 135^0$ lik merkez açılara yerleştirilen 3x3, 4x4 ve 5x5cm boyutundaki kutu kesitli borular için yapılan deneyler sonucunda elde edilen S/D, Re, Fr^2 ve y_n/D değerleri kullanılarak oluşturulan ikili regresyon analizleri verilmiştir

1) 3x3 cm boyutlu, 45^0 merkez açılı boru için S/D, Fr^2 ve y_n/D arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a=13,63 \quad b=0,09 \quad c=-0,57$$

$$y = 13,63 x_1 + 0,09 x_2 - 0,57$$

S/D = 13,63 Fr^2 + 0,09 y_n/D - 0,57 denklemi elde edilir.

r = 0,93 bulunur.

2) 3x3 cm boyutlu, 90° merkez açılı boru için S/D, Fr² ve y_n/D arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 13,14 \quad b = 0,081 \quad c = -0,66$$

$$y = 13,14 x_1 + 0,081 x_2 - 0,66$$

6denklemini elde edilir.

$$r = 0,92 \quad \text{bulunur.}$$

3) 3x3 cm boyutlu, 135° merkez açılı boru için S/D, Fr² ve y_n/D arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 13,64 \quad b = 0,168 \quad c = -0,65$$

$$y = 13,64 x_1 + 0,168 x_2 - 0,65$$

S/D = 13,64 Fr² + 0,168 y_n/D - 0,65 denklemini elde edilir.

$$r = 0,95 \quad \text{bulunur.}$$

4) 3x3 cm boyutlu, 45° merkez açılı boru için S/D, Fr² ve Re arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = -13,27 \quad b = 0,0005 \quad c = -1,39$$

$$y = -13,27 x_1 + 0,0005 x_2 - 1,39$$

S/D = -13,27 Fr² + 0,0005 Re - 1,39 denklemini elde edilir.

$$r = 0,95 \quad \text{bulunur.}$$

5) 3x3 cm boyutlu, 90° merkez açılı boru için S/D, Fr² ve Re arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = -12,11 \quad b = 0,0004 \quad c = -1,44$$

$$y = -12,11 x_1 + 0,0004 x_2 - 1,44$$

S/D = -12,11 Fr² + 0,0004 Re - 1,44 denklemini elde edilir.

$$r = 0,94 \quad \text{bulunur.}$$

6) 3x3 cm boyutlu, 135° merkez açılı boru için S/D, Fr² ve Re arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 3,25 \quad b = 0,0002 \quad c = -0,837$$

$$y = 3,25 x_1 + 0,0002 x_2 - 0,837$$

S/D = 3,25 Fr² + 0,0002 Re - 0,837 denklemini elde edilir.

$$r = 0,95 \quad \text{bulunur.}$$

7) 4x4 cm boyutlu, 45⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve y_n/D arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 9,122 \quad b = 0,178 \quad c = -0,14$$

$$y = 9,122 x_1 + 0,178 x_2 - 0,14$$

S/D = 9,122 Fr² + 0,178 y_n/D - 0,14 denklemi elde edilir.

$$r = 0,93 \quad \text{bulunur.}$$

8) 4x4 cm boyutlu, 90⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve y_n/D arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 7,187 \quad b = 0,298 \quad c = -0,27$$

$$y = 7,187 x_1 + 0,298 x_2 - 0,27$$

S/D = 7,187 Fr² + 0,298 y_n/D - 0,27 denklemi elde edilir.

$$r = 0,88 \quad \text{bulunur.}$$

9) 4x4 cm boyutlu, 135⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve y_n/D arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 8,073 \quad b = 0,292 \quad c = -0,05$$

$$y = 8,073 x_1 + 0,292 x_2 - 0,05$$

S/D = 8,073 Fr² + 0,292 y_n/D - 0,05 denklemi elde edilir.

$$r = 0,87 \quad \text{bulunur.}$$

10) 4x4 cm boyutlu, 45⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve Re arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = -8,135 \quad b = 0,0002 \quad c = -0,592$$

$$y = -8,135 x_1 + 0,0002 x_2 - 0,592$$

S/D = -8,135 Fr² + 0,0002 Re - 0,592 denklemi elde edilir.

$$r = 0,95 \quad \text{bulunur.}$$

11) 4x4 cm boyutlu, 90⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve Re arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = -17,92 \quad b = 0,0004 \quad c = -0,895$$

$$y = -17,92 x_1 + 0,0004 x_2 - 0,895$$

S/D = -17,92 Fr² + 0,0004 Re - 0,895 denklemi elde edilir.

$$r = 0,91 \quad \text{bulunur.}$$

12) 4x4 cm boyutlu, 135⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve Re arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = -20,67 \quad b = 0,0004 \quad c = -0,801$$

$$y = -20,67 x_1 + 0,0004 x_2 - 0,801$$

S/D = -20,67 Fr² + 0,0004 Re - 0,801 denklemi elde edilir.

r = 0,90 bulunur.

