

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**MİKROSULAMA LATERAL BORULARINDA
HİDROLİK HESAP METOTLARININ KARŞILAŞTIRMALI ANALİZİ
VE ÇOK ÇAPLI BORULAR İÇİN LİNEER ÇÖZÜM METODU**

**DOKTORA TEZİ
Y. Müh. Gürol YILDIRIM**

Anabilim Dalı : İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ

Programı: SU MÜHENDİSLİĞİ

OCAK 2007

**MİKROSULAMA LATERAL BORULARINDA
HİDROLİK HESAP METOTLARININ KARŞILAŞTIRMALI ANALİZİ
VE ÇOK ÇAPLI BORULAR İÇİN LİNEER ÇÖZÜM METODU**

**DOKTORA TEZİ
Y. Müh. Gürol YILDIRIM**

(501002450)

**Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : Haziran 2006
Tezin Savunulduğu Tarih : 12 Ocak 2007**

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Necati AĞIRALIOĞLU (İTÜ)
Diğer Jüri Üyeleri: Prof. Dr. M. Emin KARAHAN (İTÜ)
Prof. Dr. İzzet ÖZTÜRK (İTÜ)
Prof. Lütfi SALTABAŞ (SÜ)
Doç. Dr. Hayrullah AĞAÇCIOĞLU (YTÜ)

OCAK 2007

ÖNSÖZ

Doktora tezim süresince ve tüm akademik çalışmalarında daima yol gösterici olan, maddi ve manevi desteğini, hiçbir zaman esirgemeyen tez danışmanım Sayın Prof. Dr. **Necati AĞIRALIOĞLU** başta olmak üzere, tez izleme jüri üyesi Sayın Prof. Dr. **M. Emin KARAHAN**'a ve Sayın Prof. Dr. **İzzet ÖZTÜRK**'e,

İdeal bir insan ve akademisyen olarak kendime örnek aldığım, 7 yıl boyunca aynı atmosferi paylaştığım sevgili kardeşim, yakın çalışma arkadaşım merhum **Dr. Murat KÜÇÜK**'e,

Özellikle, mikro-sulama sistemi lateral borularının hidrolik tasarımında analitik yöntemlerle ilgili çalışmaları üzerine ilgisini ve işbirliğini esirgemeyen, Hawaii Üniversitesi Öğretim Üyesi Sayın Prof. Dr. **I-Pai WU**'ya,

İTÜ İnşaat Fakültesi Hidrolik Anabilim Dalının tüm Öğretim Üyeleri ve Araştırma Görevlilerine, Yüksek Öğrenim Kurumu'nun 35.madde kapsamında İTÜ'de bulunan Araştırma Görevlisi arkadaşlarıma ve Fen Bilimleri Enstitüsü personeline,

Maddi ve manevi desteğini her an yanımda hissettiğim aileme, dostlarıma ve yakın çalışma arkadaşlarıma en içten duygularla teşekkürlerimi arz ederim.

Saygı ve sevgilerimle...

Haziran, 2006

Gürol YILDIRIM

İÇİNDEKİLER

	Sayfa No
KISALTMALAR	vi
TABLO LİSTESİ	vii
ŞEKİL LİSTESİ	viii
SEMBOL LİSTESİ	x
ÖZET	xiv
ABSTRACT	xv
1. GİRİŞ	
1.1. Konunun Önemi	1
1.2. Konuyu Tanıtımı.....	1
1.3. Çalışmanın Hedefi, Kapsamı ve Metodu.....	5
2. KONUYLA İLGİLİ ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR	
2.1. Literatür Özeti.....	7
2.2. Çalışmaların Değerlendirilmesi.....	14
3. LATERAL BORULARIN HİDROLİK PRENSİPLERİ	
3.1. Genel.....	16
3.2. Temel Denklemler.....	16
4. HİDROLİK HESAP METOTLARININ KARŞILAŞTIRMALI ANALİZİ	
4.1. Genel.....	23
4.2. Hidrolik Hesap Metotları.....	23
4.2.1. İleri Adım Metodu	24
4.2.1.1. Giriş.....	24
4.2.1.2. Teori.....	25
4.2.1.3. Üniformluk Katsayısı.....	27
4.2.1.4. Sürtünme Katsayısı.....	28
4.2.1.5. Bilgisayar Programının Giriş ve Çıkış Verileri.....	29
4.2.1.6. Başlangıç ve Sınır Şartları.....	29
4.2.1.7. Akış Şeması.....	31
4.2.2. Diferansiyel Metot.....	31
4.2.2.1. Giriş.....	31
4.2.2.2. Teori.....	32
4.2.2.3. Sınır Şartları.....	35
4.2.2.4. Analitik Çözüm.....	35
4.2.2.5. İntegrasyon Sabitinin Belirlenmesi.....	39
4.2.2.6. Üniformluk Katsayısı	40
4.2.2.7. Sürtünme Katsayısı.....	43
4.2.2.8. Menba ve Mansap Basınç Yüklerinin Belirlenmesi.....	45
4.2.3. Runge-Kutta Nümerik Metodu.....	46
4.2.3.1. Giriş.....	46
4.2.3.2. Hız Yükü Etkisinin Belirlenmesi.....	46
4.2.3.3. Rölatif Debi ile Üniformluk Katsayısı Arasındaki İlişkinin Belirlenmesi.....	47

4.2.3.4. Üniformluk Katsayıları Arasındaki İlişkinin Belirlenmesi.....	48
4.2.4. Basitleştirilmiş Analitik Yaklaşım.....	49
4.2.4.1. Giriş.....	49
4.2.4.2. Toplam Enerji Dağılımı.....	49
4.2.4.3. Akım Rejimleri.....	52
4.2.4.4. Toplam Enerji Kaybı Denklemi.....	52
4.2.5. Sabit Debi Metodu.....	53
4.2.5.1. Giriş.....	53
4.2.5.2. Teori.....	54
4.2.5.3. Enerji Çizgisi Eğiminin Belirlenmesi.....	55
4.2.5.4. Sürtünme Yük Kaybı Dağılımı.....	56
4.2.5.5. Basınç Yükü Profilinin Belirlenmesi.....	57
4.2.5.6. Lateraldeki Ortalama Basınç Yükü ile Damlatıcının İşletme Basınç Yükü Arasındaki İlişkinin Belirlenmesi.....	59
4.2.5.7. Basınç Yükü Değişiminin Belirlenmesi.....	61
4.2.5.8. Christiansen Üniformluk Katsayısının Belirlenmesi.....	62
4.2.5.9. Lateral Boru Uzunluğunun Belirlenmesi.....	63
4.2.5.10. Giriş Basınç Yükü ve Mansap Uçtaki Basınç Yükünün Belirlenmesi	64
4.2.6. Değişken Debi Metodu.....	65
4.2.6.1. Giriş.....	65
4.2.6.2. Lateral Debisinin Güç Denklemi Formundaki İfadesi.....	65
4.2.6.3. Değişken Debi Üssünün Belirlenmesi.....	67
4.2.6.4. Enerji Çizgisinin Belirlenmesi.....	69
4.2.6.5. Giriş ve Çıkış Parametreleri.....	70
4.2.6.6. Hesap Adımları.....	70
4.2.7. Ardışık Yaklaşımlar Metodu.....	72
4.2.7.1. Giriş.....	72
4.2.7.2. Debi Profilinin Taylor Serisi Formunda Belirlenmesi.....	73
4.2.7.3. Laminer Akımda Toplam Sürtünme Kaybının Belirlenmesi.....	76
4.2.7.4. Türbülanslı Akımda Toplam Sürtünme Kaybının Belirlenmesi.....	78
4.2.7.5. Colebrook-White Sürtünme Katsayısının Belirlenmesi.....	79
4.2.7.6. Toplam Düzeltme Faktörlerinin Birinci Mertebeden Logaritmik Toplam Terime Bağlı Olarak Belirlenmesi.....	81
4.2.7.7. Toplam Düzeltme Faktörlerinin İkinci Mertebeden Logaritmik Toplam Terime Bağlı Olarak Belirlenmesi.....	82
4.2.7.8. Türbülanslı Akımdan Laminer Akıma Geçiş Noktasının Belirlenmesi	83
4.2.7.9. Hesap Adımları.....	84
4.2.7.10. Hesap Adımı-I: Δ_1 Karakteristik Düzeltme Parametresinin Belirlenmesi.....	85
4.2.7.11. Hesap Adımı-II: Δ_1 ve Δ_3 Karakteristik Düzeltme Parametrelerinin Belirlenmesi.....	86
4.2.7.12. Hesap Adımı-III: Δ_1, Δ_2 ve Δ_3 Karakteristik Düzeltme Parametrelerinin Belirlenmesi.....	87
4.2.7.13. Minimum Çıkış Akımı Noktasının Belirlenmesi.....	88
4.3. Metotların Değerlendirilmesi.....	89
4.3.1. İleri-Adım Metodunda En Uygun Giriş Basınç Yükünün Belirlenmesi	89
4.3.2. İleri-Adım Metoduna Göre Tasarım Parametrelerinin Grafiksel Olarak Belirlenmesi.....	92
4.3.3. Sabit ve Değişken Debi Metotlarında Ortalama Damlatıcı Debisi ile Ortalama Basınç Yükü Arasındaki İlişkinin Belirlenmesi.....	92

4.3.4. Ardışık Yaklaşımlar Metodunda Toplam Sürtünme Kaybının ve Minimum Çıkış Akımı Noktasının Belirlenmesi.....	95
4.4. Metotların Karşılaştırmalı Analizi.....	96
4.4.1. Giriş.....	96
4.4.2. Çözüm Metotları, Temel Kabuller ve Formülasyonlar.....	96
4.4.3. Üniformluk Katsayıları ve Sürtünme Katsayısı.....	98
4.5. Uygulamalar ve Sonuçların Karşılaştırılması.....	100
4.5.1. Genel.....	100
4.5.2. Giriş Basınç Yüğü İçin Uygulama ve Karşılaştırmalar.....	101
4.5.3. Lateral Boru Uzunluğu İçin Uygulama ve Karşılaştırmalar.....	108
4.5.4. Lateral Boru Çapı İçin Uygulama ve Karşılaştırmalar.....	111
5. ÇOK ÇAPLI LATERAL BORULAR İÇİN LİNEER ÇÖZÜM METODU	
5.1. Giriş.....	116
5.2. Matematiksel Formülasyon.....	117
5.2.1. Farklı Çaplı Lateral Bölümlerindeki Sürtünme Kaybı Denklemleri.....	120
5.2.2. Çok Çaplı Lateral Boru İçin Toplam Sürtünme Kaybı Denklemi.....	121
5.2.3. Farklı Çaplı Lateral Bölümlerindeki Basınç Yüğü Profilleri.....	122
5.2.4. Ortalama Damlatıcı Debisi-Ortalama Basınç Yüğü İlişkisi.....	123
5.2.4.1. Lateral Boyunca.....	123
5.2.4.2. Lateral Mansap Kısmında.....	125
5.3. Lineer Çözüm Metodu.....	126
5.3.1. Giriş.....	126
5.3.2. Lateralin Tamamı ve Mansap Kısmı İçin Ortalama Basınç Yüğüleri Arasındaki İlişkinin Belirlenmesi.....	127
5.3.3. Farklı Lateral Bölümleri İçin Basınç Yüğü Profillerinin Belirlenmesi.....	131
5.3.4. Lateral Boyunca Değişken Lateral Debisi Dağılımı İçin Güç Formu Denklemi.....	135
5.3.5. Giriş Basınç Yüğüünün Belirlenmesi.....	137
5.3.5.1. Ortalama Basınç Yüğü İle İlişkili Olarak.....	137
5.3.5.2. Mansap Uçtaki Basınç Yüğü İle İlişkili Olarak.....	138
5.3.6. Ekstrem Basınç Yüğü Noktalarının Belirlenmesi.....	139
5.3.6.1. Aşağı Eğim Durumu.....	139
5.3.6.2. Yatay ve Yukarı Eğim Durumu.....	141
5.3.7. Lateral Boyunca İzin Verilen Maximum Basınç Yüğü Değişimi.....	141
5.3.7.1. Aşağı Eğim Durumu.....	143
5.3.7.2. Yatay ve Yukarı Eğim Durumu.....	144
5.3.8. Lateralin Küçük Çaplı Mansap Bölümü İçin Optimum Boru Uzunluğunun Belirlenmesi.....	145
5.3.8.1. Aşağı Eğim Durumu.....	145
5.3.8.2. Yatay ve Yukarı Eğim Durumu.....	146
5.4. Hesap Adımları.....	146
5.5. Uygulamalar.....	148
5.6. Sonuçların Literatürle Karşılaştırılması.....	154
6. SONUÇLAR	161
KAYNAKLAR	166
EKLER	175
ÖZGEÇMİŞ	188

KISALTMALAR

ASCE	: American Society of Civil Engineers
CDM	: Constant Discharge Method
CV	: Coefficient of Variation
C-W	: Colebrook-White
DM	: Differential Method
DU_{LQ}	: Lower-Quarter Distribution Uniformity
D-W	: Darcy-Weisbach
EGL	: Energy-Gradient Line
FEM	: Finite Element Method
FSM	: Forward-Step Method
H-W	: Hazen-Williams
LATCAD	: Lateral Computer Aided Design
OI	: Obstruction Index
OR	: Obstruction Ratio
PE	: Polyethylene
REGL	: Revised Energy-Gradient Line
RKM	: Runge-Kutta Method
SAA	: Simplified Analytical Approach
SAM	: Successive Approximations Method
SBS	: Step-by-Step
U_C	: Christiansen's Uniformity Coefficient
VDM	: Variable Discharge Method.

TABLO LİSTESİ

	<u>Sayfa No</u>
Tablo 4.1: U_C ile x_0 ve $q(0)/q_{avg}$ ile X_0 Arasındaki İlişki.....	48
Tablo 4.2: Hidrolik Hesap Metotlarının Karşılaştırılması.....	97
Tablo 4.3: Hidrolik Hesap Metotlarındaki Üniformaluk Katsayısı Denklemleri.....	99
Tablo 4.4: Hidrolik Hesap Metotlarında Farklı Akım Rejimleri İçin Sürtünme Katsayısı Formülleri.....	100
Tablo 4.5: Diferansiyel Metoda Göre: Giriş Basınç Yükünün Belirlenmesinde, Farklı Damlatıcı Üssü ve Eğim Değerleri İçin Boyutsuz X_0 Parametresine Bağlı Olarak İntegral Sabitleri.....	102
Tablo 4.6: Hidrolik Hesap Metotlarında Tasarım Parametrelerinin Farklı Damlatıcı Üsleri ve Eğim Şartlarında Karşılaştırılması.....	107
Tablo 4.7: Diferansiyel Metoda Göre: Lateral Uzunluğunun Belirlenmesinde, $y = 0.2, 0.5, 1.0$ ve $S_0 = 0$ İçin Boyutsuz X_0 Parametresine Bağlı Olarak İntegral Sabitleri.....	109
Tablo 4.8: Diferansiyel Metoda Göre: Lateral İç Çapının Belirlenmesinde, $y = 0.2, 0.5, 1.0$ ve $S_0 = 0$ İçin Boyutsuz X_0 Parametresine Bağlı Olarak İntegral Sabitleri.....	112
Tablo 5.1: Lineer Çözüm Metodu ($\alpha = 1.118, 1.045, 1.103$), Eşdeğer Debi Üssü Yaklaşımı ($\alpha = 1.05$) ve Sabit Debi Metoduna ($\alpha = 1.0$) Göre: İki Çaplı Lateral Borudaki Hidrolik Değişkenlerin 3 Farklı Tasarım Kombinasyonu İçin Karşılaştırılması.....	157

ŞEKİL LİSTESİ

	<u>Sayfa No</u>
Şekil 1.1: Mikro- Sulama Sistemi Boru Hatları ve Lateral Boru Enkesiti.....	2
Şekil 3.1: Lateral Boykesiti ve Yere Bağlı Değişken Akım Parametreleri.....	18
Şekil 3.2: Damlatıcıdan Kaynaklanan Farklı Akım Bölgeleri.....	21
Şekil 5.1: Ardışık Damlatıcılı İki Çaplı Lateral Boykesiti ve Akım Parametreleri.....	117
Şekil 5.2: Lineer Çözüm Metoduna Göre (a) : $s_0 = 0.02$; $f_H = 0.20$ Tasarım Kombinasyonu İçin İki Çaplı Lateral Şeması ve Hesap Değerleri....	155
Şekil A.1: <i>FSM, DM, CDM, VDM ve SAM</i> Metotlarına Göre: $s_0 = 0.0$, -0.02 , -0.05 ve $y = 1.0$ İçin Tasarım Parametrelerinin Rölatif Giriş Basınç Yükü İle Değişimi.....	176
Şekil A.2: <i>FSM, DM ve SAM</i> Metotlarına Göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 0.2$ İçin Tasarım Parametrelerinin Lateral Uzunluğu İle Değişimi.....	177
Şekil A.3: <i>FSM, DM, SAA, RKM ve SAM</i> Metotlarına Göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 0.5$ İçin Tasarım Parametrelerinin Lateral Uzunluğu İle Değişimi.....	178
Şekil A.4: <i>FSM, DM, CDM, VDM ve SAM</i> Metotlarına Göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 1.0$ İçin Tasarım Parametrelerinin Lateral Uzunluğu İle Değişimi.....	179
Şekil A.5: <i>FSM, DM ve SAM</i> Metotlarına Göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 0.2$ İçin Tasarım Parametrelerinin Lateral İç Çapı İle Değişimi.....	180
Şekil A.6: <i>FSM, DM, SAA, RKM ve SAM</i> Metotlarına Göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 0.5$ İçin Tasarım Parametrelerinin Lateral İç Çapı İle Değişimi.....	181
Şekil A.7: <i>FSM, DM, CDM, VDM ve SAM</i> Metotlarına Göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 1.0$ İçin Tasarım Parametrelerinin Lateral İç Çapı İle Değişimi.....	182
Şekil B.1: Lineer Çözüm Metodu, Valiantzas'ın Eşdeğer Debi Üssü Yaklaşımı ve Sabit Debi Yaklaşımına Göre, (a) Tasarım Kombinasyonu İçin: (a): Sürtünme Kaybının, (b): Damlatıcı Debisinin ve (c): İşletme Basınç Yükünün, Boyutsuz Mesafe İle Değişimi.....	184
Şekil B.2: Lineer Çözüm Metodu, Valiantzas'ın Eşdeğer Debi Üssü Yaklaşımı ve Sabit Debi Yaklaşımına Göre: (a) Tasarım Kombinasyonu İçin Rölatif Lateral Debisinin Boyutsuz Mesafe İle Değişimi.....	185

Şekil B.3:	Lineer Çözüm Metodu, Valiantzas'ın Eşdeğer Debi Üssü Yaklaşımı ve Sabit Debi Yaklaşımına Göre, (b) Tasarım Kombinasyonu İçin: (a): Sürtünme Kaybının, (b): Damlatıcı Debisinin ve (c): İşletme Basınç Yükünün, Boyutsuz Mesafe İle Değişimi.....	186
Şekil B.4:	Lineer Çözüm Metodu, Valiantzas'ın Eşdeğer Debi Üssü Yaklaşımı ve Sabit Debi Yaklaşımına Göre, (c) Tasarım Kombinasyonu İçin: (a): Sürtünme Kaybının, (b): Damlatıcı Debisinin ve (c): İşletme Basınç Yükünün, Boyutsuz Mesafe İle Değişimi.....	187

SEMBOL LİSTESİ

A	: Lateral borunun kesit alanı [L^2]
A	: Minimum giriş basınç yükü oranı (FSM metodu)
A_e	: Damlatıcının akım içinde kalan bölümünün kesit alanı [L^2]
A_r	: Büzülme bölgesindeki net boru kesit alanı ($A - A_e$) [L^2]
A_c	: Büzülen akım bölgesindeki minimum boru kesit alanı [L^2]
a	: Kinetik enerji katsayısı
a, b, c	: C-W sürtünme katsayısı için düzeltme katsayıları
a₁	: D-W sürtünme katsayısı formülü sabiti
B	: Maximum giriş basınç yükü oranı (FSM metodu)
B, E	: Enerji denklemi sabitleri (FSM metodu)
C	: H-W denkleminde birleştirilmiş sürtünme katsayısı
CV	: Debi değişim katsayısı
CV_T	: Toplam değişim katsayısı
CV_H	: Hidrolik değişim katsayısı
CV_M	: Damlatıcı değişim katsayısı
C_{HZ}	: H-W sürtünme katsayısı
C	: İntegrasyon sabiti (DM metodu)
C_c	: A _r /A oranına ve daralma tipine bağlı büzülme katsayısı
c	: Damlatıcı katsayısı [$L^{3-y}T^{-1}$]
D	: Lateral boru iç çapı [L]
D₁	: Lateralin L ₁ uzunluğundaki mansap bölümündeki boru iç çapı [L]
D₂	: Lateralin L ₂ uzunluğundaki menba bölümündeki boru iç çapı [L]
DU_{LQ}	: Son çeyrek dağıtım üniformaluk katsayısı
F(V)	: Boyutsuz hız fonksiyonu
f, f_n, f_{n+1}	: Lateralin herhangi bir bölümündeki D-W sürtünme katsayısı
f_{2(N+1)/3}	: Eşdeğer sürtünme katsayısı (SAM metodu)
f₀	: Sürtünme faktörü
f_H	: Ortalama basınç yükünden sapma miktarı (%)
g	: Yerçekimi ivmesi [LT^{-2}]
H(x)	: Lateral boyunca mansaptan itibaren herhangi bir x mesafesindeki damlatıcı basınç yükü [L]
H(0), H(1)	: Lateralin menba ve mansap uç noktalarındaki toplam enerji [L]
H_n, H_{n+1}	: Lateral boyunca (n) ve (n+1) inci damlatıcıların basınç yükleri [L]
H_{in}, H₁	: Lateral girişindeki işletme basınç yükü [L]
H_{max}, H_{min}	: Lateral boyunca maksimum ve minimum basınç yükleri [L]
H_{in}/H_{av}	: Giriş basınç yükünün ortalama basınç yüküne oranı
H_f/H_{in}	: Sürtünme kaybının giriş basınç yüküne oranı
H_{f(n+1)}	: Lateralin herhangi bir (n+1)inci bölümündeki sürtünme kaybı [L]
H'	: Lateral boyunca toplam enerji [L]
H_{av}, H_s	: Lateral boyunca ortalama ve yaklaşık ortalama basınç yükleri [L]
H_{av1}	: Lateralin L ₁ uzunluğundaki mansap bölümü için ortalama basınç yükü [L]
H_{var}	: Basınç yükü değişimi
H_{f0}	: Damlatıcısız düz bir borudaki toplam sürtünme kaybı [L]

$H_f(x)$	: Lateral boyunca mansaptan itibaren herhangi bir x mesafesindeki sürtünme kaybı [L]
H_{fL}	: Lateralin tamamındaki toplam sürtünme kaybı [L]
H_{f01}, H_{f02}	: D_1 ve D_2 çaplı mansap ve menba bölümlerindeki toplam sürtünme kaybı [L]
$H_{f1(L1)}$	: L_1 uzunluğundaki mansap bölümü sonundaki toplam sürtünme kaybı [L]
$H_{f2(L)}$	: Lateralin D_2 çaplı menba bölümündeki toplam sürtünme kaybı [L]
H_d	: Lateral mansap uç noktasındaki basınç yükü [L]
h_k'	: Damlatıcı bağlantılarından kaynaklanan yerel yük kaybı [L]
$H_{0.5}$	: Lateralin mansaptan itibaren ilk yarısındaki ortalama basınç yükü [L]
H_0	: Lateral mansap uç noktasından itibaren ilk damlatıcıdaki basınç yükü [L]
$I_{\mu N}$	: Birinci mertebeden logaritmik toplam terim (SAM metodu)
$J_{\mu N}$	: İkinci mertebeden logaritmik toplam terim (SAM metodu)
$K_1, K_2, \dots$	: Katsayılar (RKM metodu)
k	: D-W sürtünme katsayısı (CDM Metodu)
L	: Lateral uzunluğu [L]
L_r	: Lateral referans mesafesi [L]
L_1	: Lateralin D_1 çaplı mansap bölümünün optimum uzunluğu [L]
L_1'	: Lateralin D_1 çaplı mansap bölümünün optimum karakteristik uzunluğu [L]
l	: Ardışık (n) ve $(n+1)$ inci damlatıcılar arasındaki mesafe [L]
L_i	: D_i çaplı i inci ($i = 1, 2, \dots, n$) boru bölümünün uzunluğu [L]
M	: Değişken debi dağılımı için düzeltilmiş debi üssü ($m_a = \alpha m$)
m	: Sabit debi dağılımı için debi üssü
n	: Çap üssü
$N, (n+1)$	: Lateral boyunca toplam damlatıcı sayısı
N_1	: Lateralin D_1 çaplı mansap bölümündeki toplam damlatıcı sayısı
n_c	: Akım rejiminin değiştiği geçiş noktası
n_{min}	: Minimum çıkış akımı noktası
p	: $(-dV/dX)^{1/y}$ (DM Metodu)
Q	: Lateral debisi [L^3T^{-1}]
$Q(x)$	: Lateral boyunca mansaptan itibaren herhangi bir x mesafesindeki toplam debi [L^3T^{-1}]
Q_n, Q_{n+1}	: Ardışık (n) ve $(n+1)$ inci damlatıcılara ait boru bölümlerindeki lateral debileri [L^3T^{-1}]
Q_{in}, Q_1	: Lateral giriş debisi [L^3T^{-1}]
Q_{in1}	: Lateralin L_1 uzunluğundaki mansap bölümü girişindeki toplam debi [L^3T^{-1}]
$Q_{0.5}$	: Lateralin mansaptan itibaren ilk yarısındaki debi [L^3T^{-1}]
Q_r	: Lateral mansap uç bölümünde son damlatıcıdan itibaren artık debi [L^3T^{-1}]
q	: Tekil damlatıcıdan hasıl olan çıkış akımı (debi) [L^3T^{-1}]
$q(X)$	: Boyutsuz X mesafesindeki çıkış akımı [L^3T^{-1}]
$q(x)$	: Lateral boyunca mansaptan itibaren herhangi bir x mesafesindeki damlatıcı debisi [L^3T^{-1}]
q_{min}	: Minimum çıkış akımı (debi) [L^3T^{-1}]
q_n, q_{n+1}	: Ardışık (n) ve $(n+1)$ inci damlatıcılara ait debiler [L^3T^{-1}]

$q, q(x)$	: Birim lateral uzunluğundaki debi [L^2T^{-1}]
q_{av}	: Ortalama damlatıcı debisi [L^3T^{-1}]
q_{L1}	: Lateralin L_1 uzunluğundaki mansap bölümündeki ortalama damlatıcı debisi [L^3T^{-1}]
$q_{0.5}$	: Lateralin mansaptan itibaren ilk yarısındaki ortalama debi [L^3T^{-1}]
q_0	: Lateral mansap uç noktasından itibaren ilk damlatıcıdaki debi [L^3T^{-1}]
q_{req}	: Gerekli ortalama damlatıcı debisi [L^3T^{-1}]
$q(0)/q_{av}$	: Lateral menba uç noktasındaki rölatif debi
$q(1)/q_{av}$	: Lateral mansap uç noktasındaki rölatif debi
R_n	: Lateralin (n)inci bölümündeki Reynolds sayısı
r	: Büzülme bölgesindeki net boru kesit alanının toplam boru kesit alanına oranı (A_r/A)
s	: Lateralde ardışık damlatıcılar arasındaki mesafe [L]
s_{in}	: Lateral girişi ile menba uçtaki ilk damlatıcı arasındaki mesafe [L]
$S_f(x)$	: Lateral boyunca mansaptan itibaren herhangi bir x mesafesindeki enerji çizgisi eğimi
S_0	: Türetilmiş üniform lateral boru eğimi
s_0	: Üniform lateral boru eğimi
t	: Zaman koordinatı [T]
UC	: Christiansen üniformluk katsayısı
UC_H	: Hidrolik değişim katsayısı göz önüne alınarak hesaplanan üniformluk katsayısı
V_n, V_{n+1}	: Ardışık (n) ve (n+1)inci damlatıcılara ait boru bölümlerindeki akım hızları [LT^{-1}]
$V_n^2/2g$	: Lateralin (n)inci bölümüne ait kinetik enerji [L]
V_{div}	: $q/q_{av} = 1.0$ olduğu noktadaki boyutsuz hız [LT^{-1}]
V_{LQ}	: $X = 0.75 X_0$ olduğu noktadaki boyutsuz hız
v	: Lateral borudaki akım hızı [LT^{-1}]
v_0	: Lateral girişindeki ortalama akım hızı [LT^{-1}]
$V = v/v_0$	: Boyutsuz hız (Diferansiyel metot)
V_r	: Damlatıcı ekseninden geçen boru kesitindeki akım hızı [LT^{-1}]
V_c	: Akımın büzüldüğü minimum kesitten geçen akım hızı [LT^{-1}]
W	: $H_{f0}/L^{m+1} = kq_{av}^m/s^m D^{m+3}$
x	: Yer koordinatı [L]
x	: Lateral mansap uç noktasından itibaren orijinal mesafe [L]
x'	: Lateral mansap uç noktasından itibaren hayali mesafe [L]
x_{max}, x_{min}	: Maksimum ve minimum çıkış akımı noktalarının mansap uç noktasına mesafesi [L]
x_0	: Karakteristik uzunluk [L]
$X = x/x_0$	: Boyutsuz mesafe (Diferansiyel metot)
$X_0 = L/x_0$	: Boyutsuz uzunluk oranı (Diferansiyel metot)
X_{div}	: $q/q_{av} = 1.0$ olduğu noktadaki boyutsuz koordinat
y	: Akım rejimine ve damlatıcı tipine bağlı damlatıcı debi üssü
z_n, z_{n+1}	: Kıyas düzlemine göre ardışık (n) ve (n+1)inci damlatıcıların geometrik kotları [L]
Δ_0	: Giriş basınç yükünün belirlenmesinde ortalama basınç yükünün artış miktarı [L]
Δ_d	: Giriş basınç yükü azaltma/artırma miktarı ($\Delta_0/10$)
$\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3...$	: Karakteristik düzeltme parametreleri
ΔF	: Toplam basınç kuvvetindeki değişim [MLT^{-2}]

ΔH_{fN}	: Lateral boyunca toplam sürtünme kaybı [L]
ΔH	: Lateralin menba ve mansap uç noktalarındaki toplam enerji farkı [L]
ΔH	: Lateral boyunca izin verilen maksimum basınç yükü farkı [L]
ΔH_{n+1}	: Ardışık (n) ve (n+1) inci damlatıcılar arasında momentum değişiminden kaynaklanan basınç yükü değişimi [L]
ε	: Lateral mansap uç bölümünde son damlatıcıdan itibaren izin verilen maksimum rölatif hız
ε/D	: Lateral borunun eşdeğer pürüzlülüğü
ν	: Suyun kinematik viskozitesi [L^2T^{-1}]
χ	: Türbülanslı akım rejimindeki sürtünme kaybı sabiti
α	: Yere bağlı değişken debi üssü
β	: $\pi^2 g D^4 s^2 / 8 c^2$ (SAA Metodu)
ε	: Damlatıcı ara mesafesinin lateral giriş mesafesine oranı ($0 \leq \varepsilon \leq 1.0$)
ρ	: Suyun yoğunluğu [ML^{-3}]
$\phi(n)$	: Karakteristik debi düzeltme parametresi (SAM metodu)
$\alpha_N, \beta_N, \gamma_N, \delta_N, \zeta_N$	: Toplam düzeltme faktörleri (SAM metodu).

**MİKROSULAMA LATERAL BORULARINDA HİDROLİK HESAP
METOTLARININ KARŞILAŞTIRMALI ANALİZİ VE
ÇOK ÇAPLI BORULAR İÇİN LİNEER ÇÖZÜM METODU**

ÖZET

Mikro-sulama sisteminin temel unsuru olan lateral borular, sistemin tamamında öngörülen ünlformluk seviyesi, basınç yükü değışimi ve toplam sürtünme kaybı kriterlerine bağılı olarak tasarlanabilen hidrolik yapılardır. Hidrolik bakımdan lateraldeki akım, mansap yönünde damlatıcı debisindeki azalmayla birlikte, yere bağılı değışken debi fonksiyonunun geçerli olduğı düzenli boru akımıdır.

Mikro-sulama sisteminin optimum hidrolik tasarımı için, sabit çaplı lateral borulara alternatif olarak, boru çapının menbadan mansaba doğru giderek azaldığı iki veya daha çok çaplı boru hatları tercih edilmektedir. Söz konusu boru sistemlerinin daha küçük çaplı mansap kısmında, öngörülen çap ve uzunluk değerlerinin, boru hattının tamamında izin verilen toplam sürtünme kaybı ve basınç yükü değışimi gibi hidrolik kriterlere uygun biçimde belirlenmesi gerekir.

Çalışmanın ilk kısmında, üniform eğimli ve sabit çaplı bir lateral boru için lateral hidroliğinin temel prensipleri detaylı olarak sunulmaktadır.

Çalışmanın ikinci kısmında, sabit veya yere bağılı değışken debi yaklaşımlarından hareketle ortaya konan analitik ve nümerik hidrolik hesap metotları; kullanılan çözüm metodu ve formülasyonlar, başlıca kabuller ve basitleştirmeler ve uygulamadaki farklılıklar bakımından analiz edilerek sınıflandırılmaktadır. Söz konusu hesap metotlarının uygulamaları için farklı tipte lateral tasarım problemleri seçilerek; farklı eğim koşulları, sulama parametreleri, ve damlatıcı karakteristikleri için elde edilen sonuçlar, boyutsuz eğriler halinde karşılaştırılmaktadır.

Çalışmanın üçüncü kısmında, üniform eğimli çok çaplı lateral boruların optimum hidrolik tasarımı için, damlatıcı debi-basınç yükü ilişkisinin lineer olması kabulünden hareketle, yere bağılı değışken debi fonksiyonuna dayanan lineer bir çözüm metodu sunulmaktadır. Farklı eğim koşulları ve basınç yükü değışimi kriterlerine bağılı olarak verilen 3 farklı tasarım kombinasyonu için, lineer çözüm metodundan elde edilen sonuçlar, literatürdeki mevcut metotların sonuçları ile tasarım eğrileri halinde karşılaştırılmaktadır.

COMPARATIVE ANALYSIS OF HYDRAULIC CALCULATION METHODS IN DESIGN OF MICROIRRIGATION LATERALS AND LINEAR SOLUTION METHOD FOR TAPERED PIPES

SUMMARY

Lateral pipes which are the main part of micro-irrigation systems are hydraulic structures whose design is limited by the desired level of uniformity, pressure head variation and total friction loss criteria. Hydraulically, flow in the lateral pipe is considered to be a steady, spatially varied flow with decreasing emitter outflow in the downstream direction.

To alternate single diameter lateral pipes, tapered two or multi-diameter pipes are preferred for optimum hydraulic design of micro-irrigation systems. In the downstream segment of tapered pipes having a smaller diameter, the design diameter and length values should be determined depend on the hydraulic design criteria such as allowable total friction loss and pressure head variation along the pipeline.

In the first part of this study, considering a lateral pipe with single diameter and uniform slope, basic principles of lateral hydraulics are comprehensively evaluated.

In the second part, some analytical and numerical hydraulic calculation methods based on the constant or spatially variable discharge approach, are clearly analyzed and classified for comparative purposes from point of view such as solution methods, basic assumptions, formulations used, and differences in application. In order to present the applicability of these methods, for different slope cases, various irrigation parameters and emitter characteristics, three types of lateral hydraulic problems are considered then; the results obtained from their solutions, are compared in the form of the dimensionless design curves.

In the third part, for optimum hydraulic design of tapered laterals with uniform slope, a linear solution method based on the spatially variable discharge function is presented for the case of a relationship between emitter discharge and pressure head which is linear. For three design combinations including different slope cases and pressure head variation criteria, the results from the comparison test between the linear solution and the existent alternative methods, are clearly evaluated and shown in the design curves.

1. GİRİŞ

1.1 Konunun Önemi

Günümüzde hızlı nüfus artışı ve doğal kaynakların yeterince korunamaması sebebiyle kullanılabilir su kaynaklarının gittikçe azalmış olması, sulama suyu için ayrılan sınırlı kaynakların oldukça ekonomik düzeyde kullanılmasını zorunlu kılmaktadır. Son yıllarda, kısıtlı olan ve maliyetleri sürekli artan enerji ve su kaynaklarının kullanımında tasarruf sağlamak amacıyla sulama suyu sarfiyatını minimum düzeyde tutan, diğer sulama yöntemlerindeki (yüzeysel, yağmurlama) buharlaşma, rüzgar etkisiyle saçılma ve derine sızma yoluyla meydana gelen su kayıplarını bertaraf eden; buna mukabil diğer sulama yöntemlerine kıyasla daha yüksek verim sağlayan düşük hacimli mikro-sulama sistemleri tercih edilmektedir. Üzerinde çok ayrıntılı araştırmaların yapıldığı bu sistemler, her geçen gün gittikçe artan bir uygulama alanı bulmaktadır.

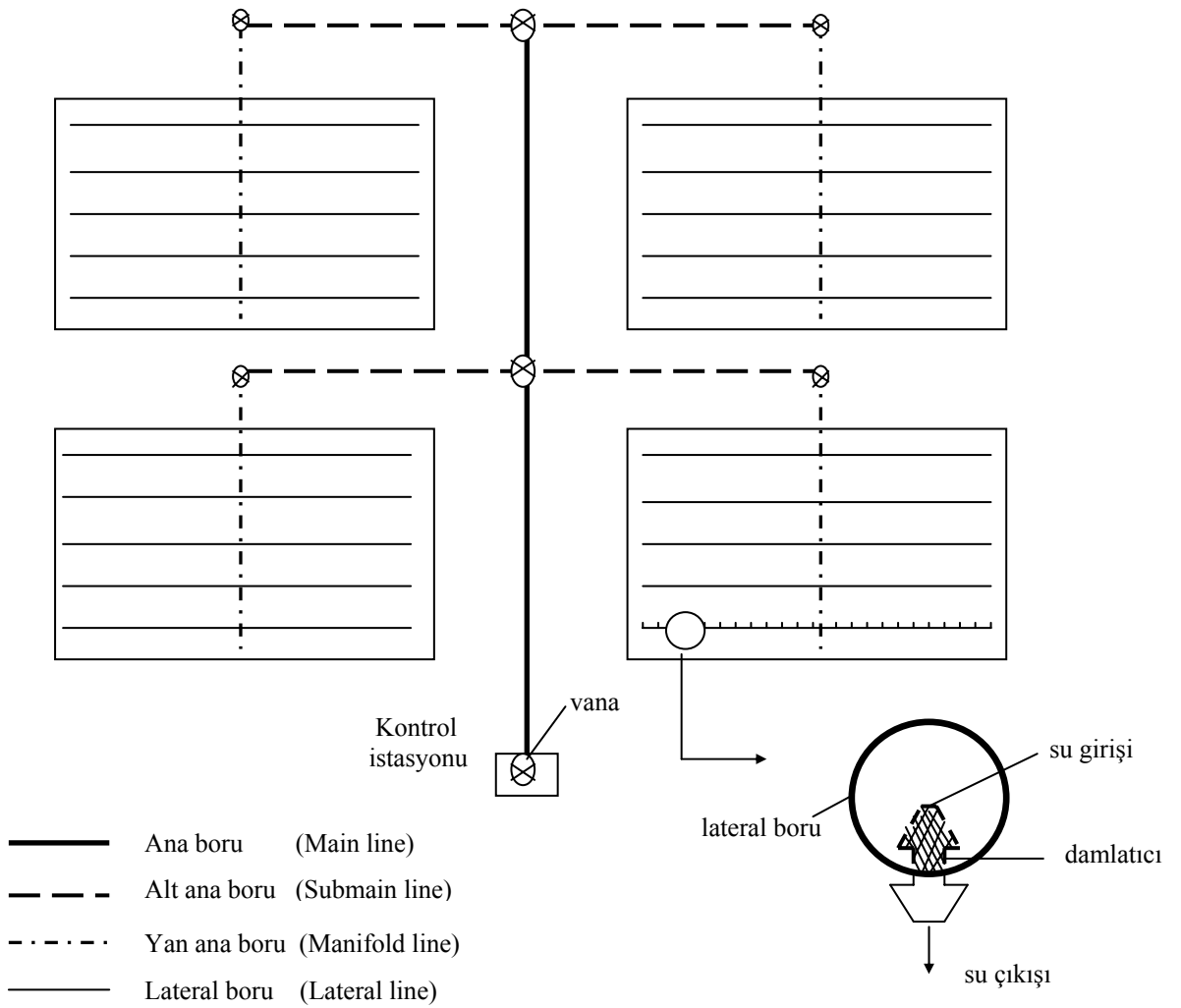
Araştırmacılar mikro-sulama yöntemi ile yüzeysel ve yağmurlama sulama yöntemlerini; ilk yatırım maliyeti, su temini, işletme kolaylığı, işletme giderleri ve hizmet süresi bakımından değerlendirerek bir sınıflandırma yapmışlar; sıralı bitkilerde, bütün topografik şartlarda, sızma oranı en az 0.05 cm/sa olan her türlü zeminde, tuzlu sular dahil olmak üzere her çeşit su kaynağından faydalanılması halinde, bu yöntemin %70-85 arasında bir uygulama verimi sağlayacağını ifade etmişlerdir (Ağıralıoğlu ve diğ., 2000; Ağıralıoğlu ve Yıldırım, 2002).

1.2 Konunun Tanıtımı

Mikro-sulama yönteminde temel prensip, bitkide nem eksikliğinden kaynaklanan bir gerilime sebep olmadan, her defasında az miktarda sulama suyunu sık aralıklarla yalnızca bitki köklerinin geliştiği ortama vermektir. Şekil 1.1’de görüldüğü gibi arındırılmış sulama suyu, ana boru (main line), alt ana boru (submain line) ve yan ana borularla (manifold) lateral boru hattına kadar iletilmekte, lateral boru üzerindeki

damlatıcılar (emitters) vasıtasıyla düşük basınç altında bitkinin kök bölgesine verilmektedir (Saad ve Marino, 2002).

Sulama suyunun doğrudan bitkiye ulaştırılmasında görev alan lateral borular ve damlatıcılar bu sistemin en önemli unsurlarıdır. Diğer sulama yöntemlerine oranla, sulama suyunun bitki kök bölgesine daha denetimli ve üniform uygulanabildiği bu yöntemin başarısı, sistemdeki lateral boruların doğru biçimde projelendirilmesine, ayrıca, toprağın bünyesine ve bitkinin su ihtiyacına en uygun damlatıcı tipinin seçilmesine bağlıdır.



Şekil 1.1: Mikro- Sulama Sistemi Boru Hatları ve Lateral Boru Enkesiti

Mikro-sulama sistemi lateral borularının projelendirilmesinde genellikle takip edilen yöntem, öngörülen damlatıcı özelliği, lateral boru uzunluğu ve boru çapı için, damlatıcı debileri arasındaki değişimin belirli bir sınır değerini aşmamasını sağlamaktır. Bir başka anlatımla, damlatıcı debileri arasındaki değişimin kabul edilebilir bir uniformluk katsayısını sağlayacak biçimde düzenlenmesidir. Sistemin uniformluk seviyesi, lateral üzerindeki tüm damlatıcı debilerinin ortalama damlatıcı debisinden sapmalarının değerlendirildiği Christiansen uniformluk katsayısı, UC (Christiansen's uniformity coefficient) (Christiansen, 1942) ve lateralın son çeyreğindeki ortalama debinin lateralın tamamındaki ortalama debiye oranı olarak tanımlanan son çeyrek dağıtım uniformluk katsayısı, DU_{LQ} (Lower-quarter distribution uniformity), hesaplanarak tayin edilmektedir.

Howell ve Hiler (1974); $UC \geq 0.95$ olması halinde yeterli düzeyde; $UC \geq 0.975$ şartının sağlanmasıyla da arzu edilen uniformlukta bir su dağılımının elde edilebileceğini belirtmişlerdir. Araştırmacılar tarafından verilen bu sınır değerler, mikro-sulama sistemine ait projelendirmenin kabul veya reddedilmesine esas teşkil etmektedir (Yıldırım, 2001). Diğer taraftan aynı araştırmacılar, uniformluk katsayısının en hassas ve doğru biçimde belirlenebilmesi için lateral üzerindeki tüm damlatıcı debilerinin hesaba katılması gerektiğini belirtmişlerdir.

Lateral boru sisteminin en iyi şekilde projelendirilebilmesi, lateral giriş basınç yükü, boru hattı boyunca ortaya çıkan toplam yük kaybı ve su uygulama uniformluk katsayısı (UC, DU_{LQ}) arasındaki hassas dengenin sağlanması ile mümkündür. Buradan hareketle, sistemde öngörülen toplam yük kaybı ve uniformluk seviyesi değerlerini sağlayacak optimum giriş basınç yükünün belirlenmesi lateral hidroliğinin temel problemidir. Zira lateral boyunca enerji çizgisinin değişimi ve çıkış akımı dağılımı, lateral girişindeki basınç yükü değerine bağlı olarak farklı profillerde oluşmaktadır (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2001). Bu nedenle öngörülen giriş basınç yükü şu iki sınır şartını birlikte sağlamalıdır (Hathoot ve diğ., 1993): 1) Giriş basınç yükü, lateralın herhangi bir noktasında eksi basınç yükü oluşumuna meydan vermeyecek kadar büyük değerde olmalı; 2) Giriş basınç yükü, lateralın mansap uç noktasından menba yönüne doğru bir geri akımın (back-flow) oluşmasına izin vermeyecek ölçüde küçük değerde kalmalıdır (Aksi takdirde, lateral boyunca damlatıcı debileri toplamı lateral giriş debisini aşacaktır). Bununla beraber lateral

mansap uç noktasında son damlatıcıdan itibaren kalan boru kısmındaki artık lateral debisinin kabul edilebilir mertebede küçük bir değerde kalması sağlanmalıdır.

Görüleceği üzere, lateral giriş basınç yükü yukarıda izah edilen sınır şartlarını aynı anda sağlayacak bir projelendirme aralığı içerisinde tayin edilmelidir. Zira, lateral giriş basınç yükünün sınır şartları ile belirlenmiş projelendirme aralığının altında seçilmesi, herhangi bir damlatıcıda eksi basınç yükünün oluşmasına sebebiyet verirken; bu aralığın üzerinde bir değer seçilmesi ise mansap uç noktasından menba yönüne doğru bir geri akımın doğmasına yol açacaktır. Belirlenen projelendirme aralığında, giriş basınç yükü değişimine bağlı olarak üniformluk katsayısı, toplam sürtünme kaybı ve artık lateral debisi gibi tasarım parametreleri de değişeceğinden, en uygun projelendirmeyi sağlayacak giriş basınç yükü değeri, öngörülen tasarım parametrelerine bağlı olarak projelendirme aralığı içinden belirlenebilmektedir (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2002a, 2002b).

Bir mikro-sulama sisteminin tasarımı lateral hidroliğinin ve damlatıcı karakteristiklerinin iyi bilinmesine bağlıdır. Lateral boruda gerçekleşen akımın hidroliği birçok araştırmacı tarafından incelenmiş, konu ile ilgili analitik ve nümerik yöntemler geliştirilmiştir (Bkz. Konuyla İlgili Önceki Çalışmalar).

Araştırmacılar şu iki temel yaklaşımdan hareketle lateral hidroliği problemlerinin çözümünü araştırmışlardır: Bunlardan birincisi, lateral boyunca sabit ve üniform bir çıkış debisinin geçerli olduğu kabulüne dayanan sabit debi yaklaşımıdır (Wu ve Gitlin, 1975; Wu ve Yue, 1993; Keller ve Bliesner, 1990).

Ancak basitleştirilmiş uniform çıkış akımı profiline dayanarak elde edilen analitik denklemlerin çözümleri gerçek nümerik çözümlerden oldukça farklı sonuçlar verdiğinden son yıllarda, lateral boyunca üniform olmayan çıkış akımı profilini esas alan yeni çözüm metotları geliştirilmektedir. Araştırmacıların klasik sabit debi yaklaşımına alternatif olarak geliştirdikleri ikinci temel yaklaşım, lateral boyunca sürekli yük kayıplarının sebep olduğu enerji çizgisindeki azalma ve mansap istikametinde lateral debisindeki yere bağlı azalmaya paralel olarak damlatıcılarda, değişken ve üniform olmayan bir çıkış akımının geçerli olduğu ortaya koyan değişken debi yaklaşımıdır (Warrick ve Yitayew, 1988; Yitayew ve Warrick, 1988; Hathoot ve diğ., 1993; Kang ve Nishiyama, 1996a, 1996b; Valiantzas, 1998, 2002a, 2002b; Vallesquino ve Escamilla, 2001, 2002).

Gerçekte, damlatıcılar arasında kalan her bir boru kısmında düzenli boru akımı şartlarına uygun, mansap istikametinde lateral debisindeki yere bağlı azalmaya paralel olarak her bir damlatıcıda değişken ve üniform olmayan bir çıkış akımı hasıl olduğundan, lateral boyunca enerji çizgisinin belirlenmesinde ikinci yaklaşımdan hareketle geliştirilen metotların daha gerçekçi sonuçlar verdiği görülmüştür (Hathoot ve diğ., 1993, 2000; Kang ve Nishiyama, 1996a, 1996b; Jain ve diğ., 2002).

Diğer taraftan, mikro-sulama sistemindeki boru hatlarının ekonomik boyutlandırılması için, sabit çaplı lateral borular yerine, öngörülen hidrolik kriterleri sağlayan, aynı zamanda boru maliyetini de minimum yapan değişken çaplı (tapered, multi-diameter, set-of-connected) lateral boruların kullanımı tavsiye edilmiştir. Son yıllarda yapılan çalışmalarda söz konusu boruların boyutlandırılması ve ilgili akım parametrelerinin hesaplanabilmesi için alternatif yaklaşımlar ortaya konmuştur (Wu ve Gitlin, 1977; Jain ve diğ., 2002; Vallesquino ve Luque-Escamilla, 2001, 2002; Valiantzas, 2002b).

1.3 Çalışmanın Hedefi, Kapsamı ve Metodu

Mikro-sulama sisteminin doğru biçimde tasarımı, bu sistemde sulama suyunun dağıtımı fonksiyonunu üstlenen lateral boruların hidroliğine ait temel esasların ve kullanılan damlatıcı karakteristiklerinin iyi bilinmesine bağlıdır. Bu nedenle, çalışmanın ilk safhasında (3. Bölüm) lateral hidroliğinin temel prensipleri (yönetici denklemler) ortaya konarak, bu esaslara dayanılarak geliştirilen hidrolik hesap metotlarının analizi ve farklı tasarım kombinasyonları için karşılaştırılması (4. Bölüm) hedeflenmiştir.

Sabit çaplı lateral boruda değişken debi yaklaşımından hareketle ortaya konan analitik ve nümerik yöntemlerin kendi arasında farklı kabullere, basitleştirmelere ve çözüm metotlarına dayandığı göz önüne alınırsa en doğru projelendirmeye esas teşkil edecek metodun belirlenebilmesi için, bu metotlar arasında ayrıntılı bir karşılaştırmalı analiz yapılmasının zaruri olduğu aşikardır.

Bu nedenle çalışmanın ikinci safhasında (4. Bölüm), literatürdeki sabit debi ve değişken debi yaklaşımına dayanan hidrolik hesap metotlarının (FSM: Forward-Step Method, DM: Differential Method, SAA: Simplified Analytical Approach, RKM: Runge-Kutta Numerical Method, CDM: Constant-Discharge Method, VDM:

Variable-Discharge Method ve SAM: Successive-Approximations Method); kullanılan çözüm metodu ve formülasyonlar, başlıca kabuller ve basitleştirmeler ve uygulamadaki farklılıklar bakımından analizi; farklı sulama parametreleri, damlatıcı karakteristikleri ve farklı eğim koşulları için boyutsuz eğrilerle karşılaştırılması hedeflenmiştir. Bu metotlar arasında, Hathoot ve diğ. (1993) tarafından geliştirilen ve literatürde “en doğru çözüm” olarak tanımlanan ileriye doğru adım-adım hesap metodunun (FSM) diğer metotlara göre daha hassas ve doğru sonuçlar verdiği birçok araştırmacı tarafından belirtilmiştir (Kang ve Nishiyama, 1996a, 1996b; Valiantzas, 1998, 2002a, 2002b; Vallesquino ve Luque-Escamilla, 2001, 2002; Jain ve diğ., 2002; Yıldırım ve Ağralıoğlu, 2004b).

Çalışmanın üçüncü safhasında (5. Bölüm), üzerinde laminar akışlı damlatıcılar bulunan değişken çaplı (çapı menbadan mansaba doğru gittikçe azalan) bir lateral borunun hidrolik analizi ve tasarımı için basitleştirilmiş analitik bir yaklaşım sunulacaktır. Bu analitik metoda göre, damlatıcı debisi ile basınç yükü arasındaki ilişkinin lineer olması halinde, değişken debi kabulüne dayanılarak, farklı çap değerlerine sahip boru uzunlukları ve ilgili akım parametreleri hesaplanabilmektedir. Sunulan analitik metot farklı tasarım kombinasyonları için literatürdeki mevcut metotlarla karşılaştırılarak, önerilen analitik çözümün diğer metotlara göre daha doğru sonuçlar verdiği gösterilecektir.

2. KONUYLA İLGİLİ ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR

2.1 Literatür Özeti

Wu ve Gitlin (1975); Keller ve Bliesner (1990), mikro-sulama lateral borularında basınç yükü ve çıkış akımı profillerinin belirlenebilmesi için, lateral boyunca üniform çıkış akımı kabulüne dayanan enerji çizgisi eğimi metodunu (Energy-Gradient Line Method, **EGL**) geliştirmişlerdir. Araştırmacılar, mikro-sulama laterallerinin mansap kısmında laminar akım şartlarının, önemli bir menba uzunluğunca hidrolik yönden pürüzsüz borulardaki türbülanslı akım şartlarının hakim olduğunu belirtmişlerdir. Araştırmacılara göre, pürüzsüz boruda türbülanslı akıma ilişkin Blasius denklemi ile verilen sürtünme katsayısının, laminar rejimin hakim olduğu lateralın mansabındaki bölgeye uygulanmasıyla ortaya çıkan hata önemli düzeyde değildir. Araştırmacılar bu yaklaşımla, sürtünme kayıplarının lateral boyunca sabit bir sürtünme faktörüne bağlı olarak hesaplandığı basitleştirilmiş bir çözüm tarzı sunmuşlardır.

Ancak, lateral üzerindeki damlatıcılara ait üretici değişimi etkisini ve değişken çıkış akımını göz ardı eden basitleştirilmiş bu analitik denklemlerin çözümleri gerçek nümerik çözümlerden oldukça farklı sonuçlar verdiğinden, bu metodun hidrolik hesaplamalarda önemli sapmalara yol açabileceği belirtilmektedir (Kang ve Nishiyama, 1996a, 1996b; Valiantzas, 1998, 2002a, 2002b; Jain ve diğ., 2002). Anyoji ve Wu (1987), basınç yükü değişim katsayısı (CV_H) ve üreticiden kaynaklanan debi değişiminin (CV_M) belirlenebilmesi için istatistiksel bir yöntem sunmuşlardır.

Warrick ve Yitayew (1988), klasik sabit debi yaklaşımına alternatif olarak, yere göre değişen debi fonksiyonunu ihtiva eden analitik bir çözüm yöntemi geliştirmişlerdir. Araştırmacılara göre, damlatıcıların lateral üzerine çok yakın aralıklarla yerleştirilmesi durumunda lateral, boylamasına yarıklardan teşekkül eden ana borunun homojen bir sistemi olarak düşünülebilir. Araştırmacılar bu yaklaşımdan hareketle lateral borudaki

üniform olmayan akımı, 2. mertebeden lineer olmayan adi diferansiyel denklem formunda ifade etmişlerdir (Differential Method, **DM**).

Yitayew ve Warrick (1988), diferansiyel metottan elde edilen sonuçları Runge-Kutta nümerik çözüm yöntemi ile (**RKM** method) kontrol ederek, her iki çözümün birbiri ile uyumlu sonuçlar verdiğini farklı uygulamalar üzerinde göstermişlerdir. Araştırmacılar, hız yükü değişiminin enerji dağılımı üzerindeki etkisini ortaya koymak üzere, analitik çözümde tanımladıkları hız yükü sabitinin farklı değerleri için tasarım analizleri yaparak, elde edilen sonuçları bir grafik üzerinde göstermişlerdir. Elde edilen bulgulara göre, hız yükü sabitinin 0.1'den küçük değerleri için elde edilen debi dağılımının, hız yükü sabiti 0 alınarak elde edilen debi dağılımından önemli bir farklılık göstermediği sonucuna varılmıştır (Yitayew ve Warrick, 1987, 1988).

Yitayew (1989) geliştirilen analitik çözüm metodunun devamı olarak, pürüzsüz boruda türbülanslı akış rejimine sahip damlatıcıların kullanıldığı lateralde sürtünme yük kayıplarının tahmini için, menba ve mansap uç noktalarındaki rölatif damlatıcı debisi değerlerine bağlı olarak, laminar ve türbülanslı rejimdeki boru akımları için basitleştirilmiş bir analitik yaklaşım (Simplified Analytical Approach, **SAA**) sunmuştur. Scaloppi ve Allen (1993), sabit veya sürekli değişen çıkış akımına sahip yağmurlama, mikro-sulama lateralleri veya yan ana borulardaki basınç dağılımını belirlemek için diferansiyel bir yaklaşım geliştirmişler, sabit ve değişken çıkış akımı profillerine dayanılarak elde edilen diferansiyel denklemleri farklı sulama sistemlerine ait lateral borular için karşılaştırmalı olarak sunmuşlardır.

Wu (1992), Wu ve Yue (1993), lateral boyunca toplam sürtünme kayıplarının ve çıkış akımı dağılımının belirlenebilmesi için, ortalama debi yaklaşımından hareketle, Wu ve Gitlin (1975) tarafından verilen klasik enerji çizgisi eğimi metodunu geliştirmişlerdir (Revised EGL method, **REGL**). Araştırmacılar, her iki metodun sonuçlarını farklı damlatıcı tipleri ve eğim koşulları için, Bralts ve Segerlind (1985) tarafından sonlu elemanlar metoduna dayanılarak geliştirilen ve mansaptan menbaya doğru adım adım hesaplama (Step-by-Step method, **SBS**) prensibine dayanan SBS metodu ile karşılaştırmışlardır. Wu (1992), türbülans akışlı damlatıcıların kullanılması ve boyutsuz debi değişim parametresinin ($q_{var} = (q_{max} - q_{min}) / q_{max}$) %10'dan küçük olması halinde klasik **EGL** metodunun kullanılabileceğini; diğer damlatıcı türlerinin seçilmesi ve boyutsuz debi değişim parametresinin %10'dan büyük olması halinde ise **REGL** metodunun daha iyi sonuçlar verdiğini belirtmiştir.

Hathoot ve diğ. (1993) üzerinde eşit aralıklarla yerleştirilmiş nokta kaynaklı damlatıcılar bulunan üniform eğimde döşenmiş bir lateral boruyu göz önüne alarak, tüm damlatıcı debilerinin ayrı ayrı hesaplandığı, ardışık damlatıcılar arasında kalan her bir boru kısmında hız yükü ve uygun sürtünme katsayısı formülünü belirleyen Reynolds sayısındaki değişimlerin de hesaba katıldığı; menbadan mansaba doğru adım adım hesaplama prensibine dayanan ileri adım metodunu (Forward-Step Method, **FSM**) geliştirmişlerdir. Araştırmacılar, lateral borudaki akımı düzenli, mansap istikametinde damlatıcı çıkış akımı ile birlikte yere göre değişen bir akım olarak ifade etmişlerdir. Ardışık damlatıcılar arasındaki her bir boru kısmında cereyan eden akımın, düzenli boru akımına ait temel hidrolik denklemleri kullanılarak belirlendiği; her boru dilimindeki akımın rejimine bağlı olarak sürtünme kayıplarının, basınç ve debi dağılımlarının adım adım hesaplandığı bu metot literatürde (Kang ve Nishiyama, 1996a, 1996b; Vallesquino ve Luque-Escamilla, 2001, 2002; Jain ve diğ., 2002; Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004b) “en doğru çözüm” olarak gösterilmektedir.

Mikro-sulama alt boru ünitelerinin hidrolik analizi için sonlu elemanlar metodu (Finite-Elements Method, **FEM**) birçok araştırmacı tarafından kullanılmıştır (Bralts ve Segerlind, 1985; Bralts ve diğ., 1993; Kang ve Nishiyama, 1994; Kang ve Nishiyama, 1996a, 1996b). Kang ve Nishiyama (1996a), düz veya eğimli arazi koşullarında yan ana borulara tekil veya çift laterallerin (single or paired laterals) bağlanması durumunda lateral boyunca basınç ve debi dağılımının belirlenmesi için, lateral girişindeki basınç yükünün (inlet pressure head) bağımsız değişken kabul edildiği bir yaklaşımdan hareketle, sonlu elemanlar şeması ile birlikte üstel lateral debisi denklemini kullanmışlardır. Jain ve diğ. (2002), tekil, çift ve çok çaplı laterallerin (tapered laterals) hidrolik projelendirilmesi için Kang ve Nishiyama (1996a) tarafından verilen üstel lateral debisi denklemini geliştirerek, basitleştirilmiş güç denklemi formunda ifade etmişlerdir.

Anwar (1999a), (1999b), (2000), tekil veya çok çaplı laterallerdeki sürtünme kayıplarının hesaplanması için, klasik Christiansen sürtünme faktöründen (Christiansen, 1942) hareketle, lateral boyunca üniform çıkış akımı ve sabit sürtünme faktörü kabullerine dayanan alternatif bir yaklaşım sunmuştur. Araştırmacı, mansap istikametinde değişken lateral debisine bağlı olarak sürtünme faktöründeki değişimin göz ardı edilmesi ile ortaya çıkan sapmaları bertaraf etmek üzere Anwar ortalama

düzeltilme faktörlerini (Anwar's G , G_a and F_{AVG} average correction factors) ortaya koymuştur.

Vallesquino ve Luque-Escamilla (2001), laminar ve türbülanslı rejimdeki tekil veya çok çaplı laterallerle yan ana boruların hidrolik projelendirilmesi için, ardışık yaklaşımlar yöntemine (Successive-Approximations Method, **SAM**) dayanan alternatif bir yaklaşım geliştirmişlerdir. Bu metotta lateral boyunca çıkış akımı profili Taylor serisi formunda, ayırık ve değişken damlatıcı debisi yaklaşımından hareketle, hesap yönü mansaptan menbaya doğru seçilmek suretiyle belirlenmektedir. Sürtünme kayıpları Darcy-Weisbach formülü ile birlikte, lateral boyunca değişken logaritmik sürtünme faktörlerine bağlı olarak hesaplanmaktadır. Bununla birlikte hız yükü değişimi dikkate alınırken, yerel yük kayıpları ihmal edilmektedir.

Vallesquino ve Luque-Escamilla (2001), **SAM** metodu ile Hathoot ve diğ. (1993) tarafından verilen **FSM** metodunu bir projelendirme örneği üzerinde karşılaştırmışlar ve her iki metodun sonuçlarının uyum içinde olduğunu belirtmişlerdir. Ancak araştırmacılar, bu karşılaştırmada **FSM** metodunun menba uçtaki giriş basınç yükü değerinden başlanmak sureti ile menbadan mansaba doğru hesaplama prensibini göz ardı ederek, ortalama damlatıcı debisi ve basınç yükünü mansap uça başlangıç değerler kabul etmek sureti ile, **SAM** metodu için belirlenen mansaptan menbaya doğru hesap yönünü kullanmışlardır.

Yıldırım ve Ağırlioğlu (2003a), bu hususa dikkat çekerek, araştırmacıların **FSM** metodu için elde ettikleri giriş basınç yükü değerinin seçilmesi halinde, mansap uçtan menbaya doğru önemli bir mesafe boyunca geri akım (back-flow) oluştuğunu; diğer bir ifade ile FSM metodu için verilen sınır şartlarının sağlanmadığını ileri sürmüşlerdir. Araştırmacılar, menbadan mansaba doğru hesaplama prensibine dayanarak, lateral mansabındaki bu geri akımı bertaraf edecek şekilde yeni giriş basınç yükü değerini belirlemişler; buna bağlı olarak yeni çıkış akımı ve yük kaybı profilleri elde etmişlerdir. Araştırmacılar elde edilen sonuçlardan hareketle, **SAM** metodunun sonuçları ile doğru hesaplanmış **FSM** metodundan elde edilen sonuçlar arasında önemli sapmalar olduğunu eğriler üzerinde ortaya koymuşlardır.

Vallesquino ve Luque-Escamilla (2002), tekil veya çok çaplı yağmurlama ve mikrosulama laterallerindeki yük kaybı ve debi dağılımının tahmini için, ardışık yaklaşımlar yönteminden hareketle, lateral boyunca değişken sürtünme faktörüne

(Vallesquino ve Luque-Escamilla, 2001) alternatif olarak, eşdeğer sürtünme faktörü modelini geliştirmişlerdir. Araştırmacılar, **SAM** metodu ve **FSM** metoduna göre farklı lateral çapları için debi dağılımlarını elde etmişler ve her iki metot arasında yakın bir uyum olduğunu belirtmişlerdir.

Yıldırım ve Ağırlioğlu (2004d), önceki tartışmada belirtilen hususlar doğrultusunda (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2003a), bu karşılaştırmanın FSM için verilen sınır şartları göz ardı edilerek yapıldığına dikkat çekerek, sınır şartlarını sağlayacak giriş basınç yükü değerini yeniden belirlemişler, buna bağlı olarak her iki metot arasında önemli farklılıklar olduğunu grafiksel olarak göstermişlerdir. Araştırmacılar, farklı lateral çapları için giriş basınç yükünün belirlenmesinde, debi dağılımından hareketle elde edilen değerlerin, enerji denkleminde elde edilen değerlere göre %3.5 ile %15 arasında farklılık gösterdiğine işaret ederek; her iki denklem takımından elde edilen debi dağılımlarını grafiksel olarak karşılaştırmışlardır. Diğer taraftan, eşdeğer sürtünme faktörü yaklaşımından hareketle, farklı giriş aralığına sahip lateraller için geliştirilen analitik ifadeler düzeltilerek, doğru türetilmiş analitik denklemler elde edilmiş ve yazarların dikkatine sunulmuştur.

Valiantzas (1998), geliştirilmiş enerji eğimi çizgisi (**REGL**) metoduna (Wu ve Yue, 1993) alternatif olarak, lateral veya yan ana boruların hidrolik tasarımı için, değişken çıkış akımı yaklaşımından hareketle, debi dağılımının üstel güç fonksiyonu formunda (power function form equation) ifade edildiği analitik bir çözüm yöntemi sunmuştur. Bu yöntem, lateral üzerindeki orifis (damlatıcı) sayısının sürekli çıkış akımı dağılımı üzerindeki etkisinin ortaya konduğu analitik bir yaklaşımla geliştirilmiştir (Valiantzas, 2002a). Araştırmacı, çok çaplı lateral boruların hidrolik tasarımı için Valiantzas (1998, 2002a) tarafından ortaya konan, -değişken çıkış akımı ve damlatıcı sayısının debi dağılımına etkisi- temel kabullerinden hareketle yeni bir analitik çözüm sunmuştur (Valiantzas, 2002b). Araştırmacı her üç çalışmada, laterallerin hidrolik tasarımı için külfetli ve uzun programlama zamanına ihtiyaç duyan bilgisayar destekli metotlar yerine, daha kullanışlı ve doğrudan genel çözüme götüren analitik bir yöntem ortaya koyduğuna işaret etmektedir.

Ancak, Yıldırım ve Ağırlioğlu (2003b, 2004a) damlatıcı debi-basınç yükü ilişkisi doğrusal olmayan lateraller için genel çözüme ulaştıracak analitik denklemleri elde etmenin oldukça güç olduğunu belirterek; doğru analitik yaklaşımlarla türetilmiş lineer bir çözüm tarzı sunmuşlardır. Araştırmacılar, Valiantzas (2002a) tarafından

verilen metodu, Yıldırım ve Ağırlioğlu (2003b) tarafından geliştirilen lineer çözüm ve Hathoot ve diğ. (1993)'nin verdiği FSM metodu ile karşılaştırmışlar; Valiantzas (2002a) tarafından ortaya konan analitik ifadelerin debi-basınç yükü ilişkisi lineer olan laminar rejime sahip damlatıcılı lateraller dışında genel çözümü vermekten uzak olduğunu belirtmişlerdir.

Bagarello ve diğ. (1997), mikro-sulama laterallerinin doğru projelendirilmesi için, borudaki sürekli yük kayıplarının yanı sıra akım içinde kalan damlatıcı bölümlerindeki yerel kayıpların doğru hesaplanması gerektiğini belirtmişlerdir. Araştırmacılar, Howell ve Hiler (1974); Howell ve Barinas (1980) ve Al-Amoud (1995)'e dayanarak, damlatıcı bağlantı yerlerindeki yerel kayıpların lateral boyunca damlatıcı sayısındaki artışla orantılı olarak toplam enerji kayıpları içerisinde önemli mertebelerde bulunabileceğine işaret etmişlerdir.

Al-Amoud (1995), yerel yük kayıplarının belirlenmesi için, lateral üzerine geçik 8 tip damlatıcı üzerinde deneysel bir çalışma yapmıştır. Araştırmacı yapılan deneyler sonucunda yerel yük kayıplarının, damlatıcının lateral boru içinde kalan kısmının şekli ve boyutlarıyla (protrusion shape and size) birlikte, azalan boru çapı ile de doğru orantılı olarak arttığını gözlemlemiştir.

Bagarello ve diğ. (1995), küçük çaplı PE (polyethylene) borular üzerinde akım direnci kanunundan (flow resistance law) hareketle deneysel bir çalışma yapmışlardır. Araştırmacılar, su sıcaklığının akım direnci kanunundaki parametreler üzerindeki etkisini belirlemek üzere, debi ve su sıcaklığındaki değişime bağlı olarak hesaplanan Reynolds sayısı için geniş bir aralık belirlemişlerdir. Akım direnci kanunu, deneysel olarak elde edilen Reynolds sayısı-boyutsuz sürtünme faktörü (R-f) değerlerinin istatistiksel bir analizinin yapıldığı ampirik bir yaklaşımla birlikte geliştirilen yarı-teorik bir yaklaşımla belirlenmiştir.

Bagarello ve diğ. (1997), lateral boruda akım içinde kalan damlatıcı bölümlerindeki yerel yük kayıplarını araştırmak üzere deneysel bir çalışma yapmışlardır. Çalışmada farklı çaptaki boru tipleri ve lateral üzerine geçik (on-line) damlatıcı türleri için, Reynolds sayısının farklı değerlerine bağlı olarak yerel kayıplar ölçülmüştür. Araştırmacılar, yerel kayıpları, kinetik enerji yüksekliğinin bir bölümü olarak tanımlamışlar; yerel yük kaybı hesabındaki K katsayısının, damlatıcının laterale tespit biçimine ve boru gövdesindeki deformasyona bağlı olarak belirlenmesi

gerektiğini bildirmişlerdir. Araştırmacılar, her bir boru çapı -damlatıcı türü çiftini; damlatıcının akım içinde kalan bölümlerinden kaynaklanan boru akış kesitindeki daralmayı temsil etmek üzere engelleme oranı (Obstruction Index, OI) parametresi ile tanımlamışlardır.

Alternatif bir yaklaşım olarak Karmeli ve Keller (1975) yerel yük kayıplarını, damlatıcı bağlantılarındaki kayıpların göz önüne alınarak birim boru uzunluğundaki yük kaybı artışına sebep olan eşdeğer uzunluk (l_e) parametresi ile ifade etmişlerdir. Howell ve Barinas (1980), lateral üzerine geçik 6 tip damlatıcı üzerinde yapılan deneysel çalışmalar sonucunda, eşdeğer uzunluk ile lateral debisi arasında ampirik bir bağıntı ortaya koymuşlardır.

Sinobas ve diğ. (1999), sıcaklığa bağlı olarak suyun yoğunluğu ve viskozitesindeki değişimin, damlatıcı debisi üzerindeki etkisini araştırmak üzere teorik ve deneysel bir çalışma yapmışlardır. Araştırmacılar, sıcaklığın su özellikleri ve plastik damlatıcı elemanları üzerindeki etkisine dikkat çekerek, bunlar arasında sıcaklığın suyun viskozitesi üzerindeki etkisinin önemli mertebede olduğuna işaret etmişlerdir. Ayrıca deneysel sonuçlardan hareketle, sıcaklığın 20°C ile 40°C arasındaki değişim aralığında sıcaklıktan dolayı debideki değişimin damlatıcı tipine bağlı olarak belirlenebileceğini ortaya koymuşlardır.

Juana ve diğ. (2002a), lateral boyunca damlatıcı bağlantılarındaki küçük yük kayıplarının (minor losses) tahmini için Belanger teoreminin (Belanger's theorem) kullanıldığı yarı-teorik bir yaklaşım ortaya koymuşlardır. Bu metotta, damlatıcı geometrik karakteristiklerinin bir fonksiyonu olan K yerel yük kaybı katsayısı ve eşdeğer uzunluk l_e değerleri boyutsuz Christiansen yük kaybı azaltma faktörü yardımıyla klasik EGL metoduna (Wu ve Gitlin, 1975) dayanılarak türetilmiştir.