13) 5x5 cm boyutlu, 45⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve y_n/D arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 5,46 \quad b = 0,348 \quad c = 0,184$$

$$y = 5,46 x_1 + 0,348 x_2 + 0,184$$

S/D = 5,46 Fr² + 0,348 y_n/D + 0,184 denklemi elde edilir.

r = 0,87 bulunur.

14) 5x5 cm boyutlu, 90⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve y_n/D arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 6,84 \quad b = 0,123 \quad c = 0,265$$

$$y = 6,84 x_1 + 0,123 x_2 + 0,265$$

S/D = 6,84 Fr² + 0,123 y_n/D + 0,265 denklemi elde edilir.

r = 0,84 bulunur.

15) 5x5 cm boyutlu, 135⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve y_n/D arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 6,83 \quad b = 0,266 \quad c = 0,158$$

$$y = 6,83 x_1 + 0,266 x_2 + 0,158$$

S/D = 6,83 Fr² + 0,266 y_n/D + 0,158 denklemi elde edilir.

r = 0,80 bulunur.

16) 5x5 cm boyutlu, 45⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve Re arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 4,182 \quad b = 0,00004 \quad c = 0,334$$

$$y = 4,182 x_1 + 0,00004 x_2 + 0,334$$

S/D = 4,182 Fr² + 0,0004 Re + 0,334 denklemi elde edilir.

r = 0,85 bulunur.

17) 5x5 cm boyutlu, 90⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve Re arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = 0,359 \quad b = 0,00008 \quad c = 0,078$$

$$y = 0,359 x_1 + 0,00008 x_2 + 0,078$$

S/D = 0,359 Fr² + 0,00008 y_n/D + 0,078 denklemi elde edilir.

$$r = 0,85 \quad \text{bulunur.}$$

18) 5x5 cm boyutlu, 135⁰ merkez açılı boru için S/D, Fr² ve Re arasındaki ilişki;

$$y = ax_1 + bx_2 + c \quad a = -5,955 \quad b = 0,00016 \quad c = -0,196$$

$$y = -5,955 x_1 + 0,00016 x_2 - 0,196$$

S/D = -5,955 Fr² + 0,00016 y_n/D - 0,196 denklemi elde edilir.

$$r = 0,80 \quad \text{bulunur.}$$

Sonuç olarak regresyon analizi, gözlem değerlerinin birbirleri ile olan etkileşimlerini göstermekte olup, gözlemlerin sayısı yeterli olduğunda anlamlı sonuçlar verebilmektedir. Yukarıda yapılan birbirinden farklı 18 regresyon analizi sonucunda , korelasyon katsayılarının 1'e yakın olduğu görülmüştür.

Böylece, Yapılan boyut analizi sonucu bulunan parametreler arasından seçmiş olduğumuz S/D, Re, y_n/D ve Fr²'nin birbiri ile olan ilişkilerinin çok kuvvetli olduğu sonucuna varılır.

7. SONUÇLAR

Hareketli tabanlı bir akarsu kıvrımında tabana yatay olarak yerleştirilen boru hatları etrafındaki denge oyulma derinliklerinin araştırıldığı bu çalışmadan şu sonuçlar elde edilmiştir;