Juana ve diğ. (2002b), bir önceki yarı-teorik yaklaşımın bir devamı olarak farklı damlatıcı türlerini göz önüne alarak K katsayısının belirlenmesinde C_c büzülme katsayısı ve l_e eşdeğer uzunluk değerlerini deneysel olarak belirlemişler; yarı-teorik yaklaşımdan tahmin edilen değerlerle deneyden ölçülen değerleri karşılaştırarak her iki sonucun birbirini doğruladığını ifade etmişlerdir. Araştırmacılar deneysel sonuçlardan yola çıkarak, l_e ve K değerlerinin belirlenmesinde; damlatıcı aralığının, giriş basınç yükünün ve Reynolds sayısının pratik bir önemi olmadığına işaret ederek; damlatıcıya ait türetilmiş boru kesit alanının borunun yüzey kesit alanına oranı olarak ifade edilen engelleme oranı (obstruction ratio) parametresinin bu değerlerin tahmininde etkili olduğunu belirtmişlerdir.

Yıldırım ve Ağırlioğlu (2004c, 2004e), araştırmacıların yarı-teorik ve deneysel olarak yaptıkları bu çalışmalarda, klasik EGL metoduna (Wu, 1975) dayanılarak Christiansen yük kaybı azaltma faktörüne bağlı olarak elde edilen analitik ifadelerin tüm damlatıcı türleri için geçerli olamayacağını; ancak laminar akışlı damlatıcıların ($y = 1.0$) kullanılması halinde ortaya konan bu metodun kullanılabileceğini doğru analitik türetmelerle ortaya koymuşlardır. Ayrıca, K ve I_e parametrelerinin hesaplanmasında kullanılan boyutsuz ortalama basınç yükü ve boyutsuz yük kaybına ilişkin araştırmacılar tarafından verilen denklemlerin sistematik olarak hatalı sonuçlar verebileceğine işaret edilerek, söz konusu denklemler doğru türetilmiş formları ile elde edilmiş ve yazarların dikkatine sunulmuştur.

2.2. Çalışmaların Değerlendirilmesi

Son yıllarda yapılan çalışmalarda, lateraldeki değişken debi profilinin belirlenebilmesi için farklı yaklaşımlardan ve kabullerden yola çıkılarak analitik ve nümerik çözüm metotları ortaya konmuştur. Lateral boruların hidrolik hesaplamalarına ilişkin literatürdeki mevcut çalışmalar şu ana başlıklar altında gruplandırılabilir:

1. Lateral borulardaki sürtünme kayıplarının belirlenmesi (Anwar, 1999a, 1999b, 2000; Scaloppi ve Allen, 1993; Vallesquino ve Luque-Escamilla, 2002; Yitayew, 1989; von Bernuth, 1990; von Bernuth ve Wilson, 1989; Watters ve Keller, 1978).
2. Damlatıcı bağlantılarından kaynaklanan yersel kayıpların belirlenmesi (Karmeli ve Keller, 1975; Howell ve Barinas, 1980; Al-Amoud, 1995; Bagarello ve Pumo, 1992; Bagarello ve diğ., 1995, 1997; Juana ve diğ., 2002a, 2002b; Sinobas ve diğ., 1999; Provenzano ve Pumo, 2004; Provenzano ve diğ., 2005; Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2006; Yıldırım, 2006).
3. Lateral boyunca debi ve basınç profillerinin belirlenmesi (Wu ve Gitlin, 1973, 1974, 1975; Wu, 1992, 1997; Wu ve Yue, 1993; Keller ve Bliesner, 1990; Warrick ve Yitayew, 1987, 1988; Yitayew ve Warrick, 1987, 1988; Vallesquino ve Luque-Escamilla, 2001).
4. Lateral boruların hidrolik tasarımı (Howell ve Hiler, 1974; Perold, 1977; Meshker ve Warner, 1985; Pitts ve diğ., 1986; Bralts ve Segerlind, 1985; Bralts ve diğ., 1981, 1987, 1993; Kang ve Nishiyama, 1994, 1995, 1996a, 1996b; Hathoot ve diğ., 1993,

2000; Jain ve diğ., 2002; Saad ve Marino, 2002; Valiantzas, 1998, 2002a, 2002b; Ravikumar ve diğ., 2003; Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004a, 2004b, 2004f).

Ancak, üzerinde çok detaylı çalışmaların yapıldığı ve halen yapılmakta olan mikrosulama sistemi lateral borularının tasarımında, literatürde ortaya konan belli başlı hidrolik hesap metotlarında ortaya konan yaklaşımların detaylı bir analizine ve çözümlerinden elde edilen sonuçların kapsamlı biçimde karşılaştırılmasına yönelik bir çalışma bulunmamaktadır.

Diğer taraftan, iki veya daha çok çaplı lateral boruların hidrolik analizi ve optimum tasarımı için literatürde dikkate alınan mevcut çalışmada (Valiantzas, 2002b) sunulan analitik denklemler matematiksel olarak doğruluğu kanıtlanamayan bazı basitleştirmelere dayandığından, genel analitik çözümlerin elde edilmesinde sistematik olarak hataya sebep olabilmektedir. Bu nedenle, çok çaplı lateral boruların hidrolik hesaplamaları için, matematiksel olarak doğru ilişkilere dayanan yeni analitik denklemlerin elde edilmesi gerekmektedir.

3. LATERAL BORULARIN HİDROLİK PRENSİPLERİ

3.1 Genel

Mikro-sulama sisteminin temel unsuru olan lateral borular, sistemde öngörülen üniformluk seviyesi, izin verilen basınç yükü değişimi ve toplam sürtünme kaybı kriterlerine bağlı olarak tasarlanabilen hidrolik yapılardır. Zira, lateral boruya ait tasarım parametreleri (giriş basınç yükü, lateral uzunluğu ve çapı) söz konusu hidrolik kriterleri bir arada sağlayacak değerlerde seçilmelidir.

Hidrolik bakımdan lateraldeki akım, damlatıcı çıkış akımı ile birlikte mansap yönünde gittikçe azalan, yere bağlı düzenli boru akımıdır. Lateral boyunca mansap yönünde debideki azalmayla birlikte enerji çizgisi de azalmaktadır.

Üzerinde nokta kaynaklı damlatıcıların bulunduğu yatay bir lateral borunun boy kesiti ve akım boyunca değişken akım parametreleri Şekil 3.1’de görülmektedir. Şekilde görüldüğü gibi, lateral boru üzerindeki özdeş tekil damlatıcılar lateral üzerine eşit mesafelerle yerleştirilirler. Uniform eğimli bir lateral boruda damlatıcı ara mesafesi, s (m), damlatıcı katsayısı, c ($m^3 \cdot s^{-1}$) ve lateral borunun kesit alanı, A (m^2) sabittir.

3.2 Temel Denklemler

Damlatıcıların akım karakteristikleri aşağıda genel formu ile verilen bağıntı ile tanımlanmaktadır (Howell ve Hiler, 1974; Keller ve Karmeli, 1974):

$$q_n = cH_n^y \quad (3.1)$$

Bağıntıda,

n : damlatıcının konumunu gösteren indis;

q_n : tekil damlatıcıdan hasil olan çıkış akımı ($l \cdot s^{-1}$, $m^3 \cdot s^{-1}$);

H_n : damlatıcı basınç yükü (m);

c: alan ve debi etkilerini ihtiva eden, birim dönüşümünü sağlayan ampirik damlatıcı katsayısı, sabit ($m^{3-y}s^{-1}$) ve

y: akım rejimine ve damlatıcı tipine bağlı akış üssüdür.

Akış üssü, farklı tipteki damlatıcılar için şu değerleri almaktadır (Cuenca, 1989):

Orifis (kısa akış yollu) damlatıcılar için: $y = 0.5$;

Uzun akış yollu damlatıcılarda:

Tam türbülanslı akım hali için, $y = 0.5$;

Laminer akım hali için, $y = 1.0$ ve

Pürüzsüz borudaki türbülanslı akım hali için, $0.7 < y < 1.0$;

Yarı basınç dengeleyici (kendinden regülatörlü) damlatıcılarda: $0 < y < 0.5$;

Tam basınç dengeleyici damlatıcılarda: $y = 0$ 'dır.

Lateral boyunca çok sayıda damlatıcı bulunduğu ve çıkış akımının yere göre sürekli olarak değiştiği göz önüne alınarak, birim boru uzunluğundaki çıkış akımı (birim boy debisi) q , aşağıda verilen bağıntı ile belirlenebilir (Warrick ve Yitayew, 1988):

$$q = \left(\frac{c}{s} \right) H_n^y \quad (3.2)$$

Lateral boyunca sürekliliğin korunduğu göz önüne alınarak, kütlenin korunumu denklemi şu genel formda yazılabilir:

$$\frac{dQ}{dx} + \frac{dA}{dt} = -q \quad (3.3)$$

Denklemden,

Q: lateral debisi;

A: Lateral borunun kesit alanı (m^2);

x ve t: yer ve zaman koordinatlarıdır.

Mikro-sulama lateralleri için düzenli boru akımı (steady flow) şartı ($dA/dt = 0$) düşünülerek (3) denklemi aşağıda formda yazılabilir:

$$q + \delta q = 0 ;$$

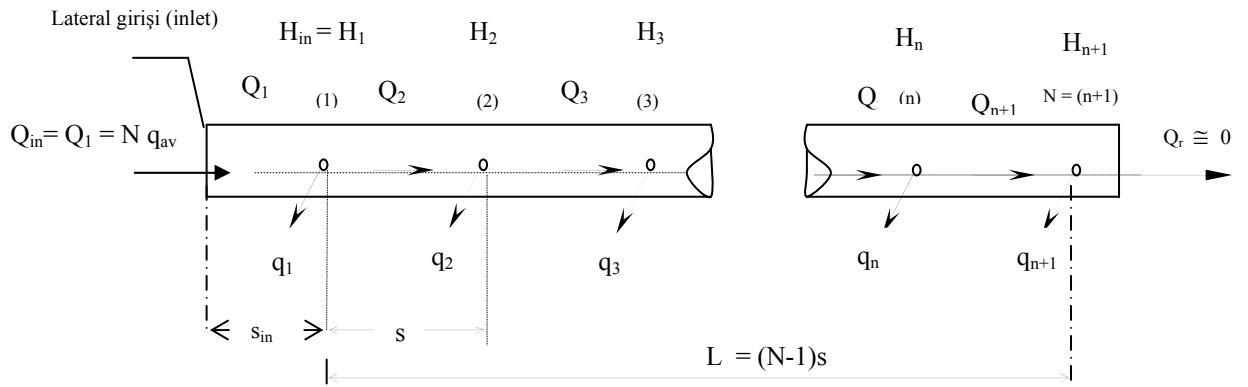
$$q + \frac{\delta Q}{dx} = 0 ;$$

$$q + \frac{(Adv)}{dx} = 0 ;$$

$$A \frac{dv}{dx} = -q \quad (3.4)$$

Burada,

v: lateral borudaki ortalama akım hızıdır (ms^{-1}).



Şekil 3.1: Lateral boykesiti ve yere bağlı değişken akım parametreleri

Şekilde,

(1), (2),..., N = (n+1): damlatıcıların lateral üzerindeki konumlarını gösteren indis;

N: lateral üzerindeki damlatıcı sayısı;

$Q_{in} = Q_1 = N q_{av}$: lateral girişindeki menba debisi (ls^{-1} , m^3s^{-1});

$Q_2, Q_3, \dots, Q_N$: damlatıcıların ayırdığı boru dilimlerindeki lateral debileri (ls^{-1} , m^3s^{-1});

Q_r : lateral mansabında son damlatıcıdan itibaren artık lateral debisi (ls^{-1} , m^3s^{-1});

q_{av} : lateral boyunca ortalama damlatıcı debisi (ls^{-1} , m^3s^{-1});

q_1 : lateral girişinden itibaren ilk damlatıcı debisi (ls^{-1} , m^3s^{-1});

$q_2, q_3, \dots, q_N$: mansap istikametinde diğer damlatıcı debileri (ls^{-1} , m^3s^{-1});

$H_{in} = H_1$: ilk damlatıcıya ait giriş basınç yükü (m);

$H_2, H_3, \dots, H_N$: mansap istikametinde diğer damlatıcılara ait basınç yükleri (m);

s_{in} : ilk damlatıcının lateral girişine olan mesafesi (m);

s: lateral üzerindeki ardışık damlatıcılar arasındaki mesafe (m) ve

L: ilk ve son damlatıcılar arasındaki lateral uzunluğudur (m).

Şekil 3.1’de gösterildiği gibi, (n) ve (n+1) inci damlatıcılar arasındaki lateral debisi, Q_{n+1} , (4) denklemi ile verilen süreklilik prensibinden hareketle elde edilebilir:

$$Q_{n+1} = Q_n - q_n \quad (3.5)$$

Mansap yönünde lateral debisindeki azalmanın sonucu olarak momentumdaki değişim, momentumun korunumu denkleminin aşağıdaki formu ile belirlenebilir (Streeter ve Wylie, 1983):

$$\Delta F = \rho(Q_{n+1}V_{n+1} - Q_nV_n) \quad (3.6)$$

Denklemde,

ΔF : basınç kuvvetindeki değişim;

ρ : sulama suyunun yoğunluğu;

V_n, V_{n+1} : (n-1)~(n) ve (n)~(n+1) damlatıcıları arasında kalan boru dilimlerindeki ortalama akım hızlarıdır.

Ardışık (n) ve (n+1) damlatıcıları arasındaki boru diliminde momentum değişiminden dolayı meydana gelen basınç yükü değişimi, ΔH_{n+1} , (3.6) denklemi yardımıyla aşağıdaki şekilde elde edilebilir.

$$\Delta H_{n+1} = \frac{\Delta p}{\gamma} = \frac{\Delta F}{A\gamma} = \frac{\rho(Q_{n+1}V_{n+1} - Q_nV_n)}{A\gamma} \quad (3.7a)$$

$$V_{n+1} = \frac{Q_{n+1}}{A} \quad V_n = \frac{Q_n}{A} \quad \gamma = \rho g \quad (3.7b)$$

eşitlikleri (3.7a) denkleminde yerlerine yazılıp düzenlenerek,

$$\Delta H_{n+1} = \frac{\rho}{A\rho g} \left(\frac{Q_{n+1}^2 - Q_n^2}{A} \right) = \frac{(Q_{n+1}^2 - Q_n^2)}{gA^2} \quad (3.7c)$$

elde edilir (Streeter and Wylie, 1983; Featherstone ve Nalluri, 1982).

Denklemde,

g: yerçekimi ivmesidir (ms^{-2}).

Pürüzsüz ve küçük çaplı ($D < 25 \text{ mm}$) mikro-sulama lateral borularındaki sürtünme kayıplarının doğru tahmini için Darcy-Weisbach formülünün uygun olduğu birçok araştırmacı tarafından ifade edilmiştir (Watters ve Keller, 1978; von Bernuth and Wilson 1989; von Bernuth 1990). Bazı araştırmacılar, kullanımındaki kolaylık

nedeniyle Hazen-Williams denklemini de tavsiye etmektedirler (Wu, 1992; Wu ve Yue, 1993; Valiantzas, 1998, 2002a, 2002b; Anwar 1999a, 1999b, 2000; Liou, 1998).

Darcy-Weisbach formülü, ardışık (n) ve (n+1)'inci damlatıcılar arasındaki boru kısmı için aşağıdaki şekilde yazılabilir:

$$H_{f_{n+1}} = f_{n+1} \frac{s}{D} \frac{Q_{n+1}^2}{2gA^2} \quad (3.8)$$

Formülde,

f_{n+1} : ardışık (n) ve (n+1)'inci damlatıcılar arasındaki boru kısmı için Darcy-Weisbach sürtünme katsayısı;

D: lateral borunun iç çapıdır (m).

Damlatıcıların laterale bağlandıkları boru kısımlarında, akım ortamındaki damlatıcı bölümlerinin ortaya çıkardığı kesit değişimleri (önce büzülme sonra genişleme), akıma katılmayan yoğun çevrilerle dolu ölü bölgeler sebebiyle yerel yük kayıplarını ortaya çıkarmaktadır.

Damlatıcılardan kaynaklanan kesitteki ve akım çizgisindeki değişim (contraction and subsequent enlargement) Şekil 4'de gösterilmiştir (Bagarello ve diğ., 1997; Juana ve diğ., 2002a).

Şekilde,

V_n, V_{n+1} : damlatıcının menba ve mansabındaki akım hızları (ms^{-1});

V_r : damlatıcı ekseninden geçen boru kesitindeki akım hızı (ms^{-1});

V_c : akımın büzüldüğü minimum kesitten geçen akım hızı (ms^{-1});

A: lateral borunun kesit alanı (m^2);

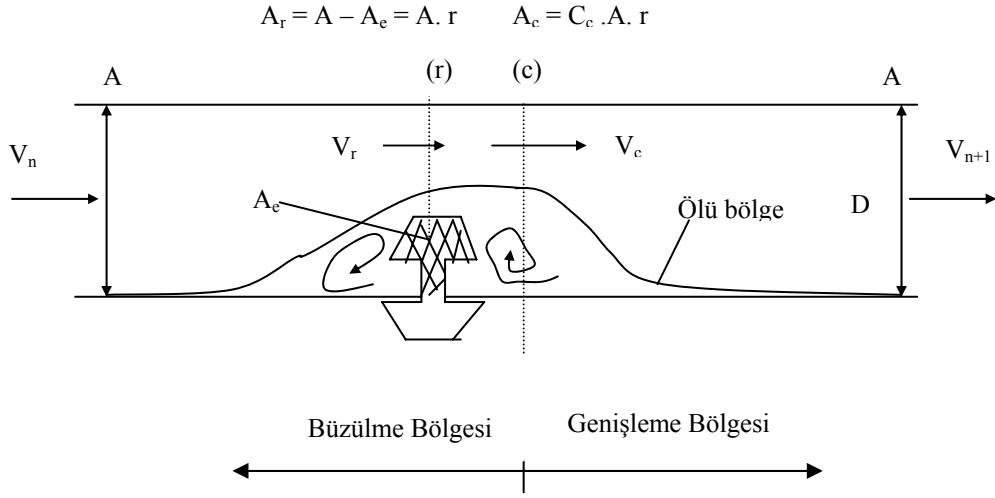
A_e : damlatıcının akım içinde kalan bölümünün kesit alanı (m^2);

$A_r = A - A_e$: büzülme bölgesindeki net boru kesit alanı (m^2);

r: büzülme bölgesindeki net boru kesit alanının toplam boru kesit alanına oranı (A_r/A);

A_c : büzülen akım bölgesindeki minimum boru kesit alanı (m^2);

C_c : A_r/A oranına ve daralma tipine bağlı büzülme katsayısıdır.



Şekil 3.2: Damlatıcıdan kaynaklanan farklı akım bölgeleri

Bagarello ve diğ., (1997); Juana ve diğ., (2002a), damlatıcının menbasında büzülme ve mansabında genişleme (Chadwick ve Morfett, 1993) nedeniyle ortaya çıkacak yerel kayıpların Belanger veya Borda-Carnot denklemleri ile hesaplanabileceğini belirterek, toplam yerel yük kaybı için her iki durumun birlikte göz önüne alınması gerektiğine işaret etmişlerdir. Buna göre toplam yerel yük kaybı, h_k' aşağıdaki eşitlikle belirlenebilir:

$$h_k' = h_c + h_e = \frac{(V_c - V_r)^2}{2g} + \frac{(V_r - V_{n+1})^2}{2g} = \left(\frac{1}{C_c r} - 1 \right)^2 \frac{V_{n+1}^2}{2g} = K \frac{V_{n+1}^2}{2g} \quad (3.9)$$

Enerji denklemi (Bernoulli equation), (n) ve (n+1)'inci damlatıcılar arasında (7), (8) ve (9) denklemleri ile birlikte hız yükü de dikkate alınarak, aşağıdaki formda yazılabilir:

$$H_n + \frac{V_n^2}{2g} + z_n + h_{kn}' = H_{n+1} + \frac{V_{n+1}^2}{2g} + z_{n+1} + H_{fn+1} + \Delta H_{n+1} + h_{kn+1}' \quad (3.10)$$

Denklemde,

$\frac{V_n^2}{2g}$ ve $\frac{V_{n+1}^2}{2g}$: (n) ve (n+1)'inci damlatıcı bölümlerindeki hız yükleri;

z_n ve z_{n+1} : ardışık (n) ve (n+1)'inci damlatıcıların belli bir kıyas düzlemine göre geometrik kotlarıdır (m).

Yukarıdaki açıklamalardan görüleceği üzere, lateral hidrolik problemleri 4 temel yönetici denklemle çözülebilir: 1) Damlatıcının debi-basınç yükü ilişkisi, 2) Süreklilik denklemi, 3) Darcy-Weisbach sürtünme kaybı formülü ve yerel yük kayıpları için Borda-Carnot veya Belanger formülleri, 4) Momentumun korunumu ve enerjinin korunumu denklemleri.

Sonuç olarak, yukarıda sıralanan temel denklemlere dayanılarak, lateralin herhangi bir (n+1)' inci bölümüne ait 4 adet bilinmeyen hidrolik değişken (Q_{n+1} , q_{n+1} , H_n , H_{n+1}), bir önceki (n)'inci bölüme ait bilinen değişkenlerine (Q_n , q_n ve H_n) ve diğer tasarım parametrelerine (z_n , z_{n+1} , f_{n+1} , D , s , c , y , N) bağlı olarak, herhangi bir metot yardımıyla (Bkz. Hidrolik Hesap Metotları) hesaplanabilir.

4. HİDROLİK HESAP METOTLARININ KARŞILAŞTIRMALI ANALİZİ

4.1. Genel

Mikro-sulama sisteminin başarısı, sistemin önemli bir parçası olan lateral boruların hidrolik prensiplere uygun biçimde tasarlanmasına ve lateral boru üzerindeki damlatıcı özelliklerinin iyi bilinmesine bağlıdır. Lateral borunun hidrolik tasarımı için araştırmacılar iki temel kabulden yola çıkarak analitik ve nümerik çözüm yöntemleri geliştirmişlerdir.

Bu kabullerden birincisi, lateral boyunca üniform bir ortalama birim boy debisinin geçerli olduğu kabulüdür. Ancak, bu basitleştirmeden yola çıkılarak elde edilen analitik metotların çözümlerinden elde edilen sonuçların doğru nümerik metotların çözümlerinden elde edilen sonuçlardan önemli mertebede sapma gösterdiği ortaya konmuştur.

Araştırmacıların lateral boyunca enerji çizgisinin (basınç profilinin) doğru biçimde belirlenebilmesi için esas aldıkları ikinci temel kabul, lateral boyunca boru girişinden itibaren mansap yönünde damlatıcı çıkış akımındaki azalma ile birlikte, yere göre değişen bir debi fonksiyonunun geçerli olduğu kabulüdür.

Son yıllarda yapılan çalışmalarda, lateraldeki değişken debi profilinin belirlenebilmesi için farklı yaklaşımlardan ve kabullerden yola çıkılarak analitik ve nümerik çözüm metotları ortaya konmuştur. Ancak, üzerinde çok detaylı çalışmaların yapıldığı ve halen yapılmakta olan mikro-sulama sistemi lateral borularının tasarımında, literatürde ortaya konan belli başlı hidrolik hesap metotlarında ortaya konan yaklaşımların detaylı bir analizine ve çözümlerinden elde edilen sonuçların kapsamlı biçimde karşılaştırılmasına yönelik bir çalışma bulunmamaktadır.

4.2. Hidrolik Hesap Metotları

Çalışmanın bu bölümünde, sabit çaplı lateral boruların hidroliği ile ilgili problemlerin çözümü için geliştirilen 7 adet hesap metodunun; kullanılan çözüm

metodu ve formulasyonlar, başlıca kabuller ve basitleştirmeler ve uygulamadaki farklılıklar bakımından analizi; farklı sulama parametreleri, damlatıcı karakteristikleri ve farklı eğim koşulları için boyutsuz eğrilerle karşılaştırılması hedeflenmiştir.

Göz önüne alınan hidrolik metotlar şunlardır: 1) İleri-adım metodu (Forward-Step Method, FSM) (Hathoot et al., 1993), 2) Diferansiyel Metot (Differential Method, DM) (Warrick and Yitayew, 1988), 3) Runge-Kutta Nümerik Metodu (Runge-Kutta Numerical Method, RKM) (Yitayew and Warrick, 1988), 4) Basitleştirilmiş Analitik Yaklaşım (Simplified Analytical Approach, SAA) (Yitayew, 1989), 5) Sabit Debi Metodu (Constant Discharge Method, CDM) (Valiantzas, 1998), 6) Değişken Debi Metodu (Variable Discharge Method, VDM) (Valiantzas, 1998) ve 7) Ardışık Yaklaşımlar Metodu (Successive Approximations Method, SAM) (Vallesquino and Luque-Escamilla, 2001).

Aşağıdaki bölümde, göz önüne alınan hidrolik hesap metotlarında kullanılan denklemler Bölüm 3'te verilen yönetici denklemlerle ilişkilendirilerek açıklanmaya çalışılacaktır.

4.2.1. İleri adım metodu

4.2.1.1. Giriş

Hathoot et al. (1993), lateral boyunca hidrolik parametrelerin değişken lateral debisine bağlı olarak menbadan mansaba doğru adım adım belirlendiği nümerik bir hesap metodu geliştirmişlerdir (Forward-Step Method, FSM).

Bilgisayar destekli bu metoda göre, boru girişinden itibaren bir önceki boru dilimindeki hidrolik değişkenlere ait elde edilen değerler bir sonraki boru dilimindeki bilinmeyen hidrolik değişkenlerin hesaplanmasında kullanılmakta, bu şekilde menbadan mansaba doğru hesaplar adım adım ilerletilmektedir. Ardışık damlatıcıların ayırdığı her bir boru dilimindeki kinetik enerji değişimi ve lateral boyunca uygun sürtünme katsayısı formülünün seçimini belirleyen Reynolds sayısındaki (akım rejimindeki) değişimler hesaba katılmakta, neticede her bir boru dilimindeki sürtünme kayıpları ve lateral boyunca basınç yükü ve damlatıcı çıkış akımı dağılımları en doğru biçimde belirlenebilmektedir. Ancak, lateral boyunca damlatıcılardan kaynaklanan yersel yük kayıpları ihmal edilmektedir. Bu hesap

metodunda lateral boyunca tüm damlatıcı debileri ayrı ayrı hesaba katıldığından mikro-sulama sistemi lateral boru hattının su uygulama üniformluğunu gösteren üniformluk katsayıları en doğru biçimde hesaplanabilmektedir.

4.2.1.2. Teori

Menbadan itibaren giriş basınç yükü, $H_{in} = H_1 = H_{max}$, ilk damlatıcının menba noktasından itibaren lateral giriş debisi, $Q_{in} = Q_1 = Nq_{av}$, menbadan itibaren (1) ve (2) damlatıcıları arasındaki boru dilimindeki lateral debisi, Q_2 , ve ilk menbadan itibaren ilk damlatıcının çıkış akımı, q_1 olmak üzere (Şekil 3.1), (3.1) ve (3.5) yönetici denklemleri kullanılarak aşağıdaki bağıntılar elde edilir.

$$q_1 = cH_1^y \quad (4.1)$$

$$Q_2 = Q_1 - q_1 \quad (4.2)$$

(2) damlatıcısına ait basınç yükü H_2 , H_1 'e bağlı olarak Bernoulli denklemi ile verilmektedir.

$$H_1 + \frac{Q_1^2}{2gA^2} + z_1 = H_2 + \frac{Q_2^2}{2gA^2} + z_2 + H_{f2} + \Delta H_2 \quad (4.3)$$

Denklemde,

z_1, z_2 : (1) ve (2) damlatıcılarının kıyas düzlemine göre geometrik kotları (m),

H_{f2} : (1) ve (2) damlatıcıları arasındaki boru kısmında sürtünmeden hasil olan enerji kaybı (m),

ΔH_2 : (1) ve (2) damlatıcıları arasındaki boru bölümünde lateral debisindeki azalmanın (Q_1 'den Q_2 'ye) sebep olduğu momentum etkisi (m).

Lateral boyunca üniform boru eğimi s_0 , (1) ve (2) noktalarının kıyas düzlemine göre geometrik kotlarının farkı düşünülerek,

$$z_1 - z_2 = \pm ss_0 \quad (4.4)$$

yazılır.

Denklemde,

s : (1) ve (2) damlatıcıları arasındaki mesafeyi; pozitif işaret aşağı eğimi, negatif işaret ise yukarı eğimi göstermektedir.

Darcy-Weisbach formülü, (1) ve (2) inci damlatıcılar arasındaki boru kısmı için (3.8) denklemi yardımıyla aşağıdaki şekilde yazılabilir:

$$H_{f2} = \frac{8f_2 s Q_2^2}{\pi^2 g D^5} \quad (4.5)$$

Formülde,

f_2 : (1) ve (2) damlatıcılarının ayırdığı boru bölümündeki sürtünme katsayısıdır.

Söz konusu boru bölümünde momentum değişiminden meydana gelen basınç yükü değişimi, ΔH_2 , (3.7c) denkleminde elde edilebilir:

$$\Delta H_2 = \frac{(Q_2^2 - Q_1^2)}{gA^2} \quad (4.6)$$

(4.2), (4.4), (4.5) ve (4.6) denklemleri (4.3) denkleminde yerlerine yazılıp H_2 için yeniden düzenlenirse,

$$H_2 = H_1 + \frac{Q_1^2}{2gA^2} - \frac{Q_2^2}{2gA^2} - H_{f2} - \Delta H_2 \pm ss_0$$

$$H_2 = H_1 + \frac{Q_1^2}{2gA^2} - \frac{(Q_1 - q_1)^2}{2gA^2} - f_2 \frac{8s}{\pi^2 g D^5} (Q_1 - q_1)^2 - \frac{1}{gA^2} [(Q_1 - q_1)^2 - Q_1^2] \pm ss_0$$

$$H_2 = H_1 + \left(\frac{1}{2gA^2} + \frac{1}{gA^2} \right) [Q_1^2 - (Q_1 - q_1)^2] - f_2 \frac{8s}{\pi^2 g D^5} (Q_1 - q_1)^2 \pm ss_0$$

$$H_2 = H_1 + \frac{3}{2gA^2} [Q_1^2 - (Q_1 - q_1)^2] - f_2 \frac{8s}{\pi^2 g D^5} (Q_1 - q_1)^2 \pm ss_0$$

Basitlik için (4.7) denklemi aşağıdaki şekilde düzenlenirse;

$$H_2 = H_1 + B [Q_1^2 - (Q_1 - q_1)^2] - E f_2 (Q_1 - q_1)^2 \pm ss_0 \quad (4.7)$$

(4.7) denklemindeki B ve E sabitleri aşağıdaki eşitliklerle verilir:

$$B = \frac{3}{2gA^2} \quad (4.8)$$

$$E = \frac{8s}{\pi^2 g D^5} \quad (4.9)$$

Lateral üzerindeki ardışık (n) ve (n+1) inci damlatıcılar göz önüne alınarak (4.7) denklemi aşağıdaki genel formda yazılabilir:

$$H_{n+1} = H_n + B[Q_n^2 - (Q_n - q_n)^2] - Ef_{n+1}(Q_n - q_n)^2 \pm ss_0 \quad (4.10)$$

Yukarıdaki açıklamalardan anlaşılacağı üzere, menbadan itibaren herhangi bir (n+1) inci damlatıcıdan başlanarak, bundan bir önceki (n) inci damlatıcıya ait boru bölümündeki hidrolik parametrelerin (damlatıcı basınç yükü, H_n , damlatıcı çıkış akımı, q_n ve lateral debisi, Q_n) bilinmesi halinde, söz konusu damlatıcıya ait boru bölümündeki bilinmeyen hidrolik parametreler (H_{n+1} , q_{n+1} , Q_{n+1}), (4.1), (4.2) ve (4.10) denklemleri yardımıyla belirlenebilir.

4.2.1.3. Üniformaluk katsayısı

Araştırmacılar, lateral boruda göz önüne alınan nokta kaynaklı damlatıcıların diğer damlatıcı türlerine göre, sistem boyunca minimum ve ortalama damlatıcı debileri arasındaki ilişkiyi ifade eden su dağıtım üniformaluğunun hesaplanması için daha uygun olduğunu belirtmişlerdir.

Mikro-sulama sistemi lateral boru hatlarında damlatıcı debilerinin sistemin tamamındaki üniformaluk seviyesini kontrol etmek üzere, Christiansen üniformaluk katsayısı (Christiansen, 1945) (Christiansen's uniformity coefficient, U_C) ve son çeyrek dağıtım üniformaluk katsayısı (lower-quarter distribution uniformity coefficient, DU_{LQ}) kullanılmaktadır (Keller ve Karmelli, 1974).

Bununla birlikte Wu ve Gitlin (1974), lateral boru hattı boyunca debideki değişimin belirlenmesinde, lateral üzerindeki her bir damlatıcı debisinin dikkate alındığı U_C üniformaluk katsayısının kullanılmasının en doğru yöntemlerden birisi olduğunu; $U_C \geq 0.95$ olması durumunda yeterli düzeyde, $U_C \geq 0.975$ şartının sağlanmasıyla arzu edilen üniformaluktaki bir su dağılımının elde edilebileceğini belirtmişlerdir.

Araştırmacılar, lateral üzerindeki tüm damlatıcı debilerinin ortalama damlatıcı debisinden sapmalarının değerlendirildiği U_C üniformaluk katsayısının aşağıdaki eşitlik yardımıyla hesaplanabileceğini göstermişlerdir.

$$U_C = 1 - \left[\frac{1}{Nq_{av}} \right] \sum_{n=1}^{n=N} |q_n - q_{av}| \quad (4.11)$$

Diğer taraftan lateralın son çeyreğindeki ortalama debinin, lateralın tamamındaki ortalama debiye oranı olarak tanımlanan DU_{LQ} üniformaluk katsayısı şu eşitlikle verilmektedir.

$$DU_{LQ} = \frac{4 \left[\sum_{n=3N/4}^{n=N} q_n \right]}{Nq_{av}} \quad (4.12)$$

4.2.1.4. Sürtünme katsayısı

Mikro-sulama sistemi lateral boru hatları pürüzsüz plastik (PVC veya PE) borulardan teşkil edilir. Lateral borularda genellikle pürüzsüz borudaki türbülanslı akım şartları geçerlidir ($3000 < R < 10^5$). Bazen lateralin menba ucunda tam türbülanslı akım şartları gerçekleşebilir ($10^5 < R < 10^7$). Akım hızının giderek 0'a doğru yaklaştığı mansap bölgesinde ise, laminar akım rejimi geçerli olmaktadır ($R < 2000$). Geçiş bölgesinde ($2000 < R < 3000$) gerçekleşen akımın rejimi belli olmadığından, hidrolik hesaplamalarda bu bölgedeki akım rejimi ihmal edilebilir (Miller, 1990).

Laminer rejim ($R < 2000$) halinde sürtünme katsayısı, f aşağıdaki eşitlikle belirlenir.

$$f = \frac{64}{R} = \frac{64\nu}{VD} \quad (4.13a)$$

$$R = \frac{VD}{\nu}; \quad V = \frac{Q}{A}; \quad A = \frac{\pi D^2}{4}$$

eşitlikleri (4.13a) denkleminde yerlerine yazılarak,

$$f = \frac{16\pi D\nu}{Q} \quad (4.13b)$$

elde edilir. Denklemden,

R: Reynolds sayısı;

ν : Suyun kinematik viskozitesidir ($m^2 s^{-1}$) ($20^\circ C$ sıcaklıkta: $\nu = 1.01 \times 10^{-6} m^2 s^{-1}$).

Pürüzsüz borudaki türbülanslı akım rejimi ($3000 < R < 10^5$) halinde f , Blasius denklemi yardımıyla belirlenebilir.

$$f = 0.316 R^{-0.25} = 0.316 \left(\frac{\nu}{VD} \right)^{0.25} = 0.316 \left(\frac{\pi D \nu}{4Q} \right)^{0.25} \quad (4.14)$$

Tam pürüzlü türbülanslı akım rejimi ($10^5 < R < 10^7$) halinde, aşağıdaki eşitlik tavsiye edilmektedir (Watters and Keller, 1978).

$$f = 0.130 R^{-0.172} = 0.130 \left(\frac{\nu}{VD} \right)^{0.172} = 0.130 \left(\frac{\pi D \nu}{4Q} \right)^{0.172} \quad (4.15)$$

4.2.1.5. Bilgisayar programının giriş ve çıkış verileri

Lateral boru hattı boyunca akım karakteristiklerinin (lateral debisi Q , akım hızı V , Reynolds sayısı R , damlatıcı çıkış akımı q , damlatıcı basınç yükü, H) damlatıcıların ayırdığı her bir boru dilimi için hesaplanması ve sistemin üniformaluk katsayılarının (U_C , DU_{LQ}) belirlenebilmesi için **Visual Basic 6.0** programlama dilinde bir bilgisayar programı (**LATCAD**) hazırlanmıştır (Yıldırım, 2001).

Programın işletilmesinde gerekli veriler (girdiler) ve elde edilen sonuçlar (çıktılar) aşağıda verilmektedir.

Veriler:

Damlatıcının debi-basınç yükü ilişkisi (q_{av} , H_{av} , c , y), projelendirmede öngörülen lateral boru uzunluğu (L), boru çapı (D), boru kesit alanı (A), boru eğimi (s_0) ve damlatıcı ara mesafesi (s).

Çıktılar:

Hidrolik bakımdan gerekli kriterlere (başlangıç ve sınır şartları) uygun, sistemin tamamında yüksek üniformaluk seviyesine sahip bir debi dağılımı sağlayan lateral boru girişindeki basınç yükü ($H_{in} = H_1 = H_{max}$);

Damlatıcıların lateral boru üzerinde ayırdığı her bir bölüme ait lateral debisi, damlatıcı çıkış akımı ve ilgili basınç yükü (Q_n , q_n , H_n);

Söz konusu boru bölümlerindeki rölatif akım hızı, damlatıcı debisi ve ilgili basınç yükü ($V_{rel} = V_n/V_{max}$, $q_{rel} = q_n/q_{av}$, $H_{rel} = H_n/H_{av}$);

Lateral bölümlerinde cereyan eden akımın rejimini gösteren Reynolds sayısının (R) her noktadaki değişimi;

Hidrolik kriterleri sağlayan giriş basınç yükü değerine bağlı olarak sistemdeki debi dağılımının üniformaluk seviyesini gösteren U_C ve DU_{LQ} üniformaluk katsayıları;

Giriş basınç yüküne bağlı olarak sistemde sürtünmeden doğan toplam enerji kaybı (H_f).

4.2.1.6. Başlangıç ve sınır şartları

Araştırmacılar (Hathoot et al. 1993), ileri-adım metodunun (FSM) lateral hidroliği problemlerinde etkin ve doğru biçimde kullanımını sağlamak üzere, başlangıç ve sınır şartlarına bağlı olarak tüm hesap adımlarını programlayan bir akış şeması

sunmuşlardır. Bu yöntemdeki en önemli düşünce, lateral boyunca başlangıç ve sınır şartlarına bağlı olarak en uygun giriş basınç yükü değerinin belirlenmesidir. Söz konusu hidrolik kriterler şöylece açıklanabilir:

1. Giriş basınç yükü (H_{in}), ortalama basınç yüküne (H_{av}) makul bir yük artışı (Δ_0) eklenmek suretiyle hesaplanır (Başlangıç şartı).

$$H_{in} = H_{max} = H_1 = H_{av} + \Delta_0 \quad (4.16)$$

2. Herhangi bir damlatıcıya ait basınç yükü daima pozitif olmalıdır (Sınır şartı, $H_n > 0$). Herhangi bir damlatıcıda basınç yükü değerinin negatif çıkması halinde, başlangıçta öngörülen giriş basınç yükü değerinin Δ_d yük değişimi kadar artırılması gerektiği anlaşılır (Δ_d yük değişimi, giriş basınç yükü değerinin artırılması veya azaltılması durumunda Δ_0 için tayin edilen başlangıç değerin düzenli aralıklarla 10'a bölünmesi suretiyle elde edilir).

$$H_{in}' = H_{in} + \Delta_d ; \quad \left(\Delta_d = \frac{\Delta_0}{10} \right) \quad (4.17)$$

Herhangi bir damlatıcıda basınç yükünün negatif bir değeri ortaya çıkmıyorsa, diğer hesap adımlarına geçilir.

3. Lateral borunun herhangi bir bölümünde rölatif hız (V_{rel}) pozitif olmalıdır (Sınır şartı).

$$V_{rel} = \frac{V_n}{V_{max}} > 0; \quad V_{max} = V_{in} = \frac{Q_{in}}{A} = \left(\frac{Nq_{av}}{\pi D^2 / 4} \right) \quad (4.18)$$

Herhangi bir lateral bölümünde rölatif hızın negatif değer alması ($V_{rel} < 0$), damlatıcı çıkış akımları toplamının lateral menba giriş debisinden büyük olduğu anlamına gelir ki ($\sum_{n=1}^{n=N} q_n > Q_{in}$), buradan öngörülen giriş basınç yükü değerinin Δ_d yük değişimi kadar azaltılması gerektiği anlaşılır.

$$H_{in}' = H_{in} - \Delta_d ; \quad \left(\Delta_d = \frac{\Delta_0}{10} \right) \quad (4.19)$$

4. Lateralin mansap bölümünde, son damlatıcıdan itibaren artan debi miktarı (residual flow rate, Q_r) 0 olmalıdır (Sınır şartı, $Q_r = Q_N - q_N \cong 0$). Bunun kontrolü, mansap uçtaki rölatif hızın kabul edilebilir oldukça küçük bir değerden (ϵ) daha küçük çıkması ile sağlanabilir ($V_{rel} = V_r / V_{max} < \epsilon$).

4.2.1.7. Akış şeması

Yukarıda sıralanan başlangıç ve sınır şartları göz önüne alınarak giriş basınç yükünün belirlenmesinden sonra, şu hesap adımları takip edilir.

1. Lateral girişinden itibaren ilk damlatıcıdan başlanarak, her bir damlatıcıya ait çıkış akımları, basınç yükleri, ilgili bölümlerdeki lateral debileri, akım hızları ve bunların rölatif değerleri (4.1) ve (4.2) eşitlikleri yardımıyla hesaplanır.
2. Her bir adımda Reynolds sayısı belirlenip, akımın rejimine bağlı olarak sürtünme katsayıları (4.13), (4.14) ve (4.15) eşitlikleri yardımıyla hesaplanır. (4.5) denkleminde hareketle her boru dilimindeki sürtünme kaybı hesaplanıp, buna bağlı olarak bir sonraki damlatıcıya ait yeni basınç yükü değeri (4.10) denklemi yardımıyla belirlenir.
3. Lateral boyunca tüm damlatıcı debileri hesaplandıktan sonra, sistemin tamamında su dağıtım üniformluğunu kontrol etmek üzere (4.11) ve (4.12) denklemleri yardımıyla U_C ve DU_{LQ} üniformluk katsayıları belirlenir.
4. Lateral girişindeki ve mansap uçtaki basınç yükü değerleri göz önüne alınarak, sistemin tamamında sürtünmeye harcanan toplam enerji kaybı Bernoulli denklemi yardımıyla kolaylıkla belirlenebilir.

4.2.2. Diferansiyel metot

4.2.2.1. Giriş

Warrick ve Yitayew (1988) lateral boyunca sürekli ve üniform olmayan debi yaklaşımından yola çıkarak, damlatıcıların lateral üzerine çok yakın mesafelerle yerleştirilmesi durumunda, lateral borunun boylamasına yarıklardan teşekkül eden ana borunun homojen bir sistemi olduğu kabulünü benimsemişlerdir. Bu yaklaşımdan hareketle, lateral boruların hidrolik hesaplamalarında hız yükünün ihmal edildiği, lateral boruda cereyan eden akımın ikinci mertebeden lineer olmayan basit diferansiyel denklem formunda incelendiği analitik bir çözüm metodu geliştirmişlerdir (Differential Method, DM). Araştırmacılara göre, sistemin enerji çizgisi lateral boru hattı boyunca debideki azalma ile birlikte, akım hızının ve boru çapının bir fonksiyonu olan sürtünme yük kayıplarına ve boru hattının tabii eğimine bağlıdır.

Bu bölümde, lateral boyunca değişken debi dağılımı temel prensibinden hareketle, boruda cereyan eden akımın sınır şartlarına bağlı olarak, ikinci mertebeden lineer olmayan basit diferansiyel denklem formunda incelendiği analitik bir çözüm tarzı anlatılmaktadır.

4.2.2.2. Teori

Lateral boru üzerinde yer alan damlatıcıların debi-basınç yükü ilişkisi (3.1) denklemi ile verilmişti. Damlatıcılar arasındaki mesafe s , damlatıcı katsayısı c ve boru çapı, D sabit alınarak, birim lateral uzunluğuna düşen damlatıcı çıkış akımı (birim boy debisi) q , aşağıdaki bağıntı ile tanımlanabilir.

$$q = \frac{q_n}{s} = \left(\frac{c}{s} \right) H_n^y \quad (4.20)$$

Birim boy debisi, q ve damlatıcı basınç yükü H_n lateral boyunca ara mesafenin (s) sürekli fonksiyonlarıdır. Lateral boru uzunluğunca süreklilik prensibi göz önüne alınarak, (3.4) denkleminde:

$$q + \frac{dq}{dx} = 0; \quad (dq = Adv)$$

$$A \left(\frac{dv}{dx} \right) = -q \quad (4.21)$$

bağıntıları elde edilir.

Burada,

v : x koordinatı yönündeki anlık hız (ms^{-1});

A : Lateral borunun kesit alanıdır (m^2).

(4.20) ve (4.21) bağıntıları eşitlenerek, basınç yükü için aşağıdaki bağıntı elde edilebilir.

$$\left(\frac{c}{s} \right) H_n^y = -A \left(\frac{dv}{dx} \right)$$

$$H_n = \left[- \left(\frac{As}{c} \right) \frac{dv}{dx} \right]^{1/y} \quad (4.22)$$

Birim lateral boru uzunluğundaki toplam enerji değişimi,

$$\frac{d}{dx} \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) + \frac{f}{D} \frac{v^2}{2g} + s_0 = 0 \quad (4.23)$$

eşitliği ile verilebilir.

Eşitlikte:

s_0 : Lateral boru hattının eğimi;

D : Lateral boru iç çapıdır (m).

(4.22) ve (4.23) eşitlikleri birlikte düşünülerek,

$$\begin{aligned} \frac{d}{dx} \left[- \left(\frac{As}{c} \right) \frac{dv}{dx} \right]^{1/y} + \frac{d}{dx} \left(\frac{v^2}{2g} \right) + \left(\frac{f}{2gD} \right) v^2 + s_0 &= 0 ; \\ \frac{d}{dx} \left[- \left(\frac{As}{c} \right) \frac{dv}{dx} \right]^{1/y} + \left(\frac{1}{2g} \frac{2v dv}{dx} \right) + \left(\frac{f}{2gD} \right) v^2 + s_0 &= 0 ; \\ \frac{d}{dx} \left[- \left(\frac{As}{c} \right) \frac{dv}{dx} \right]^{1/y} + \frac{v}{g} \left(\frac{dv}{dx} \right) + \left(\frac{f}{2gD} \right) v^2 + s_0 &= 0 \end{aligned} \quad (4.24)$$

elde edilir.

Burada:

g : Yerçekimi ivmesi (ms^{-2});

f : Darcy-Weisbach sürtünme katsayısı olup, akım hızına bağlı olarak aşağıdaki eşitlik yardımıyla hesaplanır.

$$f = f_0 v^{(m-2)} \quad (4.25)$$

Eşitlikte:

f_0 : Sürtünme faktörü;

m : Akım rejimine bağlı debi (hız) üssüdür (Bkz. Sürtünme Katsayısı).

(4.24) denklemini boyutsuz hız (V) ve boyutsuz mesafe (X) cinsinden ifade etmek üzere,

$$V = \frac{v}{v_0} \quad (4.26)$$

$$X = \frac{x}{x_0} \quad (4.27)$$

$$v \Big|_{(x=0)} = v_0 \quad (4.28)$$

bağıntıları yazılabilir.

Burada,

v : x koordinatı yönünde, herhangi bir andaki anlık akım hızı (ms^{-1});

x : Lateral boru girişinden itibaren, x koordinatı yönündeki mesafe (m);

x_0 : Bir anlık tanımlanabilen karakteristik uzunluk (m);

v_0 : Lateral boru girişindeki ($x = 0$) akım hızıdır (ms^{-1}).

(4.26) ve (4.27) eşitliklerinden:

$$v = Vv_0; \quad dv = dVv_0 \quad (4.29)$$

$$x = Xx_0; \quad dx = dXx_0 \quad (4.30)$$

$$\frac{dv}{dx} = \frac{v_0}{x_0} \left(\frac{dV}{dX} \right) \quad (4.31)$$

bağıntıları elde edilir.

(4.24) diferansiyel denkleminde (4.25), (4.29), (4.30) ve (4.31) bağıntıları yerlerine yazılarak,

$$\begin{aligned} \frac{d}{dx} \left[- \left(\frac{(\pi D^2 / 4)s}{c} \right) \frac{dv}{dx} \right]^{1/y} + \frac{v}{g} \left(\frac{dv}{dx} \right) + \left(\frac{f_0 v^{m-2}}{2gD} \right) v^2 + s_0 &= 0; \\ \frac{d}{dx} \left[\frac{\pi D^2 s}{4c} \left(- \frac{dV}{dX} \right) \frac{v_0}{x_0} \right]^{1/y} + \frac{Vv_0}{g} \left(\frac{v_0}{x_0} \frac{dV}{dX} \right) + \left(\frac{f_0 v^m}{2gD} \right) + s_0 &= 0; \\ \frac{d}{dx} \left[\frac{\pi D^2 s}{4c} \left(- \frac{dV}{dX} \right) \frac{v_0}{x_0} \right]^{1/y} + \frac{Vv_0}{g} \left(\frac{v_0}{x_0} \frac{dV}{dX} \right) + \left(\frac{f_0 V^m v_0^m}{2gD} \right) + s_0 &= 0; \\ \frac{d}{dx} \left(- \frac{dV}{dX} \right)^{1/y} \left[\frac{\pi D^2 s v_0}{4c x_0} \right]^{1/y} + \frac{v_0^2}{g x_0} \left(V \frac{dV}{dX} \right) + \left(\frac{f_0 v_0^m}{2gD} \right) V^m + s_0 &= 0; \\ \frac{d}{dx} \left(- \frac{dV}{dX} \right)^{1/y} \left[\frac{\pi D^2 s v_0}{4c x_0} \right]^{1/y} \left(\frac{2gD}{f_0 v_0^m} \right) + \frac{v_0^2}{g x_0} \left(\frac{2gD}{f_0 v_0^m} \right) \left(V \frac{dV}{dX} \right) + V^m + s_0 \left(\frac{2gD}{f_0 v_0^m} \right) &= 0; \\ \frac{d}{dx} \left(- \frac{dV}{dX} \right)^{1/y} \left[\frac{2^{1-(2/y)} \pi^{1/y} g D^{1+(2/y)} s^{1/y}}{c^{1/y} f_0 v_0^{m-(1/y)} x_0^{1/y}} \right] + \left(\frac{2D}{f_0 x_0} \right) v_0^{2-m} \left(V \frac{dV}{dX} \right) + V^m + \left(\frac{2gD s_0}{f_0 v_0^m} \right) &= 0; \\ \frac{d}{dx} \left(- \frac{dV}{dX} \right)^{1/y} x_0 + a V \left(\frac{dV}{dX} \right) + V^m + S_0 &= 0 \end{aligned} \quad (4.32)$$

diferansiyel denkleminde dönüşür. Denkleminde görülen karakteristik uzunluk (x_0) ile diğer boyutsuz parametreler (a ve S_0) aşağıdaki eşitliklerle verilir.

$$x_0^{1+1/y} = \left[\frac{2^{1-(2/y)} \pi^{1/y} g D^{1+(2/y)} s^{1/y}}{c^{1/y} f_0 v_0^{m-(1/y)}} \right] \quad (4.33)$$

$$a = \left(\frac{2D}{f_0 x_0} \right) v_0^{2-m} \quad (4.34)$$

$$S_0 = \left(\frac{2gDs_0}{f_0 v_0^m} \right) \quad (4.35)$$

(4.32) denkleminde görüldüğü gibi, lateral boru akımı aşağıda sözü edilen menba ve mansap sınır şartlarına bağlı olarak, ikinci mertebeden lineer olmayan basit diferansiyel denklem formunda ifade edildi. Aşağıda verilen analitik çözümden anlaşılacağı üzere, (4.32) diferansiyel denkleminde hız yükünü gösteren ikinci terim ($aVdV/dX$) ihmal edilmektedir ($a = 0$). Bu kabulün doğruluğu bir sonraki bölümde verilen Runge-Kutta nümerik çözüm metodu ile de kontrol edilmektedir (Yitayew and Warrick, 1988).

4.2.2.3. Sınır şartları

Lateralin menba uç noktasında (boru girişinde) aşağıdaki sınır şartları geçerlidir:

$$X = \frac{x}{x_0} = 0 \quad (x = 0);$$

$$V = \frac{v}{v_0} = 1 \quad (v = v_0).$$

Lateralin mansap uç noktasında (boru çıkışında) aşağıdaki sınır şartları geçerlidir:

$$X = \frac{x}{x_0} = \frac{L}{x_0} = X_0 \quad (x = L);$$

$$V = \frac{v}{v_0} = 0 \quad (v = 0).$$

4.2.2.4. Analitik çözüm

(4.32) ile verilen diferansiyel denklemde $\left(-\frac{dV}{dX} \right)^{1/y}$ terimi p ile tanımlanırsa,

$$p = \left(-\frac{dV}{dX} \right)^{1/y} \quad (4.36)$$

$\left(\frac{dV}{dX}\right) < 0$ olması halinde, (4.27) bağıntısı ile verilen X boyutsuz mesafesinin tüm değerleri için p pozitif ve gerçekteğerler alır.

Buradan, $\left(\frac{d}{dX}\right)$ 'in değeri yalnız bırakılırsa,

$$\begin{aligned} p^y &= \left(-\frac{dV}{dX}\right); \\ \frac{1}{dX} &= \left(-\frac{p^y}{dV}\right); \\ \frac{d}{dX} &= -p^y \left(\frac{d}{dV}\right) \end{aligned} \quad (4.37)$$

elde edilir.

Yukarıdaki eşitliğin sol tarafı, (4.27) eşitliği yardımıyla, $\left(\frac{d}{dx}\right)$ için yeniden düzenlenirse,

$$\begin{aligned} \frac{d}{d\left(\frac{x}{x_0}\right)} &= -p^y \left(\frac{d}{dV}\right); \\ \frac{d}{dx} &= -\frac{p^y}{x_0} \left(\frac{d}{dV}\right) \end{aligned} \quad (4.38)$$

elde edilir.

(4.32) ile verilen diferansiyel denklemde hız yükünün ihmal edildiği kabul edilerek ($a = 0$):

$$\frac{d}{dx} \left(-\frac{dV}{dX}\right)^{1/y} x_0 + V^m + S_0 = 0 \quad (4.39)$$

(4.36) ve (4.38) bağıntıları (4.39) diferansiyel denkleminde yerlerine yazılarak,

$$\begin{aligned} -\frac{p^y}{x_0} \left(\frac{d}{dV}\right) p x_0 + V^m + S_0 &= 0; \\ -p^y \left(\frac{dp}{dV}\right) + V^m + S_0 &= 0 \end{aligned} \quad (4.40)$$

elde edilir.

(4.40) denklemi integrali alınarak yeniden düzenlenirse,

$$-\int p^y dp + \int V^m dV + S_0 \int dV = 0;$$

$$\frac{p^{y+1}}{y+1} = \frac{V^{m+1}}{m+1} + S_0 V + C \quad (4.41)$$

Denklemde,

C: İntegrasyon sabitidir.

Denklemde p yerine (4.36) bağıntısı yazılıp yeniden düzenlenerek,

$$\left[\left(-\frac{dV}{dX} \right)^{1/y} \right]^{y+1} = \left[(y+1) \left(\frac{V^{m+1}}{m+1} + S_0 V \right) + C \right];$$

$$\left(\frac{dV}{dX} \right) = - \left[(y+1) \left(\frac{V^{m+1}}{m+1} + S_0 V \right) + C \right]^{y/(y+1)};$$

$$\left(\frac{dV}{dX} \right) = - \frac{1}{F(V)} \quad (4.42)$$

Denklemde F(V) aşağıdaki bağıntı ile verilir.

$$F(V) = \left[(y+1) \left(\frac{V^{m+1}}{m+1} + S_0 V \right) + C \right]^{-y/(y+1)} \quad (4.43)$$

(4.42) eşitliği boyutsuz mesafe (X) cinsinden ifade edilirse,

$$X = - \int_{V=1}^{V=V} F(V) dV = \int_{V=V}^{V=1} F(V) dV \quad (4.44)$$

elde edilir.

(4.44) denklemi ile verilen integralin üst sınırı boyutsuz hız ($V = v/v_0$) değerinin 1'e, buna mukabil boyutsuz mesafe ($X = x/x_0$) değerinin 0'a eşit olduğu noktadır. İntegralin alt sınırı ise boyutsuz hız değerinin 0'a, buna mukabil boyutsuz mesafe değerinin X_0 'a eşit olduğu noktadır. İntegralin alt ve üst sınır değerleri, menba ve mansap uç noktaları için verilen sınır şartlarına bağlı olarak;

İntegralin üst sınırı:

$$X = \frac{x}{x_0} = 0 \quad (x = 0); \quad V = \frac{v}{v_0} = 1 \quad (v = v_0);$$

İntegralin alt sınırı:

$$X = \frac{x}{x_0} = \frac{L}{x_0} = X_0 \quad (x = L); \quad V = \frac{v}{v_0} = 0 \quad (v = 0)$$

şeklinde belirlenir.

Verilen sınır şartlarına bağlı olarak X_0 boyutsuz koordinat ifadesi yeniden tanımlanırsa,

$$X_0 = \int_{V=0}^{V=1} F(V) dV \quad (4.45)$$

elde edilir.

Birim lateral uzunluğundaki çıkış akımı (birim boy debisi) q , süreklilik prensibinden hareketle (4.21) bağıntısı ile verilmişti. Söz konusu bağıntıda $\left(\frac{dv}{dx}\right)$ yerine (4.31) eşitliği yazılarak,

$$\begin{aligned} A \left(\frac{dv}{dx} \right) &= -q; & \frac{dv}{dx} &= \frac{v_0}{x_0} \left(\frac{dV}{dX} \right); \\ q &= -A \frac{v_0}{x_0} \left(\frac{dV}{dX} \right); & x_0 &= \frac{L}{X_0}; \\ q &= -A \frac{X_0 v_0}{L} \left(\frac{dV}{dX} \right) \end{aligned} \quad (4.46)$$

(4.46) denkleminde görülen $(v_0 A / L)$ birim boru uzunluğundaki ortalama çıkış akımı olup, aşağıdaki eşitlikle verilir.

$$q_{avg} = \frac{v_0 A}{L} \quad (4.47)$$

(4.47) bağıntısı, (4.46) denkleminde yerine yazılarak,

$$\begin{aligned} q &= -q_{avg} X_0 \left(\frac{dV}{dX} \right); \\ \frac{q}{q_{avg}} &= -X_0 \left(\frac{dV}{dX} \right) \end{aligned} \quad (4.48)$$

elde edilir.

$\left(\frac{dV}{dX}\right)$ ifadesi yerine (4.42) eşitliğinin sağ tarafı yazılıp düzenlenerek,

$$\frac{q}{q_{avg}} = -X_0 \left(-\frac{1}{F(V)} \right);$$

$$\left(\frac{q}{q_{avg}} \right) = \frac{X_0}{F(V)} \quad (4.49)$$

elde edilir.

Eşitlikte:

q_{avg} : Birim lateral uzunluğundaki ortalama çıkış akımı (m^2s^{-1});

v_0 : Lateral boru girişindeki akım hızı (ms^{-1});

A : Lateral borunun kesit alanı (m^2);

L : Lateral borunun uzunluğudur (m).

4.2.2.5. Integrasyon sabitinin belirlenmesi

(4.43) ile verilen boyutsuz hız fonksiyonundaki $[F(V)]$ C integral sabitinin belirlenebilmesi için aşağıda sıralanan çözüm adımları takip edilir:

1. $C > 0$ şartını sağlayacak şekilde bir başlangıç değeri atanır ($S_0 \geq 0$ için $C > 0$ olmalıdır).

2. (4.45) ile verilen eşitliğin sağ tarafı $\left[\int_{V=0}^{V=1} F(V) dV \right]$, X_0 değerine yeterince yakınsa

bir sonraki adıma geçilir. Şayet integral ifadesinin değeri X_0 'dan çok büyükse o halde C için başlangıçta tayin edilen değerden daha büyük bir değer seçilir; integral ifadesinin değeri X_0 'dan çok küçükse daha küçük bir değer seçilir ve 1. adıma geri dönlür.

3. (4.44) eşitliği kullanılarak, lateralın herhangi bir noktasındaki boyutsuz koordinat değerine (X) bağlı olarak, o noktadaki boyutsuz hız (V) değeri belirlenir. Boyutsuz

hızın azalan değerleri seçilirse, X daha küçük bir değerden başlayarak artırılır ($0 \leq V \leq 1$; $0 \leq X \leq X_0$).

Araştırmacılar, yatay (eğimsiz) lateral durumu için farklı tasarım örneklerinin denenmesi sonucunda C için 1.19 değerinin uygun olduğunu belirtmişlerdir (Warrick and Yitayew 1988). Bu çalışmada, yukarıda sıralanan algoritma adımları **Mathematica-Kernel 4.0** programında uygulanmış, farklı tasarım ve eğim kombinasyonları için uygun C değerleri deneme-yanılma yöntemi ile elde edilmiştir (Bkz. Uygulamalar ve Sonuçların Karşılaştırılması).

4.2.2.6. Ünifomluk katsayısı

Lateral boyunca tüm damlatıcılardan hasıl olan dağıtım debilerinin sistemin tamamındaki ünifomluk seviyesini belirlemek üzere kullanılan U_C ve DU_{LQ} ünifomluk katsayılarına ilişkin analitik ilişkiler, yukarıda izah edilen analitik çözüme bağlı olarak elde edilecektir.

Önceki bölümde yer alan ileri-adım metodunda (FSM) Christiansen ünifomluk katsayısı U_C , lateral boyunca ayrık (nokta kaynaklı) damlatıcı debileri göz önüne alınarak (4.11) eşitliği ile verilmiştir.

Diferansiyel çözüm metodunda (DM) ise lateral boyunca sürekli debi dağılımı göz önüne alınarak, her noktadaki birim boy debisinin ortalama birim boy debisinden sapmalarının değerlendirildiği U_C ünifomluk katsayısı aşağıdaki bağıntı ile verilmektedir.

$$U_C = 1 - \left(\frac{1}{Lq_{avg}} \right) \int_{x=0}^{x=L} |q - q_{avg}| dx \quad (4.50)$$

Lateralde birim boy debisinin ortalama birim boy debisine eşit olduğu ($q = q_{avg}$) bölüm noktasındaki boyutsuz koordinat değeri X_{div} ile tanımlanırsa, (4.50) bağıntısı aşağıdaki şekilde yeniden yazılabilir.

$$U_C = 1 - \left(\frac{2}{Lq_{avg}} \right) \int_{x=0}^{x=X_{div}} (q - q_{avg}) dx ;$$

$$U_C = 1 - \left(\frac{2}{L} \right) \int_{x=0}^{x=X_{div}} \left(\frac{q}{q_{avg}} - 1 \right) dx \quad (4.51)$$

(4.48) eşitliği ile verilen birim boy debisi (q) ile ortalama birim boy debisi (q_{avg}) arasındaki ilişki (4.51) bağıntısında yerine yazılıp düzenlenerek,

$$U_c = 1 - \left(\frac{2}{L}\right) \int_{x=0}^{x=X_{div}} \left[-X_0 \left(\frac{dV}{dX} \right) - 1 \right] dx \quad (4.52)$$

elde edilir.

(4.27) eşitliğinden görüleceği üzere, dx yerine dXx_0 yazılarak,

$$U_c = 1 - \left(\frac{2}{L}\right) \int_{x=0}^{x=X_{div}} \left[-X_0 \left(\frac{dV}{dX} \right) - 1 \right] (dXx_0);$$

$$U_c = 1 - \left(\frac{2x_0}{L}\right) \int_{x=0}^{x=X_{div}} \left[-X_0 \left(\frac{dV}{dX} \right) - 1 \right] dX \quad (4.53)$$

elde edilir.

Burada $\left(\frac{x_0}{L}\right)$ yerine $\left(\frac{1}{X_0}\right)$ yazılarak, her bir terim sınır şartlarına bağlı olarak integral dışına çıkarılırsa,

$$U_c = 1 - \left(\frac{2}{X_0}\right) \left[-X_0 \int_{x=0}^{x=X_{div}} \left(\frac{dV}{dX} \right) dX - \int_{x=0}^{x=X_{div}} dX \right];$$

$$U_c = 1 - \left(\frac{2}{X_0}\right) [-X_0 V_{div} - (X_{div} - X_0)];$$

$$U_c = 1 - \left(\frac{2}{X_0}\right) [-X_0 V_{div} - X_{div} + X_0];$$

$$U_c = 1 - \left(\frac{2}{X_0}\right) [X_0(1 - V_{div}) - X_{div}] \quad (4.54)$$

bağıntısı elde edilir.

Burada,

$$X_{div}, V_{div}: \left(\frac{q}{q_{avg}}\right) = 1 \text{ olduğu kritik noktadaki boyutsuz koordinat ve hız değerleridir.}$$

Son çeyrek dağıtım üniformluk katsayısı DU_{LQ} , lateral borunun son çeyreğindeki ortalama birim boy debisinin ($q_{avg(L/4)}$), lateral borunun tamamındaki ortalama birim boy debisine (q_{avg}) oranı olarak tanımlanır.

Lateral borunun son çeyreğindeki ortalama birim boy debisi, $q_{avg(L/4)} (m^3 s^{-1} m^{-1})$;

$$q_{avg(L/4)} = \frac{(vA)}{(L/4)} = \frac{v(\pi D^2 / 4)}{(L/4)} = v \frac{\pi D^2}{L} \quad (4.55)$$

şeklinde yazılır.

Burada,

v : Lateral borunun son çeyreğindeki ($x = L/4$) akım hızıdır (ms^{-1}).

Lateral borunun tamamındaki ortalama birim boy debisi, $q_{avg} (m^3 s^{-1} m^{-1})$;

$$q_{avg} = \frac{(v_0 A)}{L} = \frac{v_0 (\pi D^2 / 4)}{L} = v_0 \frac{\pi D^2}{4L} \quad (4.56)$$

şeklinde yazılır.

Burada,

v_0 : Lateral borunun girişindeki akım hızıdır (ms^{-1}).

DU_{LQ} için (4.55) ve (4.56) eşitlikleri ile verilen ortalama birim boy debileri oranlanarak,

$$DU_{LQ} = \frac{q_{avg(L/4)}}{q_{avg}} = \frac{v (\pi D^2 / L)}{v_0 (\pi D^2 / 4L)} = 4 \left(\frac{v}{v_0} \right) = 4V_{LQ} \quad (4.57)$$

elde edilir.

Burada,

$V_{LQ} = \left(\frac{v}{v_0} \right)$: Lateral borunun son çeyreğinde, $X = \frac{3}{4} X_0 = 0.75 \left(\frac{L}{X_0} \right)$ noktasındaki

boyutsuz koordinata tekabül eden rölatif hız değeridir.

Araştırmacılar, U_C için (4.54) ile verilen bağıntının yalnızca basınca bağlı hidrolik değişimi esas aldığını; üretici değişim katsayısının da (coefficient of variation, CV) bilinmesi halinde hem basınç hem de üretici değişimlerini hesaba katan yeni bir U_C değerinin hesaplanabileceğini belirtmişlerdir (Warrick and Yitayew, 1988).

Normal düzeydeki bir debi dağılımı için U_C ile CV arasındaki ilişki şu eşitlikle verilmektedir.

$$U_C = 1 - 0.798CV \quad (4.58)$$

Buna göre, yalnızca basınca bağlı hidrolik değişimi göz önüne alan üretici değişim katsayısı, CV_H :

$$CV_H = \frac{1}{0.798}(1 - UC_H) \quad (4.59)$$

eşitliği ile hesaplanabilir.

Eşitlikte,

CV_H : Hidrolik değişimi esas alan üretici değişim katsayısı;

UC_H : Hidrolik değişim katsayısı göz önüne alınarak hesaplanan üniformalık katsayısını ifade etmektedir.

Warrick ve Yitayew (1988), Bralts ve diğ. (1993)'e dayanarak, hidrolik değişim katsayısı ile birlikte damlatıcıların kendi değişimlerinden kaynaklanan katsayının da (CV_M) bilinmesi halinde, toplam değişim katsayısının (CV_T) belirlenebileceğini, bu katsayının hesaba katılarak yeni bir U_C değerinin tayin edilmesi gerektiğini belirtmişlerdir.

Toplam değişim katsayısı CV_T aşağıdaki eşitlikle verilmektedir.

$$CV_T = \sqrt{CV_H^2 + CV_M^2} \quad (4.60)$$

Eşitlikte,

CV_T : Toplam değişim katsayısı;

CV_H : Hidrolik değişim katsayısı;

CV_M : Damlatıcı değişim katsayısıdır.

4.2.2.7. Sürtünme katsayısı

Darcy-Weisbach sürtünme katsayısı, f akım hızına bağlı olarak (4.25) eşitliği ile verilmişti.

$$f = f_0 v^{(m-2)}$$

Eşitlikte:

f_0 : Sürtünme faktörü;

m : Akım rejimine bağlı debi (hız) üssü olup, farklı akım rejimleri için şu değerleri almaktadır:

$m = 1.0$ (Laminer akım rejimi, $R < 2000$);

$m = 1.75$ (Pürüzsüz borudaki türbülanslı akım rejimi);

$m = 1.828$ (Tam pürüzlü türbülanslı akım rejimi).

Sürtünme katsayısı f ve sürtünme faktörü f_0 , (4.25) eşitliğinden hareketle farklı akım rejimleri için aşağıdaki eşitlikler yardımıyla hesaplanır.

Laminer akım rejimi ($R < 2000$):

$$f = \frac{64}{R} = \frac{64\nu}{vD} \quad (4.61a)$$

$$f = \frac{f_0}{\nu} \quad (m = 1.0);$$

$$f_0 = f\nu = 64 \frac{\nu}{D} \quad (4.61b)$$

bağıntıları geçerlidir.

Burada,

R : Reynolds sayısı;

ν : Suyun kinematik viskozitesidir (20°C sıcaklıkta, $\nu = 1.01 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$).

Pürüzsüz borudaki türbülanslı akım rejimi ($3000 < R < 10^5$):

(4.14) ile verilen Blasius denkleminde hareketle f ve f_0 için aşağıdaki eşitlikler yazılabilir.

$$f = 0.316 R^{-0.25} = 0.316 \left(\frac{\nu}{vD} \right)^{0.25} \quad (4.62a)$$

$$f = \frac{f_0}{\nu^{0.25}} \quad (m = 1.75);$$

$$f_0 = f\nu^{0.25} = 0.316 \left(\frac{\nu}{D} \right)^{0.25} \quad (4.62b)$$

Tam pürüzlü türbülanslı akım rejimi ($10^5 < R < 10^7$):

(4.15) ile verilen eşitlikten hareketle f ve f_0 için aşağıdaki bağıntılar geçerlidir.

$$f = 0.130 R^{-0.172} = 0.130 \left(\frac{\nu}{vD} \right)^{0.172} \quad (4.63a)$$

$$f = \frac{f_0}{v^{0.172}} \quad (m = 1.828);$$

$$f_0 = f v^{0.172} = 0.130 \left(\frac{v}{D} \right)^{0.172} \quad (4.63b)$$

4.2.2.8. Menba ve mansap basınç yüklerinin belirlenmesi

Lateral boyunca rölatif hız değerinin hesaplandığı her nokta için rölatif damlatıcı çıkış akımı değerleri de kolaylıkla belirlenebilir. Lateral boru üzerindeki herhangi bir noktanın koordinatı, rölatif hız değişimini temsil eden doğru denkleminde yazılarak bu noktalardaki rölatif hızlar elde edilir. Bu değerler hız fonksiyonunda $[F(V)]$ yerine yazılarak, söz konusu noktalardaki rölatif debi değerlerine geçilir.

(4.43) ile verilen boyutsuz hız ilişkisi menba sınır şartları göz önüne alınarak düzenlenirse,

$$F(V) = \left[(y+1) \left(\frac{V^{m+1}}{m+1} + S_0 V \right) + C \right]^{-y/(y+1)} ;$$

$$F(1) = \left[(y+1) \left(\frac{1.0^{m+1}}{m+1} + S_0 \times 1.0 \right) + 1.19 \right]^{-y/(y+1)} \quad (x=0; X=x/x_0=0; V=v/v_0=1) \quad (4.64)$$

yazılır.