- 1) Akarsu yatağına yatay olarak yerleştirilen borular akım alanında önemli değişiklikler meydana getirmektedir. Bu engeller etrafında oluşan vorteks sistemler ve sekonder akım taban malzemesini hareket ettirmektedirler.
- 2) Kutu kesitli boruda elde edilen oyulma derinlikleri dairesel kesitli boruda elde edilen oyulma derinliklerinden daha büyüktür. Bunun sebebi kutu kesitli boruların küt burunlu olması dolayısıyla sürtünme etkisinin daha fazla olması ve ayrılma meydana gelmesidir.
- 3) Kıvrımlı kanalda oyulma, dış kıyıda başlamakta ve zamanla boru eksenini boyunca devam etmektedir. Dış kıyıda oyulma daima büyük olmaktadır.
- 4) Maksimum denge oyulma derinlikleri, engel yatak üzerindeyken mansapta meydana gelmektedir.
- 5) Boyutsuz oyulma derinliği (S/D); akımın Froude sayısı (Fr), boru Reynolds sayısı (Re) ve boyutsuz akım derinliğinin (y_n/D) artışı ile artmaktadır.
- 6) Kıvrımlı kanalda elde edilen rölatif oyulma derinlikleri, doğrusal kanalda elde edilen rölatif oyulma derinliklerinden daha büyüktür. Çünkü kıvrımlı kanalın eğriliğinden dolayı helikoidal akım ve maksimum hız yörüngesi oluşmaktadır ve böylece akım direnci artmaktadır.
- 7) Kıvrımlı kanalda $\theta = 135^\circ$ de maksimum oyulma derinliği oluşmaktadır. Çünkü $\theta = 135^\circ$ de helikoidal hareket dış kıyı yakınlarında maksimum güce ulaşmaktadır.
- 8) Oyulma, yaklaşan akımın rölatif hızı $V/V_{kr} \approx 0,5$ civarında temiz su oyulması olarak başlamakta ve V/V_{kr} hızındaki artışla rölatif oyulma derinliği (S/D) artmaktadır. Bu artış, hareketli taban oyulması halinde de devam etmektedir. Dolayısıyla hareketli taban oyulması halinde engelin altından geçen jet hızı oyulmaya etki etmektedir.

KAYNAKLAR

- Achenbach, E., ve Heinecke, E., (1981), "On Vortex Shedding From Smooth and Rough Cylinders in the Range of Reynolds Numbers 6×10^3 to 5×10^6 ", J. Fluid Mech., Vol. 109, pp. 239-251.
- Ağaçcıoğlu, H., (1995), Yan Savaklardaki Akımın Kıvrımlı Bir Kanal Boyunca İncelenmesi, Doktora Tezi, YTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- Allen, J. R. L., (1970). "A Quantitative Model of Grain Size and Sedimentary Structures in Lateral Deposits." Geological J., 7, 129-146.
- Apmann, R. P., (1972), "Flow Processes in Open Channel Bends", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, 98(HY5):795-809.
- Bayazıt, M., (1971), "Hareketli Tabanlı Akımların Hidroliği", İ.T.Ü Kütüphanesi, Sayı 835.
- Bijker, E. W. ve Leeuwestein, W., (1984), "Interaction Between Pipelines and The Seabed Under The Influence of Waves and Current", Seabed Mechanics, Proc. Symp. IUTAM/IUGG, Newcastle Upon Tyne, England, Dec., 235-242.
- Bonnefille, R., (1963), "Essais de Synthèse des Lois de Debut d'Entrainement des Sediments Sous l'Action d'un Courant En Regime Uniforme", Bull. du CREC, No. 5, Chatou.
- Bowles, J. E., (1984), "Physical and Geotechnical Properties of Soils", McGraw-Hill Book Company, New York, N. Y.
- Bridge, J. S., (1976). "Bed Topography and Grain Size in Open Channel Bends" Sedimentology, 23(3), 407-414.
- Brørs, B., (1999), "Numerical modeling of flow and scour at pipelines.", Hydraul. Eng. - ASCE, 125(5):511-523.
- Chao, J. L., ve Hennessy, P. V., (1972), "Local Scour Under Ocean Outfall Pipelines", J. Water Pollution Control Federation, 44(7), 1443-1447.
- Chiew, Y. M., (1990), "Mechanics of Local Scour Around Submarine Pipelines", J. Hydr. Engrg., ASCE, 116(4), 515-529.
- Chiew, Y. M., (1991), "Prediction of Maximum Scour Depth at Submarine Pipelines", J. Hydr. Engrg., ASCE, 117(4), 452-466.
- Chiew, Y. M., ve Melville, B. W., (1987), "Local Scour Around Bridge Piers", J. Hydr. Res., 25(1), 15-26.
- Choudhary, U.K. ve Narasimhan, S., (1977), "Flow in 180° Open Channel Rigid Boundary Bends", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Tec. Notes, 103(6):651-657.
- Commolet, R., (1963), "Mecanique Experimental des Fluides", Editeur Eyrolles, Paris, Vol. 1-2.
- Çevik, E., ve Yüksel, Y., (1999), "Scour Under Submarine Pipelines in Waves in Shoaling Conditions", J. Waterway, Port, Coastal and Ocean Engrg., ASCE, Vol. 125, No. 1, pp. 9-19.
- Durgun, K., (1964), "Laminer Üç Boyutlu Sınır Tabakası Denklemlerinin İnvaryant Özellikleri ve Bir Bağlama Ayağı Etrafındaki Laminer Üç Boyutlu Sınır Tabakasının Etüdü", Doktora Tezi, İTÜ
- De Vriend, H. J., (1973), "Theory of Viscous Flow in Wide Curved Open Channels", Proceeding of the International Symposium on River Mechanics, International Association for Hydraulics Research, Bangkok, Thailand.