(4.49) ile verilen rölatif damlatıcı debisi ilişkisi yukarıda verilen menba sınır şartları için yazılırsa,

$$\left(\frac{q}{q_{avg}} \right) = \frac{X_0}{F(V)} ;$$

$$\left(\frac{q}{q_{avg}} \right) = \frac{X_0}{F(1)} \quad \left(X_0 = \frac{L}{x_0} \right) \quad (4.65)$$

elde edilir.

Lateralin tamamındaki ortalama damlatıcı debisinin (q_{avg}) değeri bilindiğine

göre, menba uç noktasındaki maksimum giriş basınç yükünün değeri $[H_{in} = H_{max} = H(0)]$, (4.20) ile verilen damlatıcı debi-basınç yükü ilişkisi yardımıyla kolaylıkla belirlenebilir.

$$\frac{q(0)}{q_{avg}} = \frac{c H_{max}^y}{q_{avg}} ;$$

$$H_{in} = H_{max} = \left[\left(\frac{q(0)}{q_{avg}} \right) \times \left(\frac{q_{avg}}{c} \right) \right]^{1/y} = \left(\frac{q(0)}{c} \right)^{1/y} \quad (4.66)$$

Aynı şekilde mansap uç noktasındaki sınır şartları göz önüne alınarak, bu noktadaki basınç yükünün $[H(1)]$ değeri de belirlenebilir.

$$F(0) = [1.19]^{-y/(y+1)} \quad (x = L; X = L/x_0 = X_0; V = v/v_0 = 0) \quad (4.67)$$

$$\left(\frac{q}{q_{avg}} \right) = \frac{X_0}{F(0)} \quad \left(X_0 = \frac{L}{x_0} \right) \quad (4.68)$$

$$\frac{q(1)}{q_{avg}} = \frac{cH(1)^y}{q_{avg}};$$

$$H(1) = \left[\left(\frac{q(1)}{q_{avg}} \right) \times \left(\frac{q_{avg}}{c} \right) \right]^{1/y} = \left(\frac{q(1)}{c} \right)^{1/y} \quad (4.69)$$

Neticede, lateral borunun menba ve mansap uç noktalarındaki basınç yükleri farkı (4.66), (4.69) eşitlikleri yardımıyla aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$H(0) - H(1) = \left[\frac{q(0)^{1/y} - q(1)^{1/y}}{c^{1/y}} \right] \quad (4.70)$$

4.2.3. Runge-Kutta nümerik metodu

4.2.3.1. Giriş

Yitayew ve Warrick (1988), lateral boyunca değişken debi temel kabulüne dayanılarak, borudaki akımın ikinci mertebeden lineer olmayan basit diferansiyel denklem [(4.32)] formunda ifade edildiği analitik çözüm metodundan (Warrick and Yitayew 1988) elde edilen sonuçların doğruluğunu kontrol etmek üzere, Runge-Kutta nümerik çözüm metodunu (Runge-Kutta Numerical Method, RKM) kullanmışlardır. Farklı tasarım uygulamaları sonucunda, analitik ve nümerik çözüm metodlarından elde edilen sonuçların uyum içinde olduğu gösterilmiştir.

4.2.3.2. Hız yükü etkisinin belirlenmesi

Araştırmacılar, lateral boyunca hız yükü değişiminin debi dağılımı üzerindeki etkisini belirlemek üzere, (4.34) eşitliği ile verilen hız yükü sabiti a 'nın farklı değerleri ($a = 0, 0.1, 1.0$ ve 2.0) için tasarım analizleri yaparak, boyutsuz X mesafesinin fonksiyonu olarak elde edilen debi dağılımlarını grafiksel olarak göstermişlerdir.

Yapılan bu analiz neticesinde, hız yükü sabitinin 0.1 ve daha küçük değerleri için elde edilen debi dağılımının, hız yükü sabiti 0 alınarak elde edilen debi dağılımından önemli mertebede sapma göstermediği ortaya konmuştur.

Bununla birlikte, lateral boru akımında genellikle hız yükü sabitinin 0.1'den küçük değerler aldığı; 0.1'den büyük değerler almasının beklenmeyen bir durum olduğu, böyle bir durumda hız yükünün dikkate alınabileceği belirtilerek, genellikle hız yükü değişiminin ihmal edilmesinin makul bir yaklaşım olduğuna işaret edilmiştir.

4.2.3.3. Rölatif debi ile üniformluk katsayısı arasındaki ilişkinin belirlenmesi

Runge-Kutta nümerik çözüm metodunda, (4.54) ve (4.57) denklemleri ile verilen U_C ve DU_{LQ} üniformluk katsayıları; $q/q_{avg} = 1.0$; $X = 0.75X_0$; $V_{LQ} = v/v_0$ boyutsuz parametrelerine ait değerlerin, söz konusu X , V ve q/q_{avg} parametrelerinin tablolaştırılmış değerleri arasında uygun enterpolasyonlar yapılmak suretiyle belirlenmektedir.

Araştırmacılar bu çözüm yönteminin uygulanmasını kolaylaştırmak üzere, yalnızca türbülans rejimli damlatıcıları ($y = 0.5$) göz önüne alarak, debi üssünün 3 farklı rejimdeki değerleri ($m = 1.0, 1.75$ ve 2.0) için; üniformluk katsayısı U_C , rölatif damlatıcı debisi q/q_{avg} ve boyutsuz koordinat X_0 arasındaki ilişkileri ifade etmek üzere kullanımı oldukça pratik boyutsuz tasarım eğrileri geliştirmişlerdir.

Bununla beraber araştırmacılar Miller (1981)'e dayanarak; U_C ile X_0 ve q/q_{avg} ile X_0 arasındaki ilişkileri ifade etmek üzere, aşağıda verildiği gibi lineer olmayan rasyonel bir fonksiyonun kullanılabileceğini belirtmişlerdir.

$$y = \frac{K_1 + K_3x + K_5x^2 + \dots}{1 + K_2x + K_4x^3 + K_6x^4 + \dots} \quad (4.71)$$

Fonksiyonda,

x : Bağımsız değişken (X_0);

y : Bağımlı değişken ($U_C; q/q_{avg}$);

$K_1, K_2, K_3, \dots$: Katsayılarıdır.

(4.71) ile verilen rasyonel fonksiyona ait katsayılar debi üssünün 3 farklı akım rejimindeki değerleri için ($m = 1.0, 1.75$ ve 2.0) aşağıda Tablo 4.1'de verilmektedir.

4.2.3.4. Üniformluk katsayıları arasındaki ilişkinin belirlenmesi

Araştırmacılar tarafından geliştirilen tasarım eğrilerinden veya (4.71) ile verilen rasyonel fonksiyon yardımıyla DU_{LQ} üniformluk katsayısının U_C değerlerine bağlı olarak belirlenmesi mümkündür.

Warrick (1983), üniform debi dağılımı halinde her iki üniformluk katsayısı arasında aşağıdaki bağıntının kullanılabileceğini göstermiştir.

$$U_C = 0.33 + 0.67DU_{LQ} \quad (4.72a)$$

Normal bir debi dağılımı için şu ilişki geçerlidir.

$$U_C = 0.37 + 0.63DU_{LQ} \quad (4.72b)$$

Araştırmacılar, yukarıda verilen bağıntıların özel üniformluk şartları için verilmiş olmalarına rağmen, özel bir şartın belirtilmediği genel projelendirme hali için her iki bağıntının da kullanılabileceğini belirtmişlerdir.

Tablo 4.1 U_C ile X_0 ve $q(0)/q_{avg}$ ile X_0 arasındaki ilişki

m	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5	K_6
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)
$U_C^{(a)}$						
1.0	1.002	1.063	1.040	-0.336	-0.257	0.171
1.75	0.987	-7.330	-7.156	1.418	0.872	-0.611
2.0	1.005	2.714	2.646	-0.418	-0.224	-0.262
$q(0)/q_{avg}^{(b)}$						
1.0	1.002	-0.552	-0.584	0.237	0.338	-0.229
1.75	1.001	-0.559	-0.576	0.243	0.311	-0.024
2.0	1.001	-0.582	-0.594	0.259	0.312	-0.026
$^{(a), (b)} U_C; \frac{q(0)}{q_{avg}} = \frac{(K_1 + K_3 X_0 + K_5 X_0^2)}{(1 + K_2 X_0 + K_4 X_0^3 + K_6 X_0^4)}$						

4.2.4. Basitleştirilmiş analitik yaklaşım

4.2.4.1. Giriş

Yitayew (1989), bir önceki çalışmada (Warrick and Yitayew, 1988) geliştirilen analitik çözüm metodunun bir uzantısı olarak, eğimsiz mikro-sulama lateral boruları veya yan ana borularda (manifoldlar) sürtünmeden doğan toplam enerji kayıplarının belirlenmesi için basitleştirilmiş bir analitik yaklaşım (Simplified Analytical Approach, SAA) sunmuştur.

Bu yaklaşıma göre eğimsiz lateral borunun tamamındaki toplam enerji kaybı, hız yükü değişimi de dikkate alınarak, menba ve mansap noktalarında geçerli olan sınır şartlarından hareketle elde edilen rölatif debi değerlerine bağlı olarak hesaplanmaktadır.

4.2.4.2. Toplam enerji dağılımı

Aşağıda sunulan analitik denklemler, laminar ($m = 1.0$) ve pürüzsüz borudaki türbülanslı akım ($m = 1.75$) rejimleri için, ve türbülans rejimli orifis tip damlatıcılar ($y = 0.5$) göz önüne alınarak türetilmiştir.^(†)

Birim boru uzunluğundaki çıkış akımına (q) bağlı olarak kütlenin korunumu denklemi (4.20) ve (4.21) eşitliklerine dayanılarak aşağıdaki şekilde verilir.

$$q = \left(\frac{c}{s} \right) H_n^{0.5} \quad (4.73)$$

$$A \left(\frac{dv}{dx} \right) = -q \quad (4.74)$$

(4.73) ve (4.74) denklemleri birlikte düşünülerek, (4.22) eşitliğinden hareketle basınç yükü H_n aşağıdaki bağıntı ile verilir.

$$H_n = \left[\left(-\frac{As}{c} \right) \left(\frac{dv}{dx} \right) \right]^2 \quad (4.75)$$

Enerji denklemine göre lateral boru boyunca toplam enerji H' , aşağıdaki gibi yazılabilir.

[†] Basitleştirilmiş analitik yaklaşımda (SAA) kullanılan terimler, Bölüm 4.2.2' de sunulan Diferansiyel Metottakilerle (DM) aynı olduğundan, terimlerin açıklamaları bu bölümde tekrarlanmamaktadır.

$$H' = H_n + \frac{v^2}{2g};$$

$$H' = \left(\frac{As}{c} \right)^2 \left(\frac{dv}{dx} \right)^2 + \frac{v^2}{2g} \quad (4.76)$$

Eşitliklerde,

H' : Toplam enerji yüksekliği (m);

$v^2 / 2g$: Hız yüküdür (m).

(4.26) ve (4.27) eşitliklerinden hatırlanacağı üzere, boyutsuz hız (V) ve boyutsuz mesafe (X) aşağıdaki eşitliklerle verilir.

$$V = \frac{v}{v_0}; \quad X = \frac{x}{x_0};$$

$$\left(\frac{dv}{dx} \right) = \left(\frac{v_0}{x_0} \right) \left(\frac{dV}{dX} \right) \quad (4.77)$$

(4.77) ile verilen ilişki (4.76) denkleminde yerine yazılarak,

$$H' = \left(\frac{As}{c} \right)^2 \left(\frac{v_0}{x_0} \right)^2 \left(\frac{dV}{dX} \right)^2 + \frac{(Vv_0)^2}{2g};$$

$$H' = \left(\frac{As}{c} \right)^2 \left(\frac{v_0^2}{2g x_0^2} \right) \left(\frac{dV}{dX} \right)^2 + \frac{v_0^2}{2g} V^2;$$

$$H' = \frac{v_0^2}{2g} \left[\frac{2gA^2s^2}{c^2 x_0^2} \left(\frac{dV}{dX} \right)^2 + V^2 \right] \quad (4.78)$$

elde edilir.

(4.48) bağıntısından hatırlanacağı üzere, boyutsuz birim mesafedeki boyutsuz hız değişimi (dV/dX) ifadesi,

$$\left(\frac{dV}{dX} \right) = - \frac{1}{X_0} \frac{q(X)}{q_{avg}} \quad (4.79)$$

şeklinde yazılabilir.

Eşitlikte,

$q(X)$: Boyutsuz X mesafesindeki çıkış akımıdır (m^3s^{-1}).

(4.78) denkleminde yukarıdaki ifade yerine yazılıp düzenlenerek,

$$H' = \frac{v_0^2}{2g} \left[\frac{2gA^2s^2}{c^2x_0^2} \left[\frac{1}{X_0^2} \left(-\frac{q(X)}{q_{avg}} \right)^2 \right] + V^2 \right];$$

$A = \pi D^2 / 4$ yazılarak,

$$H' = \frac{v_0^2}{2g} \left[\frac{2g\pi^2 D^4 s^2}{4^2 c^2} \frac{1}{x_0^2} \left[\frac{1}{X_0^2} \left(-\frac{q(X)}{q_{avg}} \right)^2 \right] + V^2 \right];$$

$$H' = \frac{v_0^2}{2g} \left[\frac{\beta}{x_0^2} \left[\frac{1}{X_0^2} \left(-\frac{q(X)}{q_{avg}} \right)^2 \right] + V^2 \right] \quad (4.80)$$

elde edilir.

Denklemden,

$$\beta = \frac{\pi^2 g D^4 s^2}{8c^2} \quad (4.81)$$

ile verilir.

(4.80) denkleminde $(1/X_0^2)$, Bölüm 4.2.2.3'ten hatırlanacağı üzere,

$$\frac{1}{X_0^2} = \left(\frac{x_0}{L} \right)^2 \quad (4.82)$$

ilişkisi ile verilir.

(4.82) ile verilen eşitlik, (4.80) denkleminde yerine yazılıp düzenlenerek,

$$H' = \frac{v_0^2}{2g} \left[\frac{\beta}{L^2} \left(\frac{q(X)}{q_{avg}} \right)^2 + V^2 \right] \quad (4.83)$$

elde edilir.

Rölatif debi ilişkilerinin elde edilmesinde gerekli olan x_0 karakteristik uzunluk ifadesi, Warrick ve Yitayew (1987) tarafından aşağıdaki eşitliklerle verilmektedir.

(4.33) ile verilen eşitlik, $y = 0.5$ için düzenlenirse,

$$x_0^{1+1/0.5} = \left[\frac{2^{1-(2/0.5)} \pi^{1/0.5} g D^{1+(2/0.5)} s^{1/0.5}}{c^{1/0.5} f_0 v_0^{m-(1/0.5)}} \right];$$

$$x_0 = \left[\left(\frac{\pi^2 g D^4 s^2}{8c^2} \right) \frac{D}{f_0 v_0^{m-2}} \right]^{1/3}$$

Uygunluk için (4.81) ile verilen eşitlik kullanılırsa,

$$x_0 = \left[\beta \frac{D v_0^{2-m}}{f_0} \right]^{1/3} \quad (4.84)$$

eşitliği elde edilir.

4.2.4.3. Akım rejimleri

Basitleştirilmiş analitik yaklaşımda laminar ve pürüzsüz borudaki türbülanslı akım rejimleri göz önüne alınmaktadır. Darcy-Weisbach sürtünme katsayısı f ve sürtünme faktörü f_0 için farklı akım rejimlerinde geçerli olan bağıntılar (4.25) denkleminde dayanılarak, Bölüm 4.2.2.7’de elde edilmişti.

Aşağıda, her iki akım rejimi hali için sürtünme katsayısı ve sürtünme faktörü bağıntıları hatırlatılacaktır.

$$f = f_0 v^{(m-2)}$$

Laminar akım rejimi ($R < 2000$; $m = 1.0$):

$$f = \frac{64}{R} = \frac{64\nu}{vD}; \quad f_0 = f\nu = 64 \frac{\nu}{D}$$

Pürüzsüz borudaki türbülanslı akım rejimi ($3000 < R < 10^5$; $m = 1.75$):

$$f = 0.316 R^{-0.25} = 0.316 \left(\frac{\nu}{vD} \right)^{0.25}; \quad f_0 = f\nu^{0.25} = 0.316 \left(\frac{\nu}{D} \right)^{0.25}$$

4.2.4.4. Toplam enerji kaybı denklemi

Lateral borunun tamamındaki toplam enerji kaybı ΔH , (4.83) denkleminde hareketle,

$$\Delta H = H'_{(x=0; X=0; v=v_0; V=1)} - H'_{(x=L; X=X_0; v=0; V=0)} \quad (4.85)$$

yazılabilir.

Menba ve mansap uç noktalarındaki toplam enerjiler $H'(0)$ ve $H'(l)$ aşağıdaki şekilde yazılabilir.

$$H'(0) = \frac{v_0^2}{2g} \left[\frac{\beta}{L^2} \left(\frac{q(0)}{q_{avg}} \right)^2 + 1 \right];$$

$$H'(1) = \frac{v_0^2}{2g} \left[\frac{\beta}{L^2} \left(\frac{q(1)}{q_{avg}} \right)^2 + 0^2 \right]$$

Yatay (eğimsiz) borudaki toplam enerji kaybı ΔH , menba ve mansap uç noktadaki toplam enerjilerin farkı alınarak elde edilir.

$$\Delta H = H'(0) - H'(1) ;$$

$$\Delta H = \frac{v_0^2}{2g} \left[\frac{\beta}{L^2} \left[\left(\frac{q(0)}{q_{avg}} \right)^2 - \left(\frac{q(1)}{q_{avg}} \right)^2 \right] + 1 \right] \quad (4.86)$$

Eşitlikte görülen menba ve mansap uç noktalarındaki rölatif debiler $q(0)/q_{avg}$, $q(1)/q_{avg}$; (4.65) ve (4.68) eşitliklerinden hatırlanacağı üzere,

$$\left(\frac{q(0)}{q_{avg}} \right) = \frac{X_0}{F(1)} \quad \left(X_0 = \frac{L}{x_0} \right)$$

$$\left(\frac{q(1)}{q_{avg}} \right) = \frac{X_0}{F(0)}$$

ile verilir. Söz konusu noktalardaki boyutsuz hız fonksiyonları $F(1)$ ve $F(0)$, (4.64) ve (4.67) bağıntıları yardımıyla hesaplanmaktadır.

4.2.5. Sabit debi metodu

4.2.5.1. Giriş

Valiantzas (1998), önceki çalışmalarda (Wu and Gitlin, 1975; Wu and Yue 1993) ortaya konan enerji çizgisi eğimi metoduna (Energy-Gradient-Line Method, EGL), dayanarak, lateral hidroliği problemlerinin doğrudan çözümü için boru boyunca sürekli ve sabit çıkış akımı dağılımı kabulünden hareketle alternatif bir analitik yaklaşım geliştirmiştir (Constant Discharge Method, CDM).

Araştırmacı çalışmasının ikinci safhasında, boru boyunca sürekli ve yere bağlı değişken çıkış akımı dağılımını bir güç denklemi formunda ifade etmiştir. Bu şekilde, analitik metodun ilk safhasını oluşturan sabit debi metodunda türetilen denklemler, yere bağlı değişken debi temel kabulüne uygun formda yeniden elde edilmiştir. Değişken debi metodu (Variable Discharge Method, VDM) olarak adlandırılan bu yöntemde türetilen temel denklemler bir sonraki bölümde verilmektedir.

4.2.5.2. Teori

Bu yaklaşımda geleneksel olarak uygulanan boru girişinden mansaba doğru hesap istikameti yerine, artık lateral debisinin 0 olduğu kabulü ile mansap uç noktasından boru girişine doğru bir hesap yönü seçilmektedir.

Damlaticılardan hasıl olan çıkış akımı ile ilgili basınç yükü arasındaki ilişki, Bölüm 4.2.1’de (4.1) bağıntısı ile verilmişti. Lateralde yere bağlı, sürekli çıkış akımı kabulünden hareketle (lateral üzerine çok sayıda damlaticının yerleştirilmesi durumunda) lateral boyunca birim uzunluktaki çıkış akımı $q_{(x)}$, (4.20) eşitliğinden hatırlanacağı üzere,

$$q_{(x)} = \frac{c}{s} H^y(x) \quad (4.87)$$

Eşitlikte,

c: Damlaticıya ait üreticiden alınan damlaticı katsayısı;

y: Damlaticıdaki akım rejimine bağlı debi üssü;

s: Damlaticı ara mesafesi (m);

x : Borunun mansap ucunda son damlaticıdan itibaren menba istikametindeki mesafe (m);

$q_{(x)}$: Lateral boyunca birim uzunluktaki çıkış akımı (m^3s^{-1});

$H(x)$: Lateral boyunca x mesafesindeki basınç yüküdür (m).

(4.87) eşitliği ve (3.4) denklemi ile verilen süreklilik prensibi birlikte düşünülerek,

$$q_{(x)} = \frac{q_{avg}}{s} = \frac{Q_{in}}{L} \quad (4.88)$$

yazılabilir.

Burada,

q_{avg} : Ortalama damlaticı çıkış akımı (debisi) (m^3s^{-1});

Q_{in} : Lateral giriş debisi (m^3s^{-1});

L: Lateral uzunluğudur (m).

(4.88) denklemi 0 ve x değerleri arasında entegre edilerek,

$$\int_{x=0}^{x=x} q(x)dx = \frac{Q_{in}}{L} \int_{x=0}^{x=x} dx ;$$

$$Q(x) = Q_{in} \left(\frac{x}{L} \right) \quad (4.89)$$

elde edilir.

Burada,

$Q(x)$: Lateralin mansap uç noktasından itibaren herhangi bir x mesafedeki bölümünden geçen toplam debidir (m^3s^{-1}).

4.2.5.3. Enerji çizgisi eğiminin belirlenmesi

Enerji çizgisi eğimi $S_f(x)$, Darcy-Weisbach denkleminde hareketle aşağıdaki genel formda yazılabilir.

$$S_f(x) = \frac{dH_f(x)}{dx} = \frac{f}{D} \frac{V^2}{2g} \quad (4.90)$$

Burada,

$H_f(x)$: Lateralin mansap uç noktasından itibaren herhangi bir x mesafesindeki sürtünmeden doğan enerji kaybı (m);

f : Darcy-Weisbach sürtünme katsayısı;

D : Lateral borunun iç çapı (m);

V : Lateral borudaki ortalama akım hızı (ms^{-1});

g : Yerçekimi ivmesidir (ms^{-2}).

Darcy-Weisbach sürtünme katsayısı, f akım hızına bağlı olarak (4.25) eşitliği ile verilmiştir.

$$f = f_0 V^{(m-2)}$$

Burada,

f_0 : Sürtünme faktörü olup, farklı akım rejimlerine bağlı olarak şu genel bağıntı ile verilebilir.

$$f_0 = a_1 \left(\frac{V}{D} \right)^{(2-m)} ;$$

$$f = a_1 \left(\frac{\nu}{D} \right)^{(2-m)} V^{(m-2)}$$

Burada,

ν : Suyun kinematik viskozitesi (20 °C sıcaklıkta, $\nu = 1.01 \times 10^{-6} m^2 s^{-1}$);

a_1, m : Farklı akım rejimleri için sabit değerlerdir (Laminer akım rejimi: $a_1 = 64$, $m = 1.0$; pürüzsüz borudaki türbülanslı akım rejimi: $a_1 = 0.316$, $m = 1.75$; tam pürüzlü türbülanslı akım rejimi: $a_1 = 0.130$, $m = 1.828$).

Yukarıda f için verilen ilişki (4.90) denkleminde yerine yazılarak,

$$S_f(x) = a_1 \left(\frac{\nu}{D} \right)^{(2-m)} V^{(m-2)} \frac{V^2}{2gD} = a_1 \left(\frac{\nu}{D} \right)^{(2-m)} \frac{V^m}{2gD};$$

Süreklilik denkleminde hareketle,

$$V^m = \left(\frac{4Q}{\pi D^2} \right)^m = \left(\frac{4}{\pi} \right)^m \frac{Q^m}{D^{2m}}$$

elde edilir.

Buna göre,

$$S_f(x) = a_1 \left(\frac{4}{\pi} \right)^m \frac{\nu^{(2-m)}}{D^{(2-m)}} \frac{Q^m(x)}{D^{2m}} \frac{1}{2gD} = \left[\frac{a_1 \nu^{(2-m)}}{2g} \left(\frac{4}{\pi} \right)^m \right] \frac{Q^m(x)}{D^{m+3}};$$

$$S_f(x) = k \frac{Q^m(x)}{D^{m+3}}; \quad \left[k = a_1 \frac{\nu^{2-m}}{2g} \left(\frac{4}{\pi} \right)^m \right] \quad (4.91)$$

genel formunda yazılabilir.

4.2.5.4. Sürtünme yük kaybı dağılımı

Lateral boyunca sürtünmeden doğan enerji kaybı dağılımı, (4.91) denkleminin 0 ve x sınırları arasında entegre edilmesiyle elde edilebilir.

$$H_f(x) = \int_{x=0}^{x=x} S_f(x) dx = \frac{k}{D^{m+3}} \int_{x=0}^{x=x} Q^m(x) dx \quad (4.92)$$

$Q(x)$ için (4.89) ile verilen bağıntı yerine yazılıp düzenlenerek,

$$H_f(x) = \int_{x=0}^{x=x} S_f(x) dx = \frac{k}{D^{m+3}} \int_{x=0}^{x=x} \left[Q_m \left(\frac{x}{L} \right) \right]^m dx;$$

$$H_f(x) = kQ_{in}^m \frac{1}{L^m D^{m+3}} \int_{x=0}^{x=x} x^m dx ;$$

$$H_f(x) = \frac{1}{(m+1)} \left[kQ_{in}^m \frac{L}{D^{m+3}} \right] \left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} ;$$

$$H_f(x) = \frac{H_{f0}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} \quad (4.93)$$

$$H_{f0} = kQ_{in}^m \frac{L}{D^{m+3}} \quad (4.94)$$

Burada,

H_{f0} : Toplam lateral debisini geçiren fakat üzerinde damlatıcılar bulunmayan benzer borudaki toplam sürtünme kaybıdır (m).

Yukarıda verilen sürtünme kaybı dağılımı, $x = L$ için yazılarak,

$$H_f(L) = \frac{H_{f0}}{(m+1)} \quad (4.95)$$

lateral boyunca toplam sürtünme kaybı elde edilir.

(4.95) bağıntısından görüleceği üzere, lateral borudaki toplam sürtünme kaybı $H_f(L)$, üzerinde damlatıcılar bulunmayan benzer borudaki toplam sürtünme kaybı H_{f0} değerinin $(1/m+1)$ katı kadar daha küçük bir değer almaktadır.

Buradan hareketle, lateraldeki toplam sürtünme kaybı ifadesinde yer alan $(1/m+1)$ çarpanı literatürde, Christiansen sürtünme kaybı düzeltme faktörü (Christiansen's friction loss correction factor) olarak adlandırılmaktadır (Christiansen, 1942).

4.2.5.5. Basınç yükü profilinin belirlenmesi

Lateral boyunca hız yükünün rölatif olarak çok küçük değerler aldığı, bu nedenle hız yükü değişiminin toplam enerji denklemi içerisinde ihmal edildiği düşünülerek, mansap uç noktasından itibaren herhangi bir x mesafesindeki basınç yükü aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$H(x) = H_d + H_f(x) - s_0 x \quad (4.96)$$

Burada,

$H(x)$: Herhangi bir x mesafesindeki basınç yükü (m);

H_d : Lateralin mansap uç noktasındaki son damlatıcının basınç yükü (m);

s_0 : Üiform boru eğimidir (aşağı eğimli borularda pozitif; yukarı eğimli borularda negatif alınır).

Ortalama basınç yükü H_{av} , (4.96) denklemi ile verilen $H(x)$ basınç yükü fonksiyonunun 0 ve L sınırları arasında entegre edilmesiyle elde edilebilir.^(*)

$$H_{av} = \frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} H(x) dx = \frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} [H_d + H_f(x) - s_0 x] dx \quad (4.97)$$

$H_f(x)$ yerine (4.93) denklemi yazılarak,

$$\begin{aligned} H_{av} &= \frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} \left[H_d + \frac{H_{f0}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} - s_0 x \right] dx; \\ H_{av} &= \frac{1}{L} \left[H_d L + \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} \frac{L^{m+2}}{L^{m+1}} - s_0 \frac{L^2}{2} \right]; \\ H_{av} &= H_d + \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} - s_0 \frac{L}{2} \end{aligned} \quad (4.98)$$

Mansap uçtaki basınç yükü H_d , yukarıdaki denklemden çekilerek,

$$H_d = H_{av} - \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} + s_0 \frac{L}{2} \quad (4.99)$$

(4.93), (4.94) ve (4.99) denklemleri, (4.96) denkleminde yerine yazılıp düzenlenerek,

$$\begin{aligned} H(x) &= \left[H_{av} - \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} + s_0 \frac{L}{2} \right] + \frac{H_{f0}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} - s_0 x; \\ H(x) &= H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} - \frac{1}{(m+2)} \right] + s_0 \left(\frac{L}{2} - x \right) \end{aligned} \quad (4.100)$$

lateral boyunca basınç yükü profili elde edilir.

Lateral giriş basınç yükü H_m , yukarıda verilen basınç yükü dağılımında $x = L$ yazılarak elde edilebilir.

$$H_m = H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m+1)} \left[\left(\frac{L}{L} \right)^{m+1} - \frac{1}{(m+2)} \right] + s_0 \left(\frac{L}{2} - L \right);$$

(*) Bu analitik yaklaşımın dayandığı matematiksel ifadeler Bölüm 4.3'te ayrıntılı olarak tartışılmaktadır.

$$H_{in} = H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m+1)} \left[1 - \frac{1}{(m+2)} \right] - s_0 \frac{L}{2};$$

$$H_{in} = H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m+2)} - s_0 \frac{L}{2} \quad (4.101)$$

4.2.5.6. Lateraldeki ortalama basınç yükü ile damlatıcının işletme basınç yükü arasındaki ilişkinin belirlenmesi

Damlatıcıya ait ortalama çıkış akımı-basınç yükü ilişkisi, (4.1) ile verilen temel bağıntıya dayanılarak,

$$q_{av} = cH_s^y \quad (4.102)$$

yazılabilir.

Burada,

q_{av}, H_s : Damlatıcıya ait ortalama çıkış akımı (m^3s^{-1}) ve işletme basınç yüküdür (m).

Genel projelendirme durumunda, lateraldeki ortalama basınç yükünün (H_{av}), damlatıcının işletme basınç yüküne (H_s) eşit olduğu ($H_{av} = H_s$) kabulünden hareketle hidrolik hesaplamalar yapılmaktadır. Bu kabulden yola çıkılarak elde edilen çözüm, lateral boyunca basınç yükü değişiminin (CV_H) %20'den daha küçük değerler alması halinde yeterince doğru sonuçlar vermektedir (Anyoji and Wu, 1987). Ancak, lateral boyunca basınç yükü değişiminin büyük değerler alması durumunda, daha doğru çözümlerin elde edilebilmesi için H_{av} ile H_s arasında aşağıda (4.108a) ile verilen ilişkinin kullanılması tavsiye edilmektedir (Valiantzas, 1998).

$Z = f(t)$ formunda verilen bir fonksiyonunun rasgele değişkeninin t olduğu göz önüne alınırsa, Z fonksiyonuna ait ortalama ve değişken değerler (Z_{av}, Z_{var}) aşağıdaki fonksiyonlarla verilmektedir.

$$Z_{av} = f(t_{av}) + \frac{1}{2} t_{var} \frac{d^2 f(t_{av})}{dt^2} \quad (4.103a)$$

$$Z_{var} = \left[\frac{df(t_{av})}{dt} \right]^2 t_{var} \quad (4.103b)$$

Damlatıcının basınç yükü-debi ilişkisi, Z fonksiyonu formunda ifade edilirse,

$$H = \left(\frac{q}{c} \right)^{1/y}; \quad H = f(q) \quad (4.104)$$

Buna göre H_{av} ve H_{var} değerleri, Z_{av} ve Z_{var} fonksiyonlarına benzetilerek,

$$H_{av} = f(q_{av}) + \frac{1}{2} q_{var} \frac{d^2 f(q_{av})}{dq_{av}^2} \quad (4.105a)$$

$$H_{var} = \left[\frac{df(q_{av})}{dq_{av}} \right]^2 q_{var} \quad (4.105b)$$

(4.104) fonksiyonu esas alınarak, H_{av} ve H_{var} aşağıdaki formda yazılabilir.

$$H_s = f(q_{av}) = \left(\frac{q_{av}}{c} \right)^{1/y} \quad (4.106)$$

$$H_{av} = H_s + \frac{1}{2} q_{var} (H_s'') \quad (4.107a)$$

$$H_{var} = (H_s')^2 q_{var} \quad (4.107b)$$

$H_s = f(q_{av})$ fonksiyonunun birinci ve ikinci mertebeden türevleri $[H_s', H_s'']$ aşağıda elde edilmektedir.

$$H_s' = [f(q_{av})]' = \frac{df(q_{av})}{dq_{av}} = \frac{d}{dq_{av}} \left[\left(\frac{q_{av}}{c} \right)^{1/y} \right];$$

$$H_s' = \left(\frac{1}{yc} \right) \left(\frac{q_{av}}{c} \right)^{[(1/y)-1]} = \left(\frac{1}{yc^{1/y}} \right) q_{av}^{(1-y)/y};$$

$$H_s'' = [f(q_{av})]'' = \frac{d^2 f(q_{av})}{dq_{av}^2} = \frac{d}{dq_{av}} [H_s'] = \frac{d}{dq_{av}} \left[\left(\frac{1}{yc^{1/y}} \right) q_{av}^{(1-y)/y} \right];$$

$$H_s'' = \left(\frac{1}{yc^{1/y}} \right) \left(\frac{1-y}{y} \right) q_{av}^{[(1/y)-2]} = \left(\frac{1-y}{y^2} \right) \left(\frac{q_{av}}{c} \right)^{1/y} q_{av}^{-2};$$

$$H_s'' = \left(\frac{1-y}{y^2} \right) [f(q_{av})] q_{av}^{-2}$$

(4.107a) denkleminde H_s'' için bulunan ifade yazılırsa,

$$H_{av} = H_s + \frac{1}{2} q_{var} (H_s'') = \left(\frac{q_{av}}{c} \right)^{1/y} + \frac{1}{2} q_{var} \left[\frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) \left(\frac{q_{av}}{c} \right)^{1/y} q_{av}^{-2} \right];$$

$$H_{av} = H_s \left[1 + \frac{1}{2} \frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) q_{var} q_{av}^{-2} \right] \quad (4.108a)$$

(4.107b) denkleminde H_s' için bulunan ifade yazılırsa,

$$\begin{aligned}
H_{\text{var}} &= (H'_s)^2 q_{\text{var}} = \left[\left(\frac{1}{yc^{1/y}} \right) q_{\text{av}}^{(1-y)/y} \right]^2 q_{\text{var}} = \left[\left(\frac{1}{yc} \right) \left(\frac{q_{\text{av}}}{c} \right)^{(1/y)-1} \right]^2 q_{\text{var}} ; \\
H_{\text{var}} &= \left[\frac{1}{y} \left(\frac{q_{\text{av}}}{c} \right)^{(1/y)} q_{\text{av}}^{-1} \right]^2 q_{\text{var}} ; \\
H_{\text{var}} &= \left[\frac{1}{y} \left(\frac{H_s}{q_{\text{av}}} \right) \right]^2 q_{\text{var}} = \left[\frac{H_s^2 q_{\text{var}}}{y^2 q_{\text{av}}^2} \right] \quad (4.108b)
\end{aligned}$$

4.2.5.7. Basınç yükü değişiminin belirlenmesi

Lateral boyunca mesafenin sürekli bir fonksiyonu olan basınç yükü dağılımının $[H(x)]$ ortalama basınç yükünden $[H_{\text{av}}]$ sapmalarının değerlendirildiği basınç yükü değişimi $[H_{\text{var}}]$ aşağıdaki ilişki ile belirlenmektedir.

$$H_{\text{var}} = \frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} [H(x) - H_{\text{av}}]^2 dx \quad (4.109)$$

(4.100) denklemi ile verilen basınç yükü profilinden,

$$H(x) - H_{\text{av}} = \frac{H_{f0}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} - \frac{1}{(m+2)} \right] + s_0 \left(\frac{L}{2} - x \right)$$

yazılabilir.

Yukarıdaki denklem, (4.109) ile verilen integral ifadesinde yerine yazılırsa,

$$H_{\text{var}} = \frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} \left\{ \frac{H_{f0}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} - \frac{1}{(m+2)} \right] + s_0 \left(\frac{L}{2} - x \right) \right\}^2 dx \quad (4.110)$$

elde edilir.