- Engelund, F., (1974), "Flow and Bed Topography in Channel Bends", *Journal of the Hydraulics Division, ASCE*, Vol. 100, No. 11, pp. 1631-1648.
- Falcon, M. A., and Kennedy, J. F., (1983). "Flow in alluvial-river curves." *J. Fluid Mech.*, 133, 1-16.
- Francis, J. R. D. ve Asfari, A. F., (1971), "Les Repartition des Vitesses des Courant dans les Canaux a Surface Libre Incurves et de Grande Largeur", *Journal of IAHR*; 9:73.
- Goncharov, V. N., (1964), "Dynamics of Channel Flow", Israel Program for Scientific Translation, Jerusalem.
- Graf, W. H., and Suszka, L. (1985). "Unsteady Flow and Its Effect on Sediment Transport." *Proc, 21st Congress, International Association for Hydraulic Research, Delft, The Netherlands*, 540-544.
- Hancu, S., (1971), "Sur le Calcul des Affoilements Loaux Dans la Zone des Piles du Pont", 14th. I.A.H.R. Congres, 3:299-305, Paris.
- Hansen, E. A., Fredsoe, J. ve Mao, Y., (1986), "Two Dimensional Scour Below Pipelines.", *Proc. 5th Int. Symp. On Offshore Mech. and Arctic Engrg.*, Tokyo, Japan, 670-678
- Hjorth, P., (1975), "Studies on the Nature of Local Scour", Lund.
- Hug, M., (1975), "Mecanique des Fluides Appliquees", Editeur Eyrolles, Paris
- Hulsbergen, C. H., (1984), "Stimulated Self-burial of Submarine Pipelines", 16th Offshore Tech. Conf., Houston, Tex., 171-175.
- İbrahim, A. ve Nalluri, C., (1985), "Scour Around Pipelines Under Marine Environment.", *Proc. Of 4th Int. Symp. on Offshore Mech. and Arctic Engrg.*, (OMAE), Dallas, Tex., 569-575.
- İbrahim, A. ve Nalluri, C., (1986), "Scour Prediction Around Marine Pipelines.", *Proc. 5th Int. Symp. on Offshore Mech. and Arctic Engrg.*, Tokyo, Japan., 679-684.
- Ikeda, S., Yamasaka, M., and Chiyoda, M., (1987), "Bed Topography and Sorting in bends", *J. Hydr. Engrg.*, ASCE, 113(2), 190-206.
- Kikkawa, H., Ikeda, S., and Kitagawa, A., (1976), "Flow and Bed Topography in Curved Open Channels", *Journal of the Hydraulics Division, ASCE*, Vol. 102, No. 9, pp. 1327-1342.
- Kjeldsen, S. P., Gjorsvik, O., Bringaker, K. G. ve Jacobsen, J., (1973), "Local Scour Near Offshore Pipelines.", *Proc. Of 2nd Int. Conf. On Port and Ocean Engrg. Under Arctic Conditions*, Univ. of Iceland, Iceland, 308-331.
- Laursen, E. M., (1963), "An Analysis of Relief Bridge Scour", *Proc. ASCE*, HY3, p.3516.
- Leeuwestein, W., Bijker, E. W., Peerbolte, E. B., ve Wind, H. G., (1985), "The Natural Self-burial of Submarine Pipelines.", *Proc. 5th Int. Conf. On Behaviour of Offshore Struct.*, 717-728.
- Li, F. and Cheng, L., (2001), "Prediction of lee-wake scouring of pipelines in currents.", *J. Waterw. Port. C. - ASCE*, 127(2):106-112
- Lucassen, R. J., (1984), "Scour Underneath Submarine Pipelines", MATs Report PL-4 2A, Netherlands.
- Mao, Y., (1988), "Seabed Scour Under Pipelines.", *Proc. 7th Int. Conf. on Offshore and Arctic Engrg.*, Houston, Tex., 33-38.

- Maza, J. A., (1987), "Introduction to river engineering.", Advanced Course on Water Resources Management, Universita Italiana per Stranieri, Prugia, Italy, 7.29, 7.50, 8.16.
- Melville, B. W., (1997), "Pier and Abutment Scour: Integrated Approach", J. Hydr. Research, Vol. 123, No. 2, 127-136.
- Meyer-Peter, E., Müller, R., (1948), "Formulas for Bed-load Transport", Int. Ass. Hydr. Res. 2nd Meeting, Stockholm.
- Moncada, M. ve Aguirre, J., (1999), "Scour Below Pipeline in River Crossings", J. Hydr. Engrg., Vol. 125, No. 9, September, 1999.
- Muramoto, Y., (1967), "Sekondary Flows in Curved Open Channels" Proc., IAHR, 3:315.
- Müller, R., (1943), Theoretische Grundlagen der fluss und Wildbachverbaungen (Theoretical Principles for Regulation of Rivers and Torrents), Eidgenössische Technische Hochschule, Zürich, Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wassebau und Erdbau, 4.
- Nicollet, G., (1971), "Deformation des Lits Allouvionaries Affouillements Autour des Piles de Ponts Cylindriques", L.N.H. Chatau, HC-043-689, Paris.
- Nouh, M., (1989). "Self Armoring Process Under Unsteady Flow Conditions." Proc. 23rd Congress, International Association for Hdraulic Research, Delft, The Netherlands, B49-56.
- Ramamurthy, A. S., Tim, U. S., ve Carballada, L., (1986), "Lateral Weirs in Trapezoidal Channels", Journal of the Irrigation and Draniage Engineering, ASCE, 112(2):130-137.
- Odgaard, A. J. (1982). "Bed Characteristics in Alluvial Channel Bends." J. Hydr. Div., ASCE, 108(11), 1268-1281.
- Roshko, A., (1961), "Experiment on The Flow Past a Circular Cylindir at a Very High Reynolds Number", ASCE.
- Rozovskii, I. L., (1957), Flow of Water in Bends in Open Channels, Published by the Academy of Sciences of the Ukranianian U.S.S.R., Kiev.
- Shen, H. W., Schneider, V. R. ve Kazaki, S. S., (1966), "Mechanics of Local Scour", Fort Collin, Colorado.
- Shen, H. W., Schneider, V.R., and Karaki, S. S., (1969), "Local Scour Around Bridge Piers", J. Hydr. Division, Vol. 95, No. HY6, 1919-1940.
- Shields, A., (1936), "Adwendung der Aehnlichkeitsmechanich und Turbulenz Forschung Auf Die Geschiebewegung", Berlin.
- Shukry, A., (1950), "Flow Around Bends in Open Flume", Journal of Hydraulics Eng., ASCE, 115:751-759.
- Smith, H. D. and Foster, D. L. (2002), "Modeling of flow around a cylinder over a scoured bed.", J. Waterw. Port. C. - ASCE. Submit.
- Sümer, B. M., Jensen, R. H., Mao, Y. ve Fredsoe, J., (1988), "Effect of lee-wake on scour below pipelines in current", J. Waterway, Port, Coastal and Ocean Eng., ASCE, Vol. 114, No.5, pp. 599-614.
- Sümer, B. M. ve Fredsoe, J., (1990), "Scour Below Pipelines in Waves", J. Wtrwy., Port, Coast. And Oc. Engrg., ASCE, 116(3), 307-323.
- Sümer, B. M. ve Fredsoe, J., (1991), "Onset of Scour Below a Pipeline Exposed to Waves", Intl. J. Offshore and Polar Eng., Vol 1., No. 3, pp. 189-194.

Sümer, B. M. ve Fredsoe, J., (1992), “A Review of Wave/Current Introduced Scour Around Pipelines”, Proc., 23rd Int. Conf. of Coast. Engrg. (ICCE 92), ASME, New York, Chap. 217, 2839-2852.

Sümer, B. M. ve Fredsoe, J., (1996), “Scour Around Pipelines in Combined Waves and Current.”, Proc., 15rd Int. Conf. on Mech. and Arctic Engrg., ASME, New York, 5, 595-602.

Üç, S., (1979), “Akarsu Kıvrımlarındaki Köprü Ayakları Etrafında Oluşan Yerel Oyulmalar”, Doçentlik Tezi, İ.D.M.M.A.

Yen, L. C. ve Yen, B.C., (1971), “Water Surface Configuration in Channel Bends”, Journal of Hydraulics Division, ASCE, 97(HY2):303-321.

Yıldırım, İ. (2004), “Akarsuları Geçen Boru Hatları Etrafındaki Yerel Oyulamaların İncelenmesi”, Yüksek Lisans Tezi, YTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

ÖZGEÇMİŞ

Doğum tarihi	16.04.1979	
Doğum yeri	Adıyaman	
Lise	1993-1996	Cumhuriyet Fen Lisesi
Lisans	1997-2001	Selçuk Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fak. İnşaat Mühendisliği Bölümü
Yüksek Lisans	2003-2005	Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Müh. Anabilim Dalı, Hidrolik Programı