Yukarıda verilen integral basitlik için aşağıdaki formda yazılabilir.

$$\begin{aligned}
H_{\text{var}} &= \frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} [A + B]^2 dx = \frac{1}{L} \left[\int_{x=0}^{x=L} A^2 dx + 2 \int_{x=0}^{x=L} AB dx + \int_{x=0}^{x=L} B^2 dx \right] ; \\
\int_{x=0}^{x=L} A^2 dx &= \frac{H_{f0}^2}{(m+1)^2} \int_{x=0}^{x=L} \left[\left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} - \frac{1}{(m+2)} \right]^2 dx ;
\end{aligned}$$

$$\int_{x=0}^{x=L} A^2 dx = \frac{H_{f0}^2}{(m+1)^2} \int_{x=0}^{x=L} \left[\left(\frac{x}{L} \right)^{2(m+1)} - \frac{2}{(m+2)} \left(\frac{x}{L} \right)^{(m+1)} + \frac{1}{(m+2)^2} \right] dx ;$$

$$\int_{x=0}^{x=L} A^2 dx = \frac{H_{f0}^2 L}{(2m+3)(m+2)^2} ;$$

$$2 \int_{x=0}^{x=L} AB dx = 2 \frac{H_{f0} s_0}{(m+1)} \int_{x=0}^{x=L} \left[\left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} - \frac{1}{(m+2)} \right] \left(\frac{L}{2} - x \right) dx ;$$

$$2 \int_{x=0}^{x=L} AB dx = 2 \frac{H_{f0} s_0}{(m+1)} \left[\int_{x=0}^{x=L} \left(\frac{L}{2} - x \right) \left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} dx - \frac{1}{(m+2)} \int_{x=0}^{x=L} \left(\frac{L}{2} - x \right) dx \right] ;$$

$$2 \int_{x=0}^{x=L} AB dx = - \frac{H_{f0} s_0 L^2}{(m+2)(m+3)} ;$$

$$\int_{x=0}^{x=L} B^2 dx = s_0^2 \int_{x=0}^{x=L} \left(\frac{L}{2} - x \right)^2 dx ;$$

$$\int_{x=0}^{x=L} B^2 dx = \frac{s_0^2 L^3}{12} ;$$

$$H_{var} = \frac{1}{L} \left[\frac{H_{f0}^2 L}{(2m+3)(m+2)^2} - \frac{H_{f0} s_0 L^2}{(m+2)(m+3)} + \frac{s_0^2 L^3}{12} \right] ;$$

$$H_{var} = \left[\frac{H_{f0}^2}{(2m+3)(m+2)^2} - \frac{H_{f0} s_0 L}{(m+2)(m+3)} + \frac{(s_0 L)^2}{12} \right] \quad (4.111)$$

4.2.5.8. Christiansen üniformluk katsayısının belirlenmesi

Lateral boyunca normal düzeyde üniformluğa sahip bir debi dağılımının öngörülmesi halinde, Christiansen üniformluk katsayısı (U_C) ile debi değişim katsayısı (CV) arasında şu ilişki verilmektedir (Yitayew and Warrick, 1988):

$$U_C = 1 - 0.798 CV \quad (4.112)$$

Debi değişim katsayısı, basınç yükü değişimine (H_{var}) bağlı olarak, (4.108b) eşitliğinden elde edilebilir.

$$CV^2 = \frac{q_{var}^2}{q_{av}^2} = \frac{H_{var}}{H_s^2} y^2 ;$$

$$CV = \frac{\sqrt{q_{\text{var}}}}{q_{\text{av}}} = \frac{y}{H_s} \sqrt{H_{\text{var}}} \quad (4.113)$$

(4.111) denklemi ile verilen H_{var} , (4.113) denkleminde, CV için elde edilen denklemde (4.112) ile verilen U_c ifadesinde yerine yazılıp düzenlenerek,

$$U_c = 1 - 0.798 \frac{y}{H_s} \left[\frac{H_{f0}^2}{(2m+3)(m+2)^2} - \frac{H_{f0}s_0L}{(m+2)(m+3)} + \frac{(s_0L)^2}{12} \right]^{1/2} \quad (4.114)$$

denklemi elde edilir.

4.2.5.9. Lateral boru uzunluğunun belirlenmesi

Basitlik için (4.114) denklemi yatay boru ($s_0 = 0$) hali için düzenlenerek,

$$U_c = 1 - 0.798 \frac{y}{H_s} \frac{H_{f0}}{(2m+3)^{0.5}(m+2)} \quad (4.115)$$

elde edilir.

(4.88) eşitliği ile verilen süreklilik prensibinden hareketle, lateral giriş debisi Q_{in} aşağıdaki şekilde yazılabilir.

$$Q_{in} = q_{\text{avg}} \left(\frac{L}{s} \right) \quad (4.116)$$

Diğer taraftan damlatıcısız borudaki toplam sürtünme kaybı H_{f0} ifadesi, (4.94) eşitliğinden hareketle,

$$H_{f0} = k Q_{in}^m \frac{L}{D^{m+3}} = k \left[q_{\text{avg}} \left(\frac{L}{s} \right) \right]^m \frac{L}{D^{m+3}}; \quad (4.117a)$$

$$H_{f0} = k q_{\text{avg}}^m \frac{L^{m+1}}{s^m D^{m+3}}$$

yazılabilir. Denklemdaki k katsayısı (4.91) eşitliği ile hesaplanmaktadır.

Buradan hareketle,

$$W = \frac{H_{f0}}{L^{m+1}} = \frac{k q_{\text{avg}}^m}{s^m D^{m+3}}; \quad H_{f0} = W L^{m+1} \quad (4.117b)$$

yazılabilir.

(4.115) denkleminde H_{f0} yerine yukarıdaki eşitlik yazılarak,

$$U_c = 1 - 0.798 \frac{y}{H_s} \frac{WL^{m+1}}{(2m+3)^{0.5}(m+2)};$$

elde edilir.

Yukarıdaki denklem L için düzenlenirse,

$$L = \left[\frac{(1 - U_c)(2m+3)^{0.5}(m+2)H_s}{0.798yW} \right]^{1/(1+m)} \quad (4.118)$$

denklemini ile lateral uzunluğunun doğrudan hesaplanması mümkündür.

(4.114) denklemi eğimli laterallerde ($s_o \neq 0$) boru uzunluğu (L) için lineer olmadığından, Newton-Raphson vb. nümerik bir çözüm metoduna ihtiyaç duymaktadır.

4.2.5.10. Giriş basınç yükü ve mansap uçtaki basınç yükünün belirlenmesi

Giriş basınç yükünün (H_{in}) lateraldeki ortalama basınç yüküne (H_{av}) bağlı ifadesi (4.101) denklemi ile verilmişti.

$$H_{in} = H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m+2)} - s_o \frac{L}{2}$$

Lateraldeki ortalama basınç yükü (H_{av}) ile damlatıcı debi-basınç yükünden elde edilen ortalama basınç yükü (H_s) arasındaki ilişki (4.108a) bağıntısıyla çıkarılmıştı.

$$H_{av} = H_s \left[1 + \frac{1}{2} \frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) q_{var} q_{av}^{-2} \right]$$

Diğer taraftan debi değişim katsayısının (CV), basınç yükü değişimine (H_{var}) bağlı ifadesi, (4.113) eşitliği ile verilmişti.

$$CV^2 = \frac{q_{var}}{q_{av}^2} = \frac{H_{var}}{H_s^2} y^2$$

Ortalama basınç yükü ifadesinde, ($q_{var} q_{av}^{-2}$) yerine CV^2 yazılarak,

$$H_{av} = H_s \left[1 + \frac{1}{2} \frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) CV^2 \right] \quad (4.119a)$$

elde edilir.

CV yerine (4.112) eşitliği ile verilen ($U_c = 1 - 0.798CV$) bağıntısı yazılarak,

$$H_{av} = H_s \left[1 + \frac{1}{2} \frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) \left(\frac{1 - U_c}{0.798} \right)^2 \right] \quad (4.119b)$$

elde edilir.

Giriş basınç yükü denkleminde, $H_{f0} = WL^{m+1}$, H_{av} yerine yukarıda verilen yeni denklem yazılarak,

$$H_m = H_s \left[1 + \frac{1}{2} \frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) \left(\frac{1 - U_c}{0.798} \right)^2 \right] + \frac{WL^{m+1}}{(m+2)} - s_0 \frac{L}{2} \quad (4.120a)$$

elde edilir.

Benzer şekilde mansap uçtaki basınç yükü H_d için, (4.99) ile verilen denklemde $H_{f0} = WL^{m+1}$ bağıntısı ve H_{av} yerine (4.119b) ile verilen ilişki yazılarak,

$$H_d = H_s \left[1 + \frac{1}{2} \frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) \left(\frac{1 - U_c}{0.798} \right)^2 \right] - \frac{WL^{m+1}}{(m+1)(m+2)} + s_0 \frac{L}{2} \quad (4.120b)$$

elde edilir.

4.2.6. Değişken debi metodu

4.2.6.1. Giriş

Valiantzas (1998) çalışmasının ikinci safhasında, lateral boyunca yere bağlı değişken debi temel yaklaşımından hareketle, ilk safhada sabit debi yaklaşımına dayanılarak türetilen analitik denklemlerin geliştirildiği alternatif bir metot ortaya koymuştur (Variable Discharge Method, VDM).

Lateral debisinin sabit debi metoduna göre rölatif mesafeye bağlı olarak lineer azaldığı kabul edilirken, değişken debi metodunda rölatif mesafenin üstel bir fonksiyonu olarak bir güç denklemi formunda (power function form equation) ifade edilmiştir.

Aşağıda, bu analitik yaklaşımın teorisi üzerine bazı açıklamalara yer verilecektir.

4.2.6.2. Lateral debisinin güç denklemi formundaki ifadesi

Sabit debi metodunda, lateralın mansap uç noktasından itibaren herhangi bir x mesafedeki bölümünden geçen toplam debinin $[Q(x)]$ rölatif mesafenin lineer azalan bir fonksiyonu olduğu (4.89) bağıntısı ile gösterilmişti.

Değişken debi metoduna göre, lateral debisinin rölatif mesafe ile değişimi aşağıdaki güç formu denklemi ile verilmektedir.

$$Q(x) = Q_{in} \left(\frac{x}{L} \right)^\alpha \quad (4.121)$$

Denklemden,

α : Değişken debi dağılımını karakterize eden üstel bir değerdir.

Yukarıda verilen debi fonksiyonu menba ve mansap uçtaki şu iki sınır şartını sağlamaktadır:

Lateral girişinde ($x = L$), $Q(L) = Q_{in}$; ve lateral mansap uç noktasında ($x = 0$) son damlatıcıdan itibaren kalan boru bölümündeki debinin 0 olduğu kabul edilerek, $Q(0) = 0$.

(4.121) denkleminde her iki tarafın türevleri alınarak,

$$\frac{d}{dx}[Q(x)] = \frac{d}{dx} \left[Q_{in} \left(\frac{x}{L} \right)^\alpha \right];$$

$$q(x) = \left(\frac{Q_{in}}{L^\alpha} \right) \frac{d}{dx} [x^\alpha]$$

şeklinde yazılır.

Yukarıdaki denklemde Q_{in} yerine (4.116) ile verilen eşitlik $[Q_{in} = q_{avg} (L/s)]$ yazılıp düzenlenerek,

$$q(x) = \left(\frac{q_{av}}{s} \frac{L}{L^\alpha} \right) \alpha x^{\alpha-1};$$

$$q(x) = \frac{\alpha q_{av}}{s} \left(\frac{x}{L} \right)^{\alpha-1} \quad (4.122)$$

elde edilir.

Burada,

$q(x)$: Mansap uç noktasından itibaren herhangi bir x mesafesindeki damlatıcı çıkış akımıdır ($m^3 s^{-1}$).

4.2.6.3. Değişken debi üssünün belirlenmesi

Değişken debi üssü (α) aşağıdaki işlem adımları ile elde edilmektedir:

1. Lateralin $x = L/2$ mesafesindeki bölümünden geçen toplam debi $Q_{0.5}$, $x = 0$ ile $x = L/2$ noktaları arasındaki damlatıcı debilerinin toplamına eşit olup, aşağıdaki bağıntı ile verilir.

$$Q_{0.5} = \left(\frac{N}{2}\right) q_{0.5} \quad (4.123)$$

2. Lateralin ilk yarısındaki ortalama çıkış akımı $q_{0.5}$, damlatıcı debi-basınç yükü ilişkisinden elde edilir.

$$q_{0.5} = cH_{0.5}^y \quad (4.124)$$

Yukarıda verilen ilişki, basınç yükü değişiminin %20'den daha küçük değerler alması halinde yeterince doğru sonuçlar vermektedir (Anyoji and Wu, 1987).

3. Lateralin ilk yarısındaki ortalama basınç yükü $H_{0.5}$, (4.97) denkleminde görüleceği gibi, (4.100) denklemi ile verilen basınç yükü fonksiyonunun 0 ile $(L/2)$ değerleri arasında entegre edilmesiyle elde edilir.

$$H_{0.5} = \frac{1}{(L/2)} \int_{x=0}^{x=L/2} H(x) dx \quad (4.125a)$$

$$H_{0.5} \left(\frac{L}{2}\right) = \int_{x=0}^{x=L/2} \left\{ H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L}\right)^{m+1} - \frac{1}{(m+2)} \right] + s_0 \left(\frac{L}{2} - x\right) \right\} dx ;$$

$$H_{0.5} \left(\frac{L}{2}\right) = \int_{x=0}^{x=L/2} H_{av} dx + \frac{H_{f0}}{(m+1)} \int_{x=0}^{x=L/2} \left(\frac{x}{L}\right)^{m+1} dx - \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} \int_{x=0}^{x=L/2} dx + s_0 \frac{L}{2} \int_{x=0}^{x=L/2} dx - s_0 \int_{x=0}^{x=L/2} x dx$$

$$H_{0.5} \left(\frac{L}{2}\right) = H_{av} \left(\frac{L}{2}\right) + H_{f0} \frac{0.5^{m+1}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L}{2}\right) - \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L}{2}\right) + s_0 \left(\frac{L}{2}\right)^2 - \frac{s_0}{2} \left(\frac{L}{2}\right)^2 ;$$

$$H_{0.5} = H_{av} + H_{f0} \frac{0.5^{m+1}}{(m+1)(m+2)} - \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} + s_0 \frac{L}{2} - s_0 \frac{L}{4} ;$$

$$H_{0.5} = H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} [0.5^{m+1} - 1] + s_0 \left(\frac{L}{2} - \frac{L}{4}\right) ;$$

$$H_{0.5} = H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} [0.5^{m+1} - 1] + s_0 \left(\frac{L}{4}\right) \quad (4.125b)$$

4. (4.125b) denklemi $H_{0.5}$ için (4.124) denkleminde, sonuç denklemi de (4.123) denklemine yerlerine yazıldığında, $Q_{0.5}$ için aşağıdaki bağıntı elde edilir.

$$Q_{0.5} = \left(\frac{N}{2}\right) c \left[H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} [0.5^{m+1} - 1] + s_0 \left(\frac{L}{4}\right) \right]^y \quad (4.126)$$

5. Lateral giriş debisi Q_{in} için aşağıdaki ilişki geçerlidir.

$$Q_{in} = Nq_{av} = NcH_s^y \quad (4.127)$$

Bağıntıda,

N : Lateral üzerindeki toplam damlatıcı sayısıdır.

6. (4.121) ile verilen güç formu denklemine her iki tarafın logaritması alınarak debi üssü (α) değeri çekilir.

$$\log\left(\frac{Q(x)}{Q_{in}}\right) = \log\left(\frac{x}{L}\right)^\alpha \quad \left(x = \frac{L}{2}; Q(L/2) = Q_{0.5}\right);$$

$$\log\left(\frac{Q_{0.5}}{Q_{in}}\right) = \log\left(\frac{(L/2)}{L}\right)^\alpha = \alpha \log(0.5);$$

$$\alpha = \frac{1}{\log(0.5)} \log\left(\frac{Q_{0.5}}{Q_{in}}\right) \quad (4.128)$$

Lateral boyunca ortalama basınç yükünün (H_{av}), damlatıcının ortalama işletme basıncına (H_s) eşit olduğu düşünülerek ($H_{av} \cong H_s$); (4.126) ve (4.127) denklemleri (4.128) denklemine yerlerine yazılıp düzenlenerek,

$$\alpha = \frac{1}{\log(0.5)} \log\left(\frac{\left(\frac{Nc}{2}\right) \left[H_s + \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} [0.5^{m+1} - 1] + s_0 \left(\frac{L}{4}\right) \right]^y}{(NcH_s^y)}\right);$$

$$\alpha = \frac{1}{\log(0.5)} \log\left((0.5) \left(\frac{\left[H_s + \frac{H_{f0}}{(m+1)(m+2)} [0.5^{m+1} - 1] + s_0 \left(\frac{L}{4}\right) \right]^y}{H_s}\right)\right);$$

$$\alpha = \frac{1}{\log(0.5)} \left(\log(0.5) + y \log \left[1 + \frac{H_{f0}}{H_s} \frac{(0.5^{m+1} - 1)}{(m+1)(m+2)} + \left(\frac{s_0 L}{4H_s} \right) \right] \right);$$

$$\alpha = 1 + \frac{1}{\log(0.5)} y \log \left[1 + \frac{H_{f0}}{H_s} \frac{(0.5^{m+1} - 1)}{(m+1)(m+2)} + \left(\frac{s_0 L}{4H_s} \right) \right]$$

elde edilir.

Denklemden H_{f0} yerine (4.117) denklemi ile verilen ifade $[H_{f0} = WL^{m+1}]$ yazılarak,

$$\alpha = 1 + \frac{1}{\log(0.5)} \log \left[1 + \frac{WL^{m+1}}{H_s} \frac{(0.5^{m+1} - 1)}{(m+1)(m+2)} + \left(\frac{s_0 L}{4H_s} \right) \right]; \quad W = \frac{kq_{av}^m}{s^m D^{m+3}} \quad (4.129)$$

formunda elde edilir.

4.2.6.4. Enerji çizgisinin belirlenmesi

Lateral boyunca yere bağlı ve değişken çıkış akımı dağılımı temel yaklaşımından hareketle ortaya konan değişken debi metoduna göre enerji çizgisinin (basınç yükü profilinin) belirlenmesinde aşağıda açıklanan işlem adımları uygulanmalıdır.

Sabit debi metodunda değişken debi üssü değerinin $\alpha = 1.0$ olduğu dikkate alınarak, hız üssünün değeri $m_\alpha = \alpha m = 1.0 \times m = m$ olarak hesaba katılmıştı. Değişken debi metodunda ise, $\alpha \neq 1.0$ olduğu göz önünde tutularak hız üssünün değeri $M = m_\alpha = \alpha m$ ilişkisi ile belirlenmekte ve tüm hidrolik hesaplamalarda bu değer dikkate alınmaktadır.

Buna göre lateralın herhangi bir x mesafesindeki bölümünde sürtünmeden doğan yük kaybı (4.93) denkleminde hareketle,

$$H_f(x) = \frac{H_{f0}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} \quad \left(H_{f0} = kQ_{in}^m \frac{L}{D^{m+3}} \right) \quad (4.130a)$$

yazılır.

Bununla birlikte lateral boyunca toplam sürtünme kaybı (4.95) denkleminde hareketle,

$$H_f(L) = \frac{H_{f0}}{(m_\alpha + 1)} \quad (4.130b)$$

bağıntısıyla hesaplanır.

Buradan hareketle lateral boyunca herhangi bir x mesafedeki basınç yükü dağılımı (4.100) denkleminde hareketle,

$$H(x) = H_{av} + \frac{H_{f0}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(\frac{x}{L} \right)^{m+1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right] + s_0 \left(\frac{L}{2} - x \right) \quad (4.131a)$$

veya,

H_{av} yerine (4.119b) ile verilen $(H_{av} \square H_s)$ ilişkisi ve H_{f0} yerine (4.117b) denklemi ile verilen bağıntı yazılarak,

$$H(x) = H_s \left[1 + \frac{1}{2} \frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) \left(\frac{1 - U_c}{0.798} \right)^2 \right] + \frac{WL^{m+1}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(\frac{x}{L} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right] + s_0 \left(\frac{L}{2} - x \right) \quad (4.131b)$$

formunda elde edilir.

Diğer taraftan lateralın herhangi bir x mesafesindeki bölümünden geçen toplam debi $Q(x)$ ve bu bölümdeki damlatıcı çıkış akımı $q(x)$, sırasıyla (4.121) ve (4.122) bağıntılarıyla hesaplanır.

4.2.6.5. Giriş ve çıkış parametreleri

Değişken debi metodunda analitik çözümün elde edilebilmesi için şu parametrelerin bilinmesi gerekir:

Lateral boru eğimi (s_0); lateral girişindeki toplam debi [$Q_{in} = Nq_{av}$]; lateral üzerindeki toplam damlatıcı sayısı (N); damlatıcı ara mesafesi (s); damlatıcıya ait üreticiden alınan debi-basınç yükü ilişkisindeki [$q_{av} = cH_s^y$] ilgili parametreler, damlatıcı katsayısı ve damlatıcı üssü (c, y); damlatıcının ortalama debisi (q_{av}) ve ortalama işletme basıncı (H_s); boru iç çapı (D); (4.91) denkleminde verilen k katsayısının hesaplanabilmesi için akımın rejimine bağlı hız üssü (m) ve a_1 katsayısı; sulama suyunun kinematik viskozitesi (ν) ve yerçekimi ivmesi (g).

Yukarıda sıralanan verilere bağlı olarak, istenilen tasarım parametreleri lateral boru uzunluğu (L), giriş basınç yükü (H_{in}), mansap uçtaki basınç yükü (H_d) toplam sürtünme kaybı [$H_f(L)$], basınç yükü değişimi (H_{var}), debi değişim katsayısı (CV) veya Christiansen üniformalık katsayısı (U_c) olup, söz konusu parametrelerin değerleri verilen analitik denklemler yardımıyla hesaplanabilmektedir.

4.2.6.6. Hesap adımları

Değişken debi metodunda, hesap adımları şu şekilde teşkil edilir.

1. Öncelikle değişken debi üssünün (α) değeri (4.129) eşitliği yardımıyla belirlenir. Buna bağlı olarak hız üssünün (m) düzeltilmiş değeri hesaplanır ($M = m_\alpha = \alpha m$).

2. Lateral girişindeki basınç yükünün (H_{in}) değeri, (4.120a) denkleminde m yerine $M = m_\alpha = \alpha m$ yazılarak; veya (4.131b) ile verilen basınç yükü fonksiyonu ($x = L$) için düzenlenerek,

$$H_{in} = H_s \left[1 + \frac{1}{2} \frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) \left(\frac{1 - U_c}{0.798} \right)^2 \right] + \frac{WL^{m+1}}{(m_\alpha + 2)} - s_0 \frac{L}{2} \quad (4.132)$$

bağıntısından hesaplanır.

Denklemdaki W , (4.117b) ve k katsayısı (4.91) bağıntılarından hesaplanır.

$$W = \frac{kq_{av}^m}{s^m D^{m+3}}; \quad H_{f0} = WL^{m+1}; \quad k = a_1 \frac{v^{2-m}}{2g} \left(\frac{4}{\pi} \right)^m$$

3. Benzer şekilde, lateralın mansap ucundaki basınç yükünün (H_d) değeri de (4.120b) denkleminde m yerine $M = m_\alpha = \alpha m$ yazılarak; veya (4.131b) ile verilen basınç yükü fonksiyonu ($x = 0$) için düzenlenerek,

$$H_d = H_s \left[1 + \frac{1}{2} \frac{1}{y} \left(\frac{1}{y} - 1 \right) \left(\frac{1 - U_c}{0.798} \right)^2 \right] - \frac{WL^{m+1}}{(m_\alpha + 1)(m_\alpha + 2)} + s_0 \frac{L}{2} \quad (4.133)$$

bağıntısından hesaplanır.

4. Lateral boyunca basınç yükü değişimi H_{var} , (4.111) denkleminde hareketle,

$$H_{var} = \left[\frac{H_{f0}^2}{(2m_\alpha + 3)(m_\alpha + 2)^2} - \frac{H_{f0}s_0L}{(m_\alpha + 2)(m_\alpha + 3)} + \frac{(s_0L)^2}{12} \right] \quad (4.134a)$$

veya,

$$H_{var} = \left[\frac{(WL^{m+1})^2}{(2m_\alpha + 3)(m_\alpha + 2)^2} - \frac{(WL^{m+1})s_0L}{(m_\alpha + 2)(m_\alpha + 3)} + \frac{(s_0L)^2}{12} \right] \quad (4.134b)$$

elde edilir.

5. Debi değişim katsayısı CV , (4.113) bağıntısından hatırlanacağı üzere,

$$CV = \frac{y}{H_s} \sqrt{H_{var}} \quad (4.135)$$

formülü ile hesaplanır.

6. Christiansen üniformluk katsayısı U_c , (4.114) denkleminde hareketle,

$$U_c = 1 - 0.798 \frac{y}{H_s} \left[\frac{H_{f0}^2}{(2m_\alpha + 3)(m_\alpha + 2)^2} - \frac{H_{f0}s_0L}{(m_\alpha + 2)(m_\alpha + 3)} + \frac{(s_0L)^2}{12} \right]^{1/2} \quad (4.136a)$$

veya

$$U_c = 1 - 0.798 \frac{y}{H_s} \left[\frac{(WL^{m+1})^2}{(2m_\alpha + 3)(m_\alpha + 2)^2} - \frac{(WL^{m+1})s_0L}{(m_\alpha + 2)(m_\alpha + 3)} + \frac{(s_0L)^2}{12} \right]^{1/2} \quad (4.136b)$$

denklemleri yardımıyla hesaplanır.

7. Lateral uzunluğu L, yatay boru hali için ($s_0 = 0$) (4.118) denkleminde hareketle,

$$L = \left[\frac{(1 - U_c)(2m_\alpha + 3)^{0.5}(m_\alpha + 2)H_s}{0.798yW} \right]^{1/(1+m_\alpha)} \quad (4.137)$$

formülünden hesaplanır.

4.2.7. Ardışık yaklaşımlar metodu

4.2.7.1. Giriş

Vallesquino ve Luque-Escamilla (2001), laminar ve türbülanslı akım rejimlerini göz önüne alarak, lateral boruların hidrolik hesaplamaları için ardışık yaklaşımlar yöntemine dayanan alternatif bir metot (Successive-Approximations Method, SAM) ortaya koymuşlardır.

Bu metoda göre, lateral boyunca debi dağılımının belirlenmesinde mansaptan menba istikametine doğru her bir damlatıcıdan hasıl olan değişken çıkış akımı tekil olarak göz önüne alınmakta ve Taylor polinom serisi formunda ifade edilmektedir. Toplam sürtünme kayıpları Darcy-Weisbach formülü ve lateral boyunca değişken sürtünme katsayısı değerleri hesaba katılarak belirlenmektedir. Lateral boyunca hız yükü değişimi dikkate alınmakta bununla birlikte yersel kayıplar ihmal edilmektedir. Bu yöntemde lateraldeki farklı akım rejimine sahip boru bölümleri ayrı ayrı dikkate alındığından, lateral boyunca toplam sürtünme kaybı yeterli doğrulukta tahmin edilebilmektedir.

Bu metot sabit çaplı lateral veya manifold boruların hidrolik hesaplamalarının yanısıra, lateral çıkış noktasındaki artık debinin (residual flow rate, Q_r) bilinmesi halinde, farklı çap, eğim, akım rejimi ve damlatıcı aralığı değerlerine sahip

birleştirilmiş lateral boru sistemine (complex or set-of-connected laterals) ait hidrolik hesaplamalar için de elverişlidir.

Ardışık yaklaşımlar metodu bilgisayar destekli ileri-adım metodu ile karşılaştırıldığında yeterli doğrulukta sonuçlar vermekle birlikte; çözümlerin, uzun ve zahmetli (el ile hesaplama) bir hesaplama süreci gerektirmesi bu metodun dezavantajı olarak gösterilmektedir.

4.2.7.2. Debi profilinin Taylor serisi formunda belirlenmesi

Lateral borunun mansap uç noktasından menba istikametine doğru 0, 1, 2, ..., N inci çıkış noktalarına ait damlatıcı debileri sırasıyla $q_0, q_1, q_2, \dots, q_N$ olsun (q_0, q_N : Sırasıyla mansaptan ve boru girişinden itibaren ilk çıkışlara ait damlatıcı debileridir, $m^3 s^{-1}$).

Lateral boyunca ardışık damlatıcılara ait debi değerleri arasındaki değişimin çok büyük miktarlarda olmadığı göz önünde tutularak, lateralın herhangi bir n inci çıkış noktasına ait damlatıcı debisi q_n , bundan bir önceki damlatıcı debisi değerine (q_{n-1}) oldukça küçük bir düzeltme miktarının $[\phi(n)]$ eklenmesi ile elde edilebilir.

$$q_n = q_{n-1} + \phi(n) ; \quad [q_0 = q_0 ; \quad q_1 = q_0 + \phi(1)] \quad (4.138)$$

burada,

q_0 : Lateralin mansap uç noktasından itibaren ($n = 0$) ilk damlatıcıya ait debi değeridir ($m^3 s^{-1}$).

Yukarıdaki denklemde verilen düzeltme faktörü (ϕ_n), Taylor serisine açılarak,

$$\phi(n) = \phi(0) + \frac{n}{1!}\phi'(0) + \frac{n^2}{2!}\phi''(0) + \frac{n^3}{3!}\phi'''(0) + \dots + \frac{n^p}{p!}\phi^p(0) + \dots \quad (4.139)$$

formunda yazılabilir.

Buna göre q_n ,

$$q_n = q_{n-1} + \phi(n) \cong q_{n-1} + \phi(0) + n\phi'(0) + \frac{n^2}{2!}\phi''(0) + \dots \quad (4.140)$$

elde edilir.

(4.139) ile verilen ifade lateralın mansap uç bölümünden itibaren ($n = 1$) çıkış noktasından başlanarak, herhangi bir bölümdeki ($n = n$) noktaları arasında yazılırsa,

$$\phi(1) = \phi(0) + 1[\phi'(0)] + 1^2 \left[\frac{1}{2!} \phi''(0) \right] + \dots ;$$

$$\phi(1) = \Delta_1 + 1\Delta_2 + 1^2\Delta_3 + \dots$$

$$\phi(2) = \phi(0) + 2[\phi'(0)] + 2^2 \left[\frac{1}{2!} \phi''(0) \right] + \dots ;$$

$$\phi(2) = \Delta_1 + 2\Delta_2 + 2^2\Delta_3 + \dots$$

$$\phi(3) = \phi(0) + 3[\phi'(0)] + 3^2 \left[\frac{1}{2!} \phi''(0) \right] + \dots ;$$

$$\phi(3) = \Delta_1 + 3\Delta_2 + 3^2\Delta_3 + \dots$$

$$\phi(n) = \phi(0) + n[\phi'(0)] + n^2 \left[\frac{1}{2!} \phi''(0) \right] + \dots ;$$

$$\phi(n) = \Delta_1 + n\Delta_2 + n^2\Delta_3 + \dots$$

seri açılımları elde edilir.

Burada Δ_1, Δ_2 ve Δ_3 :

$$\Delta_1 = [\phi(0)] ;$$

$$\Delta_2 = [\phi'(0)] ;$$

$$\Delta_3 = \left[\frac{\phi''(0)}{2} \right]$$

eşitlikleri ile verilen herhangi iki ardışık damlatıcıya ait debilerin farkını gösteren karakteristik düzeltme parametreleridir.

3'ten daha çok sayıda debi düzeltme parametresinin dikkate alınması, daha hassas sonuçların elde edilmesini sağlarken daha çok işlem hacmi gerektirmektedir. Bununla birlikte, ilk üç düzeltme parametresinin hesaba katılması yeterince doğru sonuçların elde edilmesi için yeterli olmaktadır.

Buna göre (4.140) denklemi yeniden düzenlenerek,

$$q_n = q_{n-1} + \phi(n) \cong q_{n-1} + \Delta_1 + n\Delta_2 + n^2\Delta_3 + \dots \quad (4.141)$$

formunda yazılır.

Benzer şekilde (4.141) ile verilen ifade, $(n=1)$ ve $(n=n)$ inci çıkış noktaları arasında yazılıp, taraf tarafa toplanıp düzenlenerek,

$$q_0 = q_0$$

$$q_1 = q_0 + \Delta_1 + 1\Delta_2 + 1^2\Delta_3 + \dots$$

$$q_2 = q_1 + \Delta_1 + 2\Delta_2 + 2^2\Delta_3 + \dots$$

$$q_3 = q_2 + \Delta_1 + 3\Delta_2 + 3^2\Delta_3 + \dots$$

$$q_n = q_{n-1} + \Delta_1 + n\Delta_2 + n^2\Delta_3 + \dots$$

$$q_n = q_0 + n\Delta_1 + \frac{n(n+1)}{2}\Delta_2 + \frac{n(n+1)(2n+1)}{6}\Delta_3 + \dots \quad (4.142)$$

formunda elde edilir.

Lateralin herhangi bir n inci bölümünden geçen toplam debi Q_n , mansap uç noktasından itibaren ilk damlatıcı debisi (q_0), artık lateral çıkış debisi (Q_r) ve ilgili bölümler arasındaki tüm damlatıcı debilerinin toplamı $\left[\sum_{(i=1)}^{(i=n)} q_i \right]$ olup, aşağıdaki şekilde yazılabilir.

$$Q_n = q_0 + \sum_{(i=1)}^{(i=n)} q_i + Q_r = q_0 + [q_1 + q_2 + \dots + q_n] + Q_r \quad (4.143)$$

($i=1$) ve ($i=n$) inci bölüm noktaları arasındaki damlatıcı debileri toplamı $\left[\sum_{(i=1)}^{(i=n)} q_i \right]$

(4.142) denkleminde hareketle aşağıdaki gibi elde edilir.

$$q_1 = q_0 + 1\Delta_1 + \frac{1 \times 2}{2}\Delta_2 + \frac{1 \times 2 \times 3}{6}\Delta_3 + \dots$$

$$q_2 = q_0 + 2\Delta_1 + \frac{2 \times 3}{2}\Delta_2 + \frac{2 \times 3 \times 5}{6}\Delta_3 + \dots$$

$$q_3 = q_0 + 3\Delta_1 + \frac{3 \times 4}{2}\Delta_2 + \frac{3 \times 4 \times 7}{6}\Delta_3 + \dots$$

$$q_n = q_0 + n\Delta_1 + \frac{n(n+1)}{2}\Delta_2 + \frac{n(n+1)(2n+1)}{6}\Delta_3 + \dots$$

$$\sum_{(i=1)}^{(i=n)} q_i = q_1 + q_2 + q_3 + \dots + q_n = nq_0 + \frac{n(n+1)}{2}\Delta_1 + \frac{n(n+1)(n+2)}{6}\Delta_2 + \frac{n(n+1)^2(n+2)}{12}\Delta_3$$

$\sum_{(i=1)}^{(i=n)} q_i$ için yukarıda bulunan ifade (4.143) denkleminde yerine yazılarak,

$$Q_n = q_0 + nq_0 + \left[\frac{n(n+1)}{2}\Delta_1 + \frac{n(n+1)(n+2)}{6}\Delta_2 + \frac{n(n+1)^2(n+2)}{12}\Delta_3 \right] + Q_r$$

$$Q_n = (n+1)q_0 + \left[\frac{n(n+1)}{2} \right] \Delta_1 + \left[\frac{n(n+1)(n+2)}{6} \right] \Delta_2 + \left[\frac{n(n+1)^2(n+2)}{12} \right] \Delta_3 + Q_r \quad (4.144)$$

formunda elde edilir.

4.2.7.3. Laminer akımda toplam sürtünme kaybının belirlenmesi

Herhangi iki ardışık (n) ve ($n+1$) inci damlatıcılar arasında kalan l uzunluğundaki boru bölümünde sürtünmeden kaynaklanan toplam enerji kaybı H_{fn} , Darcy-Weisbach formülü yardımıyla belirlenir.

$$H_{fn} = \left(\frac{f_n V_n^2}{D 2g} \right) l = \left(\frac{f_n Q_n^2}{D 2g A^2} \right) l = \left(\frac{f_n Q_n^2}{D 2g \pi^2 D^4} \right) l ;$$
$$H_{fn} = \left(\frac{8l}{\pi^2 g D^5} \right) f_n Q_n^2 \quad (4.145)$$

Denklemde,

H_{fn} : Ardışık (n) ve ($n+1$) inci damlatıcılar arasındaki toplam sürtünme kaybı (m);

f_n : Ardışık (n) ve ($n+1$) inci damlatıcılar arasındaki boru bölümünde geçerli olan akım rejimine bağlı sürtünme katsayısı;

Q_n, V_n : Ardışık (n) ve ($n+1$) inci damlatıcılar arasındaki boru bölümünden geçen debi ($m^3 s^{-1}$) ve akım hızı (ms^{-1});

l : Ardışık (n) ve ($n+1$) inci damlatıcılar arasındaki mesafe (m);

D : Lateral boru iç çapı (m);

g : Yerçekimi ivmesidir (ms^{-2}).

Reynolds sayısının $R_n \leq 2000$ aralığı için laminer akım rejiminin geçerli olduğu düşünülerek, ilgili sürtünme katsayısının $f_n = 64 / R_n$ formülasyonu ile hesaplanacağı daha önceki bölümlerde belirtilmişti.

Laminer akım rejimindeki sürtünme katsayısı göz önüne alınarak (4.145) denklemi düzenlenirse,

$$f_n = \frac{64}{R_n} = \frac{64\nu}{V_n D} = \frac{64\nu(\pi D^2)}{4Q_n D} = \frac{16\pi D\nu}{Q_n} ;$$
$$H_{fn} = \left(\frac{8l}{\pi^2 g D^5} \right) f_n Q_n^2 = \left(\frac{8l}{\pi^2 g D^5} \right) \left(\frac{16\pi D\nu}{Q_n} \right) Q_n^2 ;$$
$$H_{fn} = \left(\frac{128\nu l}{g \pi D^4} \right) Q_n \quad (4.146)$$

elde edilir.

Denklemde,

ν : Suyun kinematik viskozitesidir ($\nu = 1.01 \times 10^{-6} m^2 s^{-1}$).

Lateral borunun mansap uç noktasından itibaren l ara mesafesindeki ardışık damlatıcı debilerinin sırasıyla $q_0, q_1, q_2, q_3, \dots, q_n, \dots, q_N, q_{N+1}$ olduğu göz önüne alınarak, menba ve mansap uçlardaki (0) ve $(N+1)$ inci çıkış noktaları arasındaki toplam boru uzunluğu $L_N = (N+1)l$ ifadesi ile verilir.

Lateral boru iç çapı (D) ve damlatıcı ar mesafesi (l) değerlerinin sabit olduğu düşünülerek, üzerinde toplam $(N+1)$ adet damlatıcı bulunan L_N uzunluğundaki bir lateral boruda sürtünmeden doğan toplam enerji kaybı ΔH_{fn} , (4.146) denkleminde hareketle,

$$\Delta H_{fn} = \sum_{(n=0)}^{(n=N)} H_{fn} = \left(\frac{128\nu l}{g\pi D^4} \right) \sum_{(n=0)}^{(n=N)} Q_n \quad (4.147)$$

formunda yazılabilir.

(4.144) denkleminde yararlanarak, yukarıdaki debi toplam ifadesi elde edilebilir.

$$Q_0 = q_0 + Q_r$$

$$Q_1 = 2q_0 + \left[\frac{1 \times 2}{2} \right] \Delta_1 + \left[\frac{1 \times 2 \times 3}{6} \right] \Delta_2 + \left[\frac{1 \times 2^2 \times 3}{12} \right] \Delta_3 + Q_r$$

$$Q_2 = 3q_0 + \left[\frac{2 \times 3}{2} \right] \Delta_1 + \left[\frac{2 \times 3 \times 4}{6} \right] \Delta_2 + \left[\frac{2 \times 3^2 \times 4}{12} \right] \Delta_3 + Q_r$$

$$Q_3 = 4q_0 + \left[\frac{3 \times 4}{2} \right] \Delta_1 + \left[\frac{3 \times 4 \times 5}{6} \right] \Delta_2 + \left[\frac{3 \times 4^2 \times 5}{12} \right] \Delta_3 + Q_r$$

$$Q_N = (N+1)q_0 + \left[\frac{N(N+1)}{2} \right] \Delta_1 + \left[\frac{N(N+1)(N+2)}{6} \right] \Delta_2 + \left[\frac{N(N+1)^2(N+2)}{12} \right] \Delta_3 + Q_r$$

$$\begin{aligned} \sum_{(n=0)}^{(n=N)} Q_n &= \left[\frac{(N+1)(N+2)}{2} \right] q_0 + \left[\frac{N(N+1)(N+2)}{6} \right] \Delta_1 + \left[\frac{N(N+1)(N+2)(N+3)}{24} \right] \Delta_2 \\ &+ \left[\frac{N(N+1)(N+2)(N+3)(2N+3)}{120} \right] \Delta_3 + (N+1)Q_r \end{aligned}$$

Yukarıda elde edilen debi toplam ifadesi (4.147) denkleminde yerine yazılıp uygunluk için düzenlenirse,

$$\Delta H_{fN} = \left(\frac{128\nu l}{g\pi D^4} \right) (N+1) \left\{ Q_r + (N+2) \left[\frac{q_0}{2} + N \left[\frac{\Delta_1}{6} + (N+3) \left(\frac{\Delta_2}{24} + \frac{(2N+3)\Delta_3}{120} \right) \right] \right] \right\} \quad (4.148)$$

denklemini elde edilir.

4.2.7.4. Türbülanslı akımda toplam sürtünme kaybının belirlenmesi

Türbülanslı rejim halinde Reynolds sayısının ($R_n \geq 4000$) aralığında değiştiği göz önünde tutularak, sabit çaplı ve üzerinde eşit l ara mesafesi ile döşenmiş $(N+1)$ adet damlatıcı bulunan bir lateral borudaki toplam sürtünme kaybı ΔH_{fN} , (4.145) denkleminde hareketle,

$$\Delta H_{fN} = \sum_{(n=0)}^{(n=N)} H_{fn} = \chi \sum_{(n=0)}^{(n=N)} (f_n Q_n^2); \quad \chi = \left(\frac{8l}{\pi^2 g D^5} \right) \quad (4.149)$$

yazılabilir.

Yukarıdaki denklemde $n=0$ için Q_n değeri [$Q_0 = q_0 + Q_r$] yerine yazılıp düzenlenerek,

$$\Delta H_{fN} = \chi \left[f_0 (q_0 + Q_r)^2 + \sum_{(n=1)}^{(n=N)} (f_n Q_n^2) \right] \quad (4.150)$$

elde edilir.

Yukarıdaki denklem (4.144) ile verilen debi ifadesine bağlı olarak, aşağıdaki formda yeniden elde edilebilir.

$$\begin{aligned} \Delta H_{fN} &= \chi \left\{ f_0 (q_0 + Q_r)^2 + \sum_{(n=1)}^{(n=N)} f_n \left[[(n+1)q_0 + Q_r] + \left(\frac{n(n+1)}{2} \Delta_1 + \frac{n(n+1)(n+2)}{6} \Delta_2 + \frac{n(n+1)^2(n+2)}{12} \Delta_3 \right) \right]^2 \right\} \\ &= \chi \left[f_0 (q_0 + Q_r)^2 + \alpha_N + \beta_N + \gamma_N + \delta_N + \zeta_N \right] \end{aligned} \quad (4.151)$$

Denklemde $\alpha_N, \beta_N, \gamma_N, \delta_N, \zeta_N$ türbülanslı rejim hali için toplam düzeltme faktörleri olup, aşağıdaki formüller yardımıyla hesaplanmaktadır.

$$\alpha_N = \sum_{(n=1)}^{(n=N)} \left\{ f_n [(n+1)q_0 + Q_r]^2 \right\} \quad (4.152)$$

$$\beta_N = 2 \sum_{(n=1)}^{(n=N)} \left\{ f_n [(n+1)q_0 + Q_r] \left(\frac{n(n+1)}{2} \Delta_1 \right) \right\} \quad (4.153)$$

$$\gamma_N = 2 \sum_{(n=1)}^{(n=N)} \left\{ f_n [(n+1)q_0 + Q_r] \left(\frac{n(n+1)(n+2)}{6} \Delta_2 \right) \right\} \quad (4.154)$$

$$\delta_N = 2 \sum_{(n=1)}^{(n=N)} \left\{ f_n [(n+1)q_0 + Q_r] \left(\frac{n(n+1)^2(n+2)}{12} \Delta_3 \right) \right\} \quad (4.155)$$

$$\zeta_N = \sum_{(n=1)}^{(n=N)} \left\{ f_n \left(\frac{n(n+1)}{2} \Delta_1 \right)^2 \right\} + \sum_{(n=1)}^{(n=N)} \left\{ f_n \left(\frac{n(n+1)(n+2)}{6} \Delta_2 \right)^2 \right\} + \sum_{(n=1)}^{(n=N)} \left\{ f_n \left(\frac{n(n+1)^2(n+2)}{12} \Delta_3 \right)^2 \right\} \quad (4.156)$$

4.2.7.5. Colebrook-White sürtünme katsayısının belirlenmesi

Türbülanslı rejim halindeki bir boru akımında, mansap istikametinde lateral debisinin azalmasından ötürü, Reynolds sayısındaki değişimin bir fonksiyonu olarak boru boyunca sürtünme katsayısı (f_n) değerlerinin hesaplanabilmesi için Colebrook-White denkleminin (Colebrook ve White, 1938) kullanılması tavsiye edilmektedir.

Colebrook-White denklemi aşağıdaki eşitlikle verilir.

$$\frac{1}{\sqrt{f_n}} = -2 \log_{10} \left[\frac{(\varepsilon / D)}{3.7} + \frac{2.51}{R_n \sqrt{f_n}} \right] \quad (4.157)$$

Burada,

f_n : Lateralin herhangi bir bölümündeki değişken sürtünme katsayısı;

R_n : Lateralin herhangi bir bölümündeki Reynolds sayısı;

ε : Lateral borunun mutlak pürüzlülük yüksekliği (mm);

ε / D : Rölaf pürüzlülüktür (pürüzlülük yüksekliğinin boru iç çapına oranı).

Yukarıda verilen eşitlikten görüleceği üzere, f_n denklemin her iki tarafında da bulunduğundan f_n için denklem kapalı formdadır (implicit form equation); bu nedenle ancak nümerik yöntemler yardımıyla çözüm elde edilebilmektedir.

Colebrook-White denkleminin açık formda çözümü (explicit solution) için birçok araştırmacı tarafından farklı formülasyonlar ortaya konmuştur (Moody, 1947; Churchill, 1977; Jain, 1976; Swamee ve Jain, 1976; Zigrang ve Sylvester, 1982; Haaland, 1983; Keady, 1998; Sonnad ve Goudar, 2004).

Zigrang and Sylvester (1982), f_n için Colebrook-White denkleminin aşağıda verilen açık formunu tavsiye etmektedir.

$$\frac{1}{\sqrt{f_n}} = -2 \log_{10} \left\{ \frac{(\varepsilon/D)}{3.7} - \frac{5.02}{R_n} \log_{10} \left[\frac{(\varepsilon/D)}{3.7} - \frac{5.02}{R_n} \log_{10} \left(\frac{(\varepsilon/D)}{3.7} + \frac{13}{R_n} \right) \right] \right\} \quad (4.158)$$

Araştırmacılar, f_n için yukarıda verilen açık form denkleminin kullanılması halinde ortaya çıkacak rölatif hatanın 0.1%'den daha küçük mertebelerde olduğunu ifade etmişlerdir.

Lateral boyunca ardışık damlatıcıların ayırdığı her bir boru dilimindeki sürtünme katsayısının belirlenmesindeki hesap güçlüğü nedeniyle, herhangi bir n inci bölüme ait sürtünme katsayısı (f_n), mansap uçta bulunan $n=0$ noktasındaki sürtünme katsayısı değerine (f_0) bağlı olarak aşağıdaki logaritmik ilişki ile hesaplanmaktadır.

$$f_0 = f_0; \quad f_n = f_0 - [a + b \ln(n)], \quad n = 1, 2, 3, \dots, N \quad (4.159)$$

Burada,

a, b : Değerleri en küçük kareler metodu (the least-squares method) ile belirlenebilen düzeltme katsayılarıdır. Lateralin herhangi iki noktasında f_n sürtünme katsayısına ait en az iki değer bilinmesi halinde a ve b katsayılarının yaklaşık değerleri elde edilebilmektedir.

Araştırmacılar, f_n sürtünme katsayısının belirlenmesinde (4.159) ile verilen logaritmik ilişkinin yerine, sabit N değerine bağlı olarak kolayca hesaplanabilen ve yeterince doğru sonuçlar veren ortalama eşdeğer sürtünme katsayısının $[f_{2(N+1)/3}]$ kullanılmasının ardışık hesaplamalar için daha elverişli olduğunu belirtmişlerdir.

Ortalama eşdeğer sürtünme katsayısı $[f_{2(N+1)/3}]$ aşağıdaki ilişki ile verilmektedir.

$$f_{2(N+1)/3} = f_0 - (a + b \ln[2(N+1)/3]); \quad [n \cong 2(N+1)/3] \quad (4.160)$$

Formülde,

$f_{2(N+1)/3}$: Lateral boyunca ortalama eşdeğer sürtünme katsayısıdır.

Böylece, (4.151) ile verilen türbülanslı rejim halinde toplam sürtünme kaybı (ΔH_{fN}) ifadesindeki toplam düzeltme faktörlerinin [$\alpha_N, \beta_N, \gamma_N, \delta_N, \zeta_N$] belirlenmesinde (4.160) ile verilen ilişki oldukça büyük bir hesap kolaylığı sağlamaktadır.

4.2.7.6. Toplam düzeltme faktörlerinin birinci mertebeden logaritmik toplam terime bağlı olarak belirlenmesi

Türbülanslı rejim halinde toplam sürtünme kaybı (ΔH_{fN}) ifadesindeki (4.152)~(4.156) denklemleri ile verilen toplam düzeltme faktörleri [$\alpha_N, \beta_N, \gamma_N, \delta_N, \zeta_N$], Euler-Maclaurin toplam formülü esas alınarak belirlenen birinci mertebeden logaritmik toplam terimi ($I_{\mu N}$) yardımıyla aşağıdaki formları ile yeniden elde edilir.

$$I_{\mu N} \equiv \sum_{(n=1)}^{(n=N)} n^{\mu} \ln(n) \approx \frac{(N+1)^{\mu+1}}{(\mu+1)^2} [-1 + (\mu+1) \ln(N+1)] - \frac{1}{2} (N+1)^{\mu} \ln(N+1) + (N+1)^{\mu-1} \left[\frac{1 + \mu \ln(N+1)}{12} \right] \quad (4.161)$$

$$\begin{aligned} \alpha_N &= (f_0 - a) \sum_{(n=1)}^{(n=N)} [(n+1)q_0 + Q_r]^2 - b \sum_{(n=1)}^{(n=N)} [\ln(n)[(n+1)q_0 + Q_r]^2] \\ &= (f_0 - a) \left[\frac{q_0^2}{6} N(2N^2 + 9N + 13) + NQ_r^2 + q_0 Q_r N(N+3) \right] \\ &\quad - b[q_0^2 (I_{0N} + 2I_{1N} + I_{2N}) + Q_r^2 I_{0N} + 2q_0 Q_r (I_{0N} + I_{1N})] \end{aligned} \quad (4.162)$$

$$\begin{aligned} \beta_N &= (f_0 - a) \left[\frac{q_0 \Delta_1}{12} N(N+1)(N+2)(3N+5) + \frac{Q_r \Delta_1}{3} N(N+1)(N+2) \right] \\ &\quad - b[q_0 \Delta_1 (I_{1N} + 2I_{2N} + I_{3N}) + Q_r \Delta_1 (I_{1N} + I_{2N})] \end{aligned} \quad (4.163)$$

$$\begin{aligned} \gamma_N &= (f_0 - a) \left[\frac{q_0 \Delta_2}{30} N(N+1)(N+2)(N+3)(2N+3) + \frac{Q_r \Delta_2}{12} N(N+1)(N+2)(N+3) \right] \\ &\quad - b \left[\frac{q_0 \Delta_2}{3} (2I_{1N} + 5I_{2N} + 4I_{3N} + I_{4N}) + \frac{Q_r \Delta_2}{3} (2I_{1N} + 3I_{2N} + I_{3N}) \right] \end{aligned} \quad (4.164)$$

$$\begin{aligned} \delta_N &= (f_0 - a) \left[\frac{q_0 \Delta_3}{36} N(N+1)^2 (N+2)^2 (N+3) + \frac{Q_r \Delta_3}{60} N(N+1)(N+2)(N+3)(2N+3) \right] \\ &\quad - b \left[\frac{q_0 \Delta_3}{6} (2I_{1N} + 7I_{2N} + 9I_{3N} + 5I_{4N} + I_{5N}) + \frac{Q_r \Delta_3}{6} (2I_{1N} + 5I_{2N} + 4I_{3N} + I_{4N}) \right] \end{aligned} \quad (4.165)$$

$$\begin{aligned}
\zeta_N = & [f_0 - a - b \ln[2(N+1)/3]] \left[\frac{\Delta_1^2}{4} \left(\frac{N^2}{5} + N^4 + \frac{5N^3}{3} \right) \right] + \frac{\Delta_2^2}{36} \left(\frac{N^7}{7} + \frac{3N^6}{2} + \frac{61N^5}{10} \right) \\
& + \frac{\Delta_3^2}{144} \left(\frac{N^9}{9} + \frac{3N^8}{2} + \frac{176N^7}{21} \right) + \frac{\Delta_1 \Delta_2}{6} \left(\frac{N^6}{6} + \frac{13N^5}{10} + \frac{11N^4}{3} \right) + \frac{\Delta_1 \Delta_3}{12} \left(\frac{N^7}{7} + \frac{4N^6}{3} + \frac{24N^5}{5} \right) \\
& + \frac{\Delta_2 \Delta_3}{36} \left(\frac{N^8}{8} + \frac{3N^7}{2} + \frac{29N^6}{4} \right)
\end{aligned} \tag{4.166}$$

4.2.7.7. Toplam düzeltme faktörlerinin ikinci mertebeden logaritmik toplam terime bağlı olarak belirlenmesi

Türbülanslı rejim halinde toplam sürtünme kaybı (ΔH_{fN}) ifadesindeki toplam düzeltme faktörleri $[\alpha_N, \beta_N, \gamma_N, \delta_N, \zeta_N]$, Euler-Maclaurin toplam formülüne dayanılarak birinci mertebeden logaritmik toplam terimi ($J_{\mu N}$) cinsinden (4.161)~(4.166) denklemleri ile verilmiştir.

Araştırmacılar, lateral boyunca çıkış sayısının $n \geq 40$ olması halinde sürtünme kayıplarının daha hassas biçimde belirlenebilmesi için, f_n için birinci mertebeden düzeltme katsayılarının kullanıldığı (4.159) denklemi yerine, ikinci mertebeden düzeltme katsayılarının da hesaba katıldığı regresyon modelleri ile elde edilen şu logaritmik ilişkiyi tavsiye etmektedir.

$$f_0 = f_0; \quad f_n = f_0 - [a + b \ln(n) + c \ln^2(n) + \dots], \quad n = 1, 2, 3, \dots, N \tag{4.167}$$

Burada,

c : İkinci mertebeden terimlerin dikkate alındığı f_n formülündeki ikinci mertebeden düzeltme katsayısıdır. Formüldeki a, b ve c katsayılarının değerleri, lateralın belirli en az üç noktasındaki $[n = 2; 0.25(N+1); 0.75(N+1)]$ sürtünme katsayısı değerleri $[f_{[n=2]}, f_{[n=0.25(N+1)]}, f_{[0.75(N+1)]}]$ hesaplanmak suretiyle elde edilebilir.

(4.161)~(4.166) denklemlerinden hareketle, ikinci mertebeden logaritmik toplam terimi ($J_{\mu N}$) cinsinden elde edilen toplam düzeltme faktörleri $[\alpha_N, \beta_N, \gamma_N, \delta_N, \zeta_N]$ yeni formları ile aşağıda verilmektedir.

$$\begin{aligned}
J_{\mu N} \equiv \sum_{(n=1)}^{(n=N)} n^\mu \ln^2(n) \approx & \frac{(N+1)^{\mu+1}}{(\mu+1)^3} \left[(\mu+1)^2 \ln^2(N+1) - 2(\mu+1) \ln(N+1) + 2 \right] - \frac{1}{2} (N+1)^\mu \ln^2(N+1) \\
& + \frac{1}{12} (N+1)^{\mu-1} \left[2 \ln(N+1) + \mu \ln^2(N+1) \right]
\end{aligned} \tag{4.168}$$

$$\alpha_N^{(II)} = \alpha_N - c \left[q_0^2 (J_{0N} + 2J_{1N} + J_{2N}) + Q_r^2 J_{0N} + 2q_0 Q_r (J_{0N} + J_{1N}) \right] \quad (4.169)$$

$$\beta_N^{(II)} = \beta_N - c \left[q_0 \Delta_1 (J_{1N} + 2J_{2N} + J_{3N}) + Q_r \Delta_1 (J_{1N} + J_{2N}) \right] \quad (4.170)$$

$$\gamma_N^{(II)} = \gamma_N - c \left[(q_0 \Delta_2) \frac{(2J_{1N} + 5J_{2N} + 4J_{3N} + J_{4N})}{3} + (Q_r \Delta_2) \frac{(2J_{1N} + 3J_{2N} + J_{3N})}{3} \right] \quad (4.171)$$

$$\delta_N^{(II)} = \delta_N - c \left[(q_0 \Delta_3) \frac{(2J_{1N} + 7J_{2N} + 9J_{3N} + 5J_{4N} + J_{5N})}{6} \right. \\ \left. - c \left[(Q_r \Delta_3) \frac{(2J_{1N} + 5J_{2N} + 4J_{3N} + J_{4N})}{6} \right] \right] \quad (4.172)$$

$$\zeta_N^{(II)} = \zeta_N \frac{[f_0 - a - b \ln[2(N+1)/3] - c \ln^2[2(N+1)/3]]}{[f_0 - a - b \ln[2(N+1)/3]]} \quad (4.173)$$

4.2.7.8. Türbülanslı akımdan laminar akıma geçiş noktasının belirlenmesi

Ardışık yaklaşımlar yöntemine göre, farklı akım rejimine sahip her bir lateral bölümü için hidrolik hesaplamalar ayrı ayrı yapıldığından, akım rejiminin değişmeye başladığı kritik noktanın (n_c) belirlenmesi önem taşımaktadır.

Reynolds sayısının $2000 < R_n < 4000$ aralığında akım rejimi ve basınç düşmeleri belirsizlik taşıdığından (bu dilimdeki sürtünme katsayısının (f_n) hesaplanmasında belirli bir denklem bulunamadığından) bu bölgedeki Reynolds sayısı aralığı için bazı basitleştirmelerin dikkate alınması zaruridir (Miller, 1990).

Pratik olarak türbülanslı rejimdeki akımın sınırları belirlenirken Reynolds sayısı aralığı için $R_n > 3000$ (Hathoot ve diğ., 1993; 1994; 2000), $R_n > 2000$ (Kang ve Nishiyama, 1996), $R_n > 2500$ veya $R_n > 2700$ (Ward-Smith, 1980; Miller, 1990) kriterlerinden birinin kullanılması tavsiye edilmektedir.

Lateralin mansap uç noktasından itibaren akımın laminar rejimden türbülanslı rejime dönüştüğü kritik noktanın (n_c) belirlenmesinde, $R_n > 2500$ aralığı göz önüne alınarak Reynolds sayısının tanımından hareketle aşağıdaki formülasyon türetilebilir.

$$R_n = 2500 = \frac{V_n D}{\nu} = \frac{4Q}{\pi D \nu}; \quad [Q = (n_c + 1)q_0];$$

$$(n_c + 1)q_0 = \left(\frac{2500 \pi D \nu}{4} \right);$$

$$n_c = \left(\frac{2500\pi D\nu}{4q_0} \right) - 1 \quad (4.174)$$

Formülde,

n_c : Mansap uç noktasından ($n=0$) itibaren akımın laminar rejimden türbülanslı rejime dönüştüğü geçiş noktasıdır.

4.2.7.9. Hesap adımları

Yukarıdaki açıklamalarda, lateral boyunca çıkış akımı $[q_n]$ dağılımı ve lateral debisi $[Q_n]$ dağılımının (4.142) ve (4.144) denklemlerinden; toplam sürtünme kayıplarının ise laminar ve türbülanslı akım rejimleri için (4.148) ve (4.151) denklemlerinden hesaplanacağı gösterilmişti.

Söz konusu denklemlerde yer alan karakteristik düzeltme parametrelerinin $[\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3]$ değerleri önceden bilinmediğinden bu denklemlerin doğrudan çözümleri mümkün değildir. Ancak lateralin mansap uç noktasındaki ($n=0$) damlatıcı debisi (q_0) ile birlikte en az üç çift (n, q_n) değerlerinin bilinmesi halinde karakteristik düzeltme parametrelerinin değerleri belirlenebilmektedir.

Enerjinin korunumu prensibinden hareketle, mansaptan itibaren herhangi bir n çıkış noktasındaki basınç yükü (H_n) ve ilgili damlatıcı debisi (q_n) aşağıdaki denklemlerle verilir.

$$H_n = H_0 + (z_0 - z_n) + \left(\frac{u_0^2 - u_n^2}{2g} \right) + \Delta H_{fn-1} \quad (4.175a)$$

$$q_n = cH_n^y \quad (4.175b)$$

Denklemlerde,

H_0, H_n : Lateralin mansap uç noktasında ($n=0$) ve mansaptan itibaren herhangi bir n çıkış noktasındaki basınç yükü (m);

q_n : Lateralin mansaptan itibaren herhangi bir n inci noktasına ait damlatıcı debisi (m^3s^{-1});

c, y : Damlatıcı katsayısı ($m^{3-y}s^{-1}$) ve debi üssü;

z_0, z_n : Lateral borunun ($n=0$) ve ($n=n$) noktalarındaki geometrik kotları (m);

$u_0^2/2g, u_n^2/2g$: Lateralin ($n=0$) ve ($n=n$) noktalarındaki kinetik enerjileri (m);

ΔH_{fn-1} : Lateral borunun ($n=0$) ve ($n=n$) noktaları arasındaki toplam sürtünme kaybıdır (m).

Enerji denkleminde hareketle, herhangi bir n çıkış noktasına ait damlatıcı debisi (q_n), verilen debi-basınç yükü ilişkisi yardımıyla belirlenebilir. Bunun için (4.168a) denkleminin sağ tarafında yer alan parametrelerin tamamının bilinmesi gerekir. Ancak, herhangi bir n inci bölüme ait kinetik enerji $[u_n^2/2g]$ ve toplam sürtünme kaybı $[\Delta H_{fn-1}]$ değerleri önceden bilinemediğinden doğrudan çözüm mümkün değildir.

Öncelikli olarak, akımın laminar rejimden türbülanslı rejime dönüştüğü geçiş noktası (n_c), (4.174) denklemi yardımıyla belirlenir. Bu şekilde lateral farklı iki akım rejimine sahip iki ayrı lateral bölümü şeklinde düşünülüp, her ikisi için hidrolik hesaplamalar ayrı ayrı yapılır.

Yukarıda verilen enerji denkleminde hareketle, her iki lateral bölümü için $\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3$ karakteristik düzeltme parametrelerinin hesaplanabilmesi için aşağıda verilen 3 hesap adımı sırasıyla teşkil edilmelidir.

4.2.7.10. Hesap Adımı-I: Δ_1 karakteristik düzeltme parametresinin belirlenmesi

Ardışık yaklaşımlar metodunda ilk yaklaşım olarak Δ_2 ve Δ_3 karakteristik düzeltme parametrelerinin değerlerinin 0 olduğu kabulünden hareketle, öncelikle Δ_1 düzeltme parametresinin değerinin ilgili denklemler yardımıyla hesaplanması hedeflenir. Bunun için sırasıyla şu işlem adımları takip edilir:

1. Lateral boru iç çapı (D), ($n=0$) noktasına ait damlatıcı debisi ve basınç yükü (q_0, H_0), ($n=0$) ve ($n=n$) noktalarına ait geometrik kotlar (z_0, z_n) ve damlatıcı karakteristikleri (c, y) bilinmekte, buna mukabil ($n=n$) noktasındaki kinetik enerji ($u_n^2/2g$) ve toplam sürtünme kaybı (ΔH_{fn-1}) bilinmemektedir. Başlangıç kabulü olarak, ($u_n^2/2g$) ve (ΔH_{fn-1})'nin değerleri ihmal edilirse, ($n=n$) noktasındaki damlatıcı debisi (q_n) aşağıdaki şekilde belirlenir.

Ancak, özellikle laminar rejimin geçerli olduğu ilk lateral bölümünde muhtemel hataların minimize edilebilmesi için, n noktasının kinetik enerji değişiminin ve

sürtünme kayıplarının fazla değişmediği mansap uç noktasına ($n = 0$) oldukça yakın küçük bir değerde seçilmesi [örneğin, $n = 2$] gerekmektedir.

$$q_{[n=2]} \approx c[H_0 + (z_0 - z_n)]^y$$

2. (4.142) ile verilen çıkış akımı dağılımından hareketle Δ_1 düzeltme parametresinin değeri aşağıdaki şekilde belirlenir.

$$q_{[n=2]} \approx q_0 + n\Delta_1; \Delta_1 = \frac{(q_{[n=2]} - q_0)}{n}$$

3. (4.144) denkleminden hareketle, ($n = 2$) noktası için Q_n değeri hesaplanır.

$$Q_{[n=2]} = (n+1)q_0 + \frac{n(n+1)}{2}\Delta_1$$

4. Küçük n değerlerinin bulunduğu lateral bölümünde laminar akım rejiminin geçerli olduğu düşünülerek, (4.148) denkleminden hareketle, en az iki n değerine [$n = 2$; $n = 0.25(N+1)$] ait $\Delta H_{fN} = \Delta H_{fn-1}$ değerleri aşağıdaki şekilde hesaplanır. Burada, lateral sonundaki artık debinin değeri 0 alınır [$Q_r \cong 0$].

$$\Delta H_{fN} = \Delta H_{fn-1[n=2],[n=0.25(N+1)]} = \left(\frac{128\nu l}{g\pi D^4} \right) (N+1)(N+2) \frac{q_0}{2} + N \frac{\Delta_1}{6}$$

4.2.7.11. Hesap Adımı-III: Δ_1 ve Δ_3 karakteristik düzeltme parametrelerinin belirlenmesi

İlk yaklaşımda elde edilen sonuçların düzeltilmesi için, Δ_2 karakteristik düzeltme parametresinin 0 olduğu düşünülerek Δ_1 ve Δ_3 düzeltme parametrelerinin belirlendiği 2. safha çözümüne geçilir.

1. Hız yükünün ihmal edildiği kabul edilerek, ilk safhanın 4. adımından elde edilen en az iki adet $[n, \Delta H_{fn-1}]$ çifti kullanılarak, enerji denklemi [(4.168a)] ve debi-basınç yükü ilişkisi [(4.168b)] yardımıyla iki adet (n, q_n) çifti elde edilir. Muhtemel hataların minimize edilmesi için n için iki küçük değer seçilir [$n = 2$; $n = 0.25(N+1)$].

$$q_{[n=2],[n=0.25(N+1)]} \approx c[H_0 + \Delta z_n + \Delta H_{fn-1}]^y; [\Delta z_n = z_0 - z_n]$$

2. Bilinen (q_0) değeri ve iki adet (n, q_n) çifti kullanılarak, (4.142) denkleminden hareketle Δ_1 ve Δ_3 düzeltme parametrelerinin değerleri belirlenir.

$$q_{[n=2],[n=0.25(N+1)]} \approx q_0 + n\Delta_1 + \frac{n(n+1)(2n+1)}{6}\Delta_3$$

3. (4.144) denkleminden hareketle, $[n=2; n=0.25(N+1)]$ noktaları için Q_n değeri hesaplanır.

$$Q_{[n=2],[n=0.25(N+1)]} = (n+1)q_0 + \left[\frac{n(n+1)}{2}\right]\Delta_1 + \left[\frac{n(n+1)^2(n+2)}{12}\right]\Delta_3$$

4. (4.148) denkleminden hareketle, en az iki n değerine $[n=2; n=0.25(N+1)]$ ait $\Delta H_{fN} = \Delta H_{fn-1}$ değerleri aşağıdaki şekilde hesaplanır.

$$H_{fN} = \Delta H_{fn-1} = \left(\frac{128\nu l}{g\pi D^4}\right)(N+1)(N+2) \left\{ \frac{q_0}{2} + N \left[\frac{\Delta_1}{6} + \frac{(N+3)(2N+3)\Delta_3}{120} \right] \right\}$$

4.2.7.12. Hesap Adımı-III: Δ_1, Δ_2 ve Δ_3 karakteristik düzeltme parametrelerinin belirlenmesi

İkinci safha çözümünden elde edilen sonuçlar kullanılarak, 3 adet n değeri $[n=2, 0.25(N+1), 0.75(N+1)]$ kullanılarak 3 adet (n, q_n) çifti elde edilir. Buradan hareketle, Δ_1, Δ_2 ve Δ_3 değerleri, 1. adımda verilen işlemle belirlenir.

1. (4.168) ve (4.142) denklemlerinden hareketle,

$$q_{[n=2],[n=0.25(N+1)],[n=0.75(N+1)]} \approx c \left[H_0 + \Delta z_n + \Delta H_{fn-1} \right]^y ;$$

$$q_{[n=2],[n=0.25(N+1)],[n=0.75(N+1)]} \approx q_0 + n\Delta_1 + \frac{n(n+1)}{2}\Delta_2 + \frac{n(n+1)(2n+1)}{6}\Delta_3$$

2. Δ_1, Δ_2 ve Δ_3 düzeltme parametrelerinin değerleri belirlendikten sonra, hidrolik parametreler $[q_n, Q_n, \Delta H_{fn-1}]$ ilgili denklemler yardımıyla hesaplanır. Lateral boyunca herhangi bir n değeri için, çıkış akımı dağılımı $[q_n]$ (4.142); debi dağılımı $[Q_n]$ (4.144) ve toplam sürtünme kaybı $[\Delta H_{fN} = \Delta H_{fn-1}]$ (4.148) denklemleri yardımıyla hesaplanır.

4.2.7.13. Minimum çıkış akımı noktasının belirlenmesi

Yatay veya yukarı eğimli lateral boruda maksimum çıkış akımı, $q_{\max}$ (veya maksimum basınç yükü, $H_{\max}$) menbadan itibaren ilk damlatıcıda; buna mukabil minimum çıkış akımı, $q_{\min}$ (veya minimum basınç yükü, $H_{\min}$) mansap uç noktasından itibaren ilk damlatıcıda ortaya çıkmaktadır.

Aşağı eğimli lateral boruda ise, maksimum çıkış akımı, $q_{\max}$ (veya $H_{\max}$) ya menba uç noktasında ya da mansap uç noktasında bulunan ilk damlatıcılarda hasıl olmaktadır. Diğer taraftan minimum çıkış akımı, $q_{\min}$ ($H_{\min}$), lateralin mansap bölümündeki herhangi bir damlatıcıya ait çıkış noktasında bulunabilmektedir.

Minimum çıkış akımı noktası ($n_{\min}$), (4.142) ile verilen debi dağılımının türevi alınmak suretiyle elde edilebilir.

$$\frac{dq_n}{dn} = 0;$$

$$\frac{d}{dn} \left[q_0 + n\Delta_1 + \frac{n(n+1)}{2} \Delta_2 + \frac{n(n+1)(2n+1)}{6} \Delta_3 \right] = 0;$$

$$\frac{d}{dn} \left[q_0 + n\Delta_1 + \frac{(n^2 + n)}{2} \Delta_2 + \frac{(2n^3 + 3n^2 + n)}{6} \Delta_3 \right] = 0;$$

$$\Delta_1 + \frac{(2n+1)}{2} \Delta_2 + \frac{(6n^2 + 6n + 1)}{6} \Delta_3 = 0$$

Yukarıdaki denklem, ikinci dereceden denklem formuna dönüşür.

$$an^2 + bn + c = 0; \quad (n = n_{\min}) \quad (4.176)$$

Denklemde,

$$a = \Delta_3;$$

$$b = (\Delta_2 + \Delta_3);$$

$$c = \left(\Delta_1 + \frac{\Delta_2}{2} + \frac{\Delta_3}{6} \right)$$

ile hesaplanan katsayılarıdır.

Denklemin reel çözümünün mevcut olabilmesi için;

$$\Delta = b^2 - 4ac \geq 0;$$

$$\Delta = (\Delta_2 + \Delta_3)^2 - 4\Delta_3 \left(\Delta_1 + \frac{\Delta_2}{2} + \frac{\Delta_3}{6} \right) \geq 0 ;$$

$$\Delta = \Delta_2^2 + \frac{1}{3}\Delta_3^2 - 4\Delta_1\Delta_3 \geq 0$$

şartı sağlanmalıdır.

Δ_1, Δ_2 ve Δ_3 karakteristik düzeltme parametrelerinin değerleri yukarıda izah edilen 3. safha çözümü ile belirlendikten sonra, (4.176) ile verilen ikinci derece denklemin $n = n_{\min}$ için çözümü elde edilir. Hesaplanan $n_{\min}$ değeri (4.142) ile verilen debi dağılımında yerine yazılarak, minimum çıkış akımı ($q_{\min}$); veya (4.175b) ile verilen debi-basınç yükü ilişkisinden minimum basınç yükü ($H_{\min}$) değerleri hesaplanır.

4.3. Metotların Değerlendirilmesi

Bu bölümde, çalışmada göz önüne alınan hidrolik hesap metotlarındaki çözüm tekniklerinin dayandığı temel esaslarla ilgili bazı değerlendirmelere yer verilecektir.

4.3.1. İleri-adım metodunda en uygun giriş basınç yükünün belirlenmesi

Bölüm 4.2.1.6'dan hatırlanacağı üzere, ileri adım metodunun temel hedefi, lateral boyunca başlangıç ve sınır şartlarına bağlı olarak en uygun giriş basınç yükü değerinin belirlenmesidir (Söz konusu hidrolik kriterler ilgili bölümde 4 madde halinde özetlenmektedir).

İlgili bölümde, projelendirmeye esas alınan giriş basınç yükü (H_{in}) değerinin, ortalama basınç yüküne (H_{av}) makul bir yük artışı (Δ_0) eklenmek suretiyle hesaplanacağı belirtilmişti (Başlangıç şartı).

$$H_{in} = H_{\max} = H_1 = H_{av} + \Delta_0$$

Yukarıdaki ilişkiden ortalama basınç yükündeki artış miktarının (Δ_0), giriş basınç yükünü minimum ve maksimum yapacak bir değer aralığında (projelendirme aralığı) seçilmesi gerektiği anlaşılmaktadır.

$$[H_{in(\min)} = H_{av} + \Delta_{0(\min)}] \leq [H_{in} = H_{av} + \Delta_0] \leq [H_{in(\max)} = H_{av} + \Delta_{0(\max)}]$$

İleri- adım metodu için **Visual Basic 6.0** programlama dilinde hazırlanan bilgisayar programı (*LATCAD*) (Yıldırım, 2001) yardımıyla farklı tasarım kombinasyonları için elde edilen sonuçlardan faydalanılarak, en uygun giriş basınç yükü değerinin projelendirme aralığında belirlenebilmesi için aşağıdaki hidrolik kriterlerin sağlanmış olması gerekir (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004b):

1. Bölüm 4.2.1.6'da verilen hidrolik kriterlere (başlangıç ve sınır şartlarına) bağlı olarak, giriş basınç yükü oranının minimum ve maksimum sınır değerleri ile belirlenen bir projelendirme aralığı tayin edilir.

$$\left[A = \frac{H_{in(min)}}{H_{av}} \right] \leq \left(\frac{H_{in}}{H_{av}} \right) \leq \left[B = \frac{H_{in(max)}}{H_{av}} \right]$$

Burada,

$A = H_{in(min)} / H_{av}$: Minimum giriş basınç yükü oranı;

$B = H_{in(max)} / H_{av}$: Maksimum giriş basınç yükü oranıdır.

a) Minimum giriş basınç yükü oranı [A], başlangıç ve sınır şartlarına uygun olarak belirlenir. Şayet, giriş basınç yükü için $H_{in} \leq A$ olacak şekilde bir değer seçilirse, lateral boyunca herhangi bir damlatıcıda basınç yükünün negatif [$H_i \leq 0$] değer alacağı anlaşılır (Bkz. *Bölüm 4.2.1.6: 2. madde*)

b) Maksimum giriş basınç yükü oranı [B], başlangıç ve sınır şartlarına uygun olarak belirlenir. Şayet, giriş basınç yükü için $H_{in} \geq B$ olacak şekilde bir değer seçilirse, lateral boyunca tüm damlatıcı debileri toplamının lateral giriş debisinden büyük $\left\{ \left[\sum_{(i=1)}^{(i=N)} q_i \right] > [Q_{in} = Nq_{av}] \right\}$ bir değerde çıkacağı anlaşılır ki bu, lateralın mansap uç noktasından menbaya doğru bir geri akımın (back-flow) oluştuğunu göstermektedir (Bkz. *Bölüm 4.2.1.6: 3. madde*).

2. Projelendirme aralığı yukarıda anlatıldığı şekilde belirlendikten sonra, bu aralık içerisinde projelendirmeye esas alınan en uygun giriş basınç yükü değeri araştırılır. En uygun giriş basınç yükü değeri, lateral mansap uç bölümündeki artık lateral debisi ve lateral boyunca toplam sürtünme kayıplarının minimum, buna mukabil sistemin

tamamındaki üniform debi dağılımını karakterize eden su uygulama üniformluk katsayısının maksimum düzeyde kalmasını sağlayan değerdir. Bu safhada, aşağıda belirtilen kriterler göz önünde bulundurulmalıdır (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004b):

a) Giriş basınç yükünün belirlenmesinde minimum giriş basınç yükü oranının $[A]$ seçilmesi halinde, lateralın mansap ucunda son damlatıcıdan itibaren kalan boru kısmındaki artık debinin (Q_r) değeri, kabul edilebilir oldukça küçük mertebedeki bir değerden (ε) daha büyük çıkacağından, mansap uç noktası için verilen önemli bir sınır şartı sağlanmamış olacaktır.

Buradan anlaşılabacağı gibi, artık lateral debisi Q_r , $(H_{in} / H_{av} = A)$ değeri için maksimum, $(H_{in} / H_{av} = B)$ değeri için minimum değerler almaktadır. Diğer bir ifadeyle, artık lateral debisinin değeri A'dan B'ye doğru gittikçe azalacağından, en uygun projelendirme için söz konusu sınır şartını $[\varepsilon = Q_r / Q_{in} \cong 0]$ sağlayan giriş basınç yükü değerinin $(H_{in} / H_{av} = B)$ için elde edilebileceği sonucuna varılır.

b) Lateral tasarımında göz önüne alınan temel prensiplerden biri, lateral boyunca ortaya çıkan toplam sürtünme kayıplarının (H_f) minimum düzeyde kalmasını sağlayan en uygun giriş basınç yükü değerinin (işletme basıncı) belirlenmesidir. Bu açıdan bakıldığında, şayet giriş basınç yükünün değeri $(H_{in} / H_{av} = A)$ olarak seçilirse, toplam sürtünme kaybı maksimum, $(H_{in} / H_{av} = B)$ olarak seçilirse toplam sürtünme kaybı minimum değerdedir. Diğer bir ifadeyle, toplam sürtünme kaybının değeri A'dan B'ye doğru gittikçe azalacağından, en uygun projelendirme için söz konusu kriteri $[\min(H_f / H_{in})]$ sağlayan giriş basınç yükü değerinin $(H_{in} / H_{av} = B)$ sınır değeri için elde edilebileceği anlaşılmaktadır.

c) Lateral tasarımındaki temel hedeflerden biri de, lateral boyunca damlatıcılar tarafından dağıtılan debilerin sistemin tamamındaki üniformluğunu yüksek bir düzeyde tutabilmektir. Genel tasarım koşullarında, üniformluk katsayısı bilinmeyen bir parametre olduğundan diğer parametrelerin üniformluk katsayısını maksimum yapacak değerlerde seçilmesine çalışılır. Bu açıdan bakıldığında, şayet giriş basınç yükünün değeri $(H_{in} / H_{av} = A)$ olarak seçilirse, üniformluk katsayısı minimum, $(H_{in} / H_{av} = B)$ olarak seçilirse üniformluk katsayısı maksimum değerdedir. Diğer bir ifadeyle, üniformluk katsayısının değeri A'dan B'ye doğru gittikçe artacağından, en uygun projelendirme için söz konusu kriteri $[\max U_c]$ sağlayan giriş

basınç yükü değerinin ($H_{in} / H_{av} = B$) sınır değeri için elde edilebileceği anlaşılmaktadır.

Neticede, en uygun giriş basınç yükü değerinin, projelendirme aralığı içerisinde artık lateral debisi ve toplam sürtünme kayıplarının minimum; buna mukabil üniformalık katsayısının maksimum olduğu ($H_{in} / H_{av} = B$) sınır değerinde elde edilebileceği sonucuna varılmaktadır.

4.3.2. İleri-adım metoduna göre tasarım parametrelerinin grafiksel olarak belirlenmesi

İleri-adım metoduna göre, menbadan mansap istikametine doğru damlatıcıların ayırdığı her bir lateral bölümündeki sürtünme kaybı ve lateral debisi adım adım hesaplanabildiğinden aranan tasarım parametrelerinin (giriş basınç yükü, toplam sürtünme kaybı, üniformalık katsayısı, artık lateral debisi, lateral boru iç çapı veya lateral uzunluğu) değerleri en hassas ve doğru biçimde belirlenebilmektedir (Yıldırım ve Ağırallıoğlu, 2004f).

İleri-adım metodunda, bilinen tasarım parametreleri [damlatıcı karakteristikleri (damlatıcıya ait debi-basınç yükü ilişkisi, $q_{av} = cH_{av}^y$), damlatıcı ara mesafesi (s), lateral boru iç çapı veya uzunluğu (D veya L), lateral eğimi (s_0), suyun kinematik viskozitesi ($\nu = 1.01 \times 10^{-6} m^2 s^{-1}$), yerçekimi ivmesi (g)] göz önüne alınarak öncelikle söz konusu hidrolik kriterlere uygun olarak giriş basınç yükünün projelendirme aralığı ($A \leq H_{in} \leq B$) belirlenir. En uygun giriş basınç yükü değerine [$H_{in} = B$] tekabül eden $L, D, H_f, U_c, DU_{LQ}, Q_r$ değerleri söz konusu eğrilerden okunmak suretiyle belirlenir (Bkz. Şekil 4.1~4.8).

4.3.3. Sabit ve değişken debi metotlarında ortalama damlatıcı debisi ile ortalama basınç yükü arasındaki ilişkinin belirlenmesi

Bu bölümde, sabit ve değişken debi metotlarındaki ortalama damlatıcı debisi (q_{av}) - ortalama basınç yükü (H_{av}) ilişkisinin türetilmesinde kullanılan matematiksel ifadelerle ilgili bazı değerlendirmelere yer verilecektir.

Lateralin tamamındaki ortalama basınç yükü (H_{av}) ve lateralin mansaptan itibaren ilk yarısındaki ortalama basınç yükü ($H_{0.5}$) aşağıdaki analitik denklemlerle (Bkz. Bölüm 4.2.5.5) verilmektedir (Valiantzas, 1998, 2002):

$$H_{av} = \frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} H(x) dx \quad (4.177a)$$

$$H_{0.5} = \frac{1}{(L/2)} \left[\int_{x=0}^{x=L/2} H(x) dx \right] \quad (4.177b)$$

Aşağıda, söz konusu analitik denklemlerin elde edilmesinde kullanılan matematiksel ilişkiler analiz edilerek değerlendirilmektedir.

Lateral boyunca basınç yükü değişiminin kabul edilebilir mertebede küçük olduğu ($CV_H \leq \%20$) durumlarda, ortalama damlatıcı debisi ile ortalama basınç yükü arasında şu ilişkinin geçerli olduğu belirtilmektedir (Anyoji ve Wu, 1987):

$$q_{av} = c H_{av}^y = \frac{Q_m}{N}$$

Lateral boyunca birim uzunluktaki çıkış akımı $q(x)$, (4.20) veya (4.87) eşitliklerinden hatırlanacağı üzere,

$$q_{(x)} = \frac{c}{s} H^y(x)$$

ile verilmektedir.

Buradan, aşağıdaki matematiksel ilişkiler elde edilebilir.

$$q_{av} = \frac{1}{N} \int_{Q=0}^{Q=Q_m} dQ = \frac{1}{N} \int_{x=0[Q=0]}^{x=L[Q=Q_m]} q_{(x)} dx = \frac{1}{N} \int_{x=0}^{x=L} \left[\frac{c}{s} H^y(x) \right] dx = \frac{c}{Ns} \left[\int_{x=0}^{x=L} H^y(x) dx \right]$$

$L = Ns$ ifadesi kullanılarak,

$$q_{av} = \frac{c}{L} \left[\int_{x=0}^{x=L} H^y(x) dx \right]$$

yazılabilir.

Ortalama basınç yükü (H_{av}) ilk verilen eşitlik yardımıyla,

$$H_{av} = \left(\frac{q_{av}}{c} \right)^{1/y} = \frac{1}{L^{1/y}} \left[\int_{x=0}^{x=L} H^y(x) dx \right]^{1/y} \quad (4.178a)$$

şeklinde elde edilir.

Benzer şekilde lateralın mansaptan itibaren ilk yarısındaki ortalama basınç yükü ($H_{0.5}$), aşağıdaki şekilde yazılabilir.

$$H_{0.5} = \frac{1}{(L/2)^{1/y}} \left[\int_{x=0}^{x=L/2} H^y(x) dx \right]^{1/y} \quad (4.178b)$$

Özel bir hal için H_{av} ve $H_{0.5}$ için türetilen denklemler, $y = 1.0$ değeri (laminer akışlı damlatıcılar) için yazılırsa,

$$H_{av} = \frac{1}{L} \left[\int_{x=0}^{x=L} H(x) dx \right] \quad (4.179a)$$

$$H_{0.5} = \frac{1}{(L/2)} \left[\int_{x=0}^{x=L/2} H(x) dx \right] \quad (4.179b)$$

bağıntıları elde edilir.

Yukarıdaki açıklamalardan anlaşılacağı üzere, Valiantzas (2002)'in (4.177a) ve (4.177b) denklemleri ile burada türetilen (4.179a) ve (4.179b) denklemlerinin özdeş olduğu, araştırmacı tarafından ortaya konulan denklemlerin ancak özel bir hal için ($y = 1.0$) geçerli olduğu matematiksel olarak gösterilmiştir.

Diğer taraftan, Valiantzas (2002) Anyoji ve Wu (1987)'ye dayanarak, H_{av} ve $H_{0.5}$ denklemlerinin elde edilmesinde, aşağıdaki yaklaşımın kullanılabileceğini belirtmektedir.

$$q_{av} = \frac{1}{N} \int_{Q=0}^{Q=Q_m} dQ = \frac{1}{N} \int_{x=0[Q=0]}^{x=L[Q=Q_m]} q_{(x)} dx = \frac{1}{N} \int_{x=0}^{x=L} \left[\frac{c}{s} H^y(x) \right] dx \cong \frac{c}{Ns} \left[\int_{x=0}^{x=L} H(x) dx \right]^y$$

Ancak, Wu (2002) ile yapılan kişisel görüşme sonucunda, yukarıdaki yaklaşımın matematiksel olarak doğru olmadığı (integral içerisindeki $H(x)$ fonksiyonunun üssü y integralin içinde olmalıdır); y 'nin 1.0'den farklı değerleri için ($y \neq 1.0$) söz konusu yaklaşıma dayanılarak elde edilen analitik denklemlerin sistematik olarak hatalı sonuçlar verebileceği belirtilmiştir.

Yukarıdaki açıklamalardan anlaşılacağı üzere, H_{av} ve $H_{0.5}$ denklemlerinin elde edilmesinde Valiantzas (1998, 2002) tarafından kullanılan bu yaklaşımın ancak özel bir hal için (q_{av} ile H_{av} arasındaki ilişkinin lineer olması halinde, $y = 1.0$) geçerli

olduğu düşünülürse, sabit ve değişken debi metotlarında söz konusu yaklaşımdan hareketle türetilen diğer analitik denklemlerin sınırlı bir aralıkta doğru sonuçlar verebileceği kanaatine varılmaktadır (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2003b).

Diğer taraftan, genel çözümlerin $y \neq 1.0$ değerleri için elde edilebilmesi için, (4.178a) ve (4.178b) ile verilen genel analitik denklemlerin çözülmesi gerekmektedir (Wu, 2002). Çözümün bazı nümerik yöntemler (*Chebysev* polinomları vb.) (Abramovitz ve Stegun, 1965) yardımıyla sağlanması için söz konusu genel denklemlerde integral içerisindeki basınç yükü fonksiyonunda yer alan bazı değerlerin $[H_d, H_{f0}/(m+1)]$ önceden bilinmesi gerektiğinden, genel çözümün nümerik yöntemler kullanılarak elde edilemeyeceği görülmektedir.

4.3.4. Ardışık yaklaşımlar metodunda toplam sürtünme kaybının ve minimum çıkış akımı noktasının belirlenmesi

Ardışık yaklaşımlar metodu uzun, zahmetli ve hassas bir hesaplama tekniği (3 safhada el ile hesaplama) gerektirdiğinden, 3. safha çözümü sonunda tasarım parametrelerinin doğru biçimde belirlenmesi oldukça güç olmaktadır. Bu metoda göre, her bir hesap safhasında gerçekleştirilen çözüm bir önceki safhada elde edilen sonuçları kullandığından, hesaplama süresince karakteristik düzeltme parametreleri $[\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3]$ ile birinci ve ikinci mertebeden logaritmik toplam terimlerinin $[I_{\mu N}, J_{\mu N}]$ en hassas ve doğru biçimde belirlenmesi büyük önem taşımaktadır.

Özellikle lateral sonundaki toplam sürtünme kayıplarının (ΔH_{fN}) belirlenmesinde, sürtünme faktörü (f_n) değerinde aynı yönde hataların eklenmesi halinde, toplam hatanın önemli mertebede çıkabileceği belirtilmektedir (Vallesquino ve Luque-Escamilla 2001; Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004d).

Diğer taraftan Bölüm 4.2.7.13'ten hatırlanacağı üzere, aşağı eğimli lateral borularda minimum çıkış akımı noktası $(n_{\min})$, (4.176) ile verilen ikinci derece denklem yardımıyla hesaplanmaktadır.

$$an^2 + bn + c = 0; \quad a = \Delta_3; \quad b = (\Delta_2 + \Delta_3); \quad c = \left(\Delta_1 + \frac{\Delta_2}{2} + \frac{\Delta_3}{6} \right) \quad (n = n_{\min})$$

Denklemin reel çözümünün mevcut olabilmesi için;

$$\Delta = b^2 - 4ac \geq 0;$$

$$\Delta = \Delta_2^2 + \frac{1}{3}\Delta_3^2 - 4\Delta_1\Delta_3 \geq 0$$

şartının sağlanması gerektiği belirtilmişti.

Ancak, karakteristik düzeltme parametrelerinin $[\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3]$ değerlerine bağlı olarak, diskriminantın negatif değer alması da $(\Delta \leq 0)$ mümkün olduğundan, bu halde minimum çıkış akımı noktası için reel bir değer elde edilmesi mümkün olmamaktadır (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2003a).

4.4. Metotların Karşılaştırmalı Analizi

4.4.1. Giriş

Bölüm 4.2’de mikrosulama lateral borularının tasarımında farklı yaklaşımlara dayanılarak geliştirilen 7 adet hidrolik hesap metoduna ait çözüm teknikleri ve kullanılan denklemler ayrıntılı olarak sunulmuş; Bölüm 4.2.3’te söz konusu metotların teorileri ve hesap esasları ile ilgili olarak bazı değerlendirmelere yer verilmişti.

Bu bölümde, hidrolik hesap metotları; teori ve hesap esasları bakımından ayrıntılı olarak analiz edilmekte, farklı tasarım kombinasyonları ve eğim şartları için boyutsuz eğriler halinde karşılaştırılmaktadır.

4.4.2. Çözüm metotları, temel kabuller ve formulasyonlar

Bu bölümde, göz önüne alınan hidrolik hesap metotları; temel yaklaşımlar ve kabuller, ortaya konulan çözüm teknikleri, kullanılan formulasyonlar ve uygulamadaki farklılıkları (kinetik enerji, yersel kayıplar, akım rejimleri, damlatıcı karakteristikleri, lateral eğimi vb.) bakımından karşılaştırmalı olarak analiz edilmekte ve Tablo 4.2’de verilmektedir.

Tablo 4.2: Hidrolik hesap metotlarının karşılaştırılması

Hesap Metodu	Çözüm Metodu	Temel Kabuller ve Basitleştirmeler	Formulasyonlar	Uygulamadaki Kriterler
1. İleri-adım M. (<i>FSM</i>)	Nümerik çözüm, adım-adım hesap yöntemi.	-Yere bağlı değişken debi fonksiyonunun geçerli olduğu düzenli boru akımı, -Ayrık debili tekil damlatıcılar, -Üniform boru eğimi, -Pürüzsüz boru akımı, -Lokal kayıpların ihmalı, - Kinetik enerji ile Reynolds sayısındaki değişimlerin ve mansap uçtaki artık lateral debisinin hesaba katılması.	Damlatıcı debi-basınç yükü ilişkisi, Süreklilik denklemi, momentumun korunumu denklemi, Darcy-Weisbach formülü, enerjinin korunumu denklemi.	Tüm akım rejimleri ve damlatıcı debi üssü değerleri için.
2. Diferansiyel M. (<i>DM</i>)	İkinci mertebeden, lineer olmayan, basit diferansiyel denklemin analitik çözümü.	-Lateralin, ana borunun boylamasına yarıklardan teşekkül eden homojen bir sistemi olduğu kabulü, - Lateral boyunca sürekli ve yere bağlı değişken debi fonksiyonu, -Kinetik enerji değişiminin ihmalı, -Laminer ve tam türbülanslı akım rejimlerinin ihmal edilmesi, -Pürüzsüz boru akımı, - Üniform boru eğimi.	Damlatıcı debi-basınç yükü ilişkisi, Süreklilik denklemi, Darcy-Weisbach formülü, enerjinin korunumu denklemi.	Tüm akım rejimleri ve damlatıcı debi üssü değerleri için.
3. Runge-Kutta Nümerik M. (<i>RKM</i>)	Runge-Kutta nümerik çözümü.	-Laminer, pürüzsüz borudaki türbülanslı akım ve tam türbülanslı akım rejimleri dikkate alınarak, DM metodundaki tüm kabuller.	Lineer olmayan rasyonel fonksiyon.	Tüm akım rejimleri ve $y = 0.5$ için.
4.Basitleştirilmiş Analitik Yaklaşım (<i>SAA</i>)	Basitleştirilmiş analitik çözüm.	-Kinetik enerji değişimi, laminer ve pürüzsüz borudaki türbülanslı akım rejimleri de dikkate alınarak, DM metodundaki tüm kabuller.	DM metodundaki denklemler.	Laminer ve türbülanslı akım rejimleri ve $y = 0.5$ için.
5. Sabit Debi M. (<i>CDM</i>)	Analitik çözüm.	-Lateral boyunca sürekli ve sabit, debi fonksiyonu, -Kinetik enerji değişiminin ihmalı, -Üniform boru eğimi, -Pürüzsüz boru akımı.	Damlatıcı debi-basınç yükü ilişkisi, Süreklilik denklemi, Darcy-Weisbach formülü, enerjinin korunumu denklemi.	Tüm akım rejimleri ve $y = 1.0$ için.
6. Değişken Debi M. (<i>VDM</i>)	Güç fonksiyonu form denkleminin analitik çözümü.	- Lateral boyunca sürekli ve yere bağlı değişken debi fonksiyonu, - Kinetik enerji değişiminin ihmalı, -Üniform boru eğimi, -Pürüzsüz boru akımı.	CDM metodundaki denklemler.	Tüm akım rejimleri ve $y = 1.0$ için.
7. Ardışık Yaklaşımlar M. (<i>SAM</i>)	Teorik, ardışık yaklaşımlar şeması çözümü.	-Ayrık debili tekil damlatıcılar, -Yere bağlı değişken debi fonksiyonu, -Kısmi pürüzlü boru akımı, - Lokal kayıpların ihmalı, -kinetik enerji değişiminin hesaba katılması, -Üniform ve üniform olmayan boru eğimleri, -Birleşik lateraller için mansap uçtaki artık lateral debisinin hesaba katılması.	Damlatıcı debi-basınç yükü ilişkisi, Süreklilik denklemi, Darcy-Weisbach ve Colebrook-White formülleri, enerjinin korunumu denklemi.	Laminer ve türbülanslı akım rejimleri, tüm damlatıcı debi üssü değerleri, basit ve birleşik lateraller için.

4.4.3. Ünifömlük katsayıları ve sürtünme katsayısı

Lateral hidrolik tasarım problemlerinin çözümünde göz önüne alınan temel prensiplerden biri, giriş basınç yükü, toplam sürtünme kayıpları ve dağıtım debilerinin sistemin tamamındaki ünifömlüğünü kontrol eden ünifömlük katsayısı arasındaki hassas dengenin sağlanmasıdır.

Mikro-sulama sistemi tasarımında, lateral boru hattı boyunca damlatıcı debilerinin sınırlı değerler arasındaki değişimine bağlı olarak hesaplanabilen ünifömlük katsayısı (U_c, DU_{LQ}) değerleri, tasarımda arzu edilen ünifömlük seviyesine bağlı olarak söz konusu projenin kabul veya reddilmesinde esas teşkil etmektedir. Ünifömlük katsayısının değeri ise, lateral borunun boyutlandırılmasına (boru çapı ve uzunluğu), damlatıcı tıkanmalarına, lateral boru eğimine ve diğer tasarım parametrelerinin (giriş basınç yükü, toplam sürtünme kayıpları) değerlerine bağlı olarak değişebilmektedir. Diğer taraftan, ünifömlük katsayısının en hassas ve doğru biçimde belirlenebilmesi için, lateral boyunca tekil damlatıcılar tarafından dağıtılan her bir debi değerinin hesaba katılması gerekir.

Lateral boyunca minimum ve ortalama damlatıcı debileri arasındaki ilişkiyi ifade eden ünifömlük katsayısının belirlenmesinde, nokta kaynaklı tekil damlatıcıların kullanılmasının faydalı olduğu birçok araştırmacı tarafından belirtilmektedir (Hathoot ve diğ., 1993). Lateral boyunca dağıtım debilerinin ünifömlük seviyesi Christiansen ünifömlük katsayısı (U_c) ve lateralın son çeyreğindeki ortalama debinin lateralın tamamındaki ortalama debiye oranı olarak tanımlanan son-çeyrek dağıtım ünifömlük katsayısı (lower-quarter distribution uniformity coefficient, DU_{LQ}) ile belirlenmektedir.

Çalışmada göz önüne alınan hidrolik hesap metotlarında kullanılan ünifömlük katsayısı denklemleri Tablo 4.3'te karşılaştırmalı olarak verilmektedir. Diğer taraftan, laminar, türbülanslı ve tam türbülanslı akım rejimleri için dikkate alınan sürtünme katsayısı denklemleri Tablo 4.4'te özetlenmektedir.

Tablo 4.3: Hidrolik hesap metotlarındaki üniformluk katsayısı denklemleri

Hesap Metodu	Christiansen Üniformluk Katsayısı (<i>UC</i>)	Son Çeyrek Dağıtım Üniformluk Katsayısı (<i>DU_{LQ}</i>)
(1) İleri-adım M. (FSM)	<i>Keller and Karmelli (1974):</i> $UC = 1 - \left(\frac{1}{Nq_{av}} \right) \sum_{n=1}^{n=N} q_n - q_{av} $	$DU_{LQ} = \frac{4 \left(\sum_{n=3N/4}^{n=N} q_n \right)}{(Nq_{av})}$
(2) Diferansiyel M. (DM)	<i>Yitayew and Warrick (1988):</i> $UC = 1 - \left(\frac{1}{Lq_{av}} \right) \int_0^L q - q_{av} dx$ $= 1 - \left(\frac{2}{X_0} \right) (X_0 - X_{div} - X_0 V_{div})$	$DU_{LQ} = 4 \times V_{LQ}$
(3) Runge- Kutta Nümerik M. (RKM)	<i>Miller (1981):</i> $UC = \frac{(K_1 + K_3 X_0 + K_5 X_0^2)}{(1 + K_2 X_0 + K_4 X_0^3 + K_6 X_0^4)}$	<i>Warrick (1983):</i> $DU_{LQ} = 1 / 0.67 (UC - 0.33)$ (üniform debi dağılımı için) $DU_{LQ} = 1 / 0.63 (UC - 0.37)$ (normal debi dağılımı için)
(4) Sabit Debi M. (CDM)	<i>Valiantzas (1998):</i> $UC = 1 - 0.798 \frac{y}{H_s} \left(\frac{H_{f0}^2}{(2m+3)(m+2)^2} + \frac{(s_0 L)^2}{12} - \frac{H_{f0} s_0 L}{(m+2)(m+3)} \right)^{0.5}$	
(5) Değişken Debi M. (VDM)	<i>Valiantzas (1998):</i> [$M = m_\alpha = \alpha \times m$] $UC = 1 - 0.798 \frac{y}{H_s} \left(\frac{H_{f0}^2}{(2M+3)(M+2)^2} + \frac{(s_0 L)^2}{12} - \frac{H_{f0} s_0 L}{(M+2)(M+3)} \right)^{0.5}$	

Tablo 4.4: Hidrolik hesap metotlarında farklı akım rejimleri için sürtünme katsayısı formülleri

Hesap Metodu	Sürtünme Katsayısı Formülü (f_n)		
	Laminer Akım ($R_n < 2000$)	Türbülanslı Akım ($3000 < R_n \leq 10^5$)	Tam Türbülanslı Akım ($10^5 < R_n < 10^7$)
(1) İleri-adım M. (FSM)		Blasius Formülü:	<i>Watters and Keller (1978):</i>
(2) Diferansiyel M. (DM)	$f_n = \frac{64}{R_n}$	$f_n = 0.316 R_n^{-0.25}$	$f_n = 0.130 R_n^{-0.172}$
(3) Runge-Kutta Nümerik M. (RKM)	$f_0 = 64 \left(\frac{\nu}{D} \right)$	$f_0 = 0.316 \left(\frac{\nu}{D} \right)^{0.25}$	$f_0 = 0.130 \left(\frac{\nu}{D} \right)^{0.172}$
(4) Basitleştirilmiş Analitik Yaklaşım (SAA)			
(5) Sabit Debi M. (CDM)	$[m = 1.0]$	$[m = 1.75]$	$[m = 1.828]$
(6) Değişken Debi M. (VDM)			
(7) Ardışık Yaklaşımlar M. (SAM)		Colebrook-White Denklemi: [Zigrang and Sylvester, 1982]	
	$f_n = \frac{64}{R_n}$	$\frac{1}{f_n} = -2 \log_{10} \left(\frac{\varepsilon/D}{3.7} + \frac{2.51}{R_n \sqrt{f_n}} \right)$	

4.5. Uygulamalar ve Sonuçların Karşılaştırılması

4.5.1. Genel

Lateral tasarımı problemleri, başlangıçta bilinen tasarım değişkenlerine [damlatıcıya ait debi-basınç yükü ilişkisi ($q_{av} = cH_{av}^y$), damlatıcı sayısı (N), lateral giriş debisi (Q_{in}), damlatıcı ara mesafesi (s), lateral boru iç çapı veya uzunluğu (D ve/veya L), üniform lateral eğimi (s_0), suyun kinematik viskozitesi ($\nu = 1.01 \times 10^{-6} m^2 s^{-1}$) ve yerçekimi ivmesi (g)] bağlı olarak genellikle şu 3 grupta değerlendirilebilir.

1. Bilinmeyen tasarım parametreleri: **Lateral giriş basınç yükü** (H_{in}), üniformluk katsayıları (U_c, DU_{LQ}), toplam sürtünme kaybı (H_f) veya artık lateral debisinin mertebesi (Q_r).

2. Bilinmeyen tasarım parametreleri: **Lateral boru uzunluğu** (L), Lateral giriş basınç yükü (H_{in}), üniformluk katsayıları (U_c, DU_{LQ}), toplam sürtünme kaybı (H_f).

3. Bilinmeyen tasarım parametreleri: **Lateral boru iç çapı** (D), Lateral giriş basınç yükü (H_{in}), üniformluk katsayıları (U_c, DU_{LQ}), toplam sürtünme kaybı (H_f).

Bu bölümde, yukarıda özetlenen farklı tipteki lateral tasarım problemleri için 3 farklı uygulama seçilmektedir. Göz önüne alınan hidrolik hesap metotlarına göre söz konusu tasarım uygulamalarının çözümleri yapılarak, farklı damlatıcı karakteristikleri ($y = 0.2, 0.5, 0.54, 1.0$) ve farklı eğim şartları ($s_0 = 0.0, -0.02, -0.05$) için, elde edilen sonuçlar boyutsuz eğriler halinde karşılaştırılmaktadır (Bkz. Ek A.1).

4.5.2. Giriş basınç yükü için uygulama ve karşılaştırmalar

**Problemin verileri:*

Ortalama damlatıcı debisi, $q_{av} = 2lh^{-1} \cong 5.555 \times 10^{-7} m^3 s^{-1}$; ortalama basınç yükü, $H_{av} = 7.2m$; damlatıcı ara mesafesi, $s = 1.0m$; lateral boru iç çapı ve uzunluğu, $D = 14mm$, $L = 150m$; suyun kinematik viskozitesi $\nu = 1.01 \times 10^{-6} m^2 s^{-1}$; damlatıcı debi üssü, $y = 0.2, 0.5, 0.54$ ve 1.0 ; üniform lateral eğimi, $s_0 = 0.0, -0.02, -0.05$ (yukarı eğim).

**Bilinmeyen parametreler:*

7 adet hidrolik hesap metoduna göre, projelendirme aralığı içerisinde rölatif giriş basınç yükü $[H_{in}/H_{av}]$ değerlerine bağlı olarak rölatif enerji kaybı $[H_f/H_{in}]$, Christiansen üniformluk katsayısı $[U_c]$ ve rölatif artık debi $[Q_r/Q_{in}]$ değerlerindeki değişimin grafiksel olarak elde edilmesi ve sonuçların tablo halinde karşılaştırılması.

**Sonuçlar ve Karşılaştırmalar:*

İleri adım metoduna (**FSM**) göre çözümde yukarıdaki veriler göz önüne alınarak, hazırlanan bilgisayar programı (**LATCAD**) yardımıyla öncelikle giriş basınç yükünün değeri projelendirme aralığı içerisinde başlangıç ve sınır şartlarına bağlı olarak

tain edilmiş, lateral boyunca damlatıcıların ayırdığı her bir lateral bölümündeki sürekli yük kaybı (enerji çizgisi) ile lateral ve damlatıcı debisi değerleri menbadan mansap istikametine doğru adım adım hesaplanmıştır. Bilgisayar destekli çözümde tüm hesaplamalar için harcanan süre 5 sn'nin altındadır.

Diferansiyel metot (**DM**) ve basitleştirilmiş analitik yaklaşımda (**SAA**), genel çözümü sağlayan analitik denklem bünyesindeki integrasyon sabiti (C) değerinin belirlenebilmesi için *Mathematica-Kernel 4.0* programı kullanılmış, programdan elde edilen sonuçlar farklı tasarım kombinasyonu ve eğim değerleri için Tablo 4.5'te verilmiştir. Programda, C değerleri deneme-yanılma yöntemi (*trial-and-error procedure*) ile hassas bir şekilde belirlenmiş olup, tüm hesaplamalar için geçen süre birkaç dakika ile sınırlıdır. Programdan elde edilen değerlerin Warrick ve Yitayew (1988) tarafından verilen değerlerle uyum içinde olduğu görülmüştür.

Tablo 4.5: Diferansiyel metoda göre: giriş basınç yükünün belirlenmesi için farklı damlatıcı üssü ve eğim değerleri için boyutsuz X_0 parametresine bağlı olarak integral sabitleri

y	$X_0 = \frac{L}{x_0}$	İntegral Sabiti (C)				
		$s_0 = 0.00$	$s_0 = 0.02$	$s_0 = 0.05$	$s_0 = -0.02$	$s_0 = -0.05$
0.2	0.954	1.214	1.190	1.154	1.225	1.242
0.5	0.911	1.190	1.160	1.115	1.200	1.223
0.54	0.904	1.196	1.166	1.118	1.210	1.230
1.0	0.869	1.152	1.112	1.053	1.170	1.197

Ardışık yaklaşımlar metodu (**SAM**), el ile hesaplama tekniğine dayandığından, tüm hesaplamalar için yaklaşık 7 sa'lık bir süre gerekmektedir. Runge-Kutta nümerik metodu (**RKM**), sabit debi metodu (**CDM**) ve değişken debi metoduna (**VDM**) göre çözüm için *Excel-Equation Solver* programı kullanılmıştır.

Bilinmeyen tasarım parametreleri, damlatıcı debi üssü, $y = 1.0^{\S}$ ve verilen eğim değerleri ($s_0 = 0.0, -0.02, -0.05$) için 5 metot (**FSM**, **DM**, **CDM**, **VDM**, **SAM**) esas alınarak hesaplanmış, elde edilen sonuçlar Şekil A.1’de boyutsuz grafiklerle gösterilmiştir (**RKM** ve **SAA** metotlarının çözümü $y = 0.5$ ile sınırlı olduğundan, $y = 1.0$ için yapılan bu karşılaştırmada söz konusu metotlar yer almamaktadır). Şekil A.1’de, rölatif giriş basınç yükü (H_{in}/H_{av}) değerleri yatay eksen, buna tekabül eden rölatif enerji kaybı (H_f/H_{in}), Christiansen üniformaluk katsayısı (U_c) ve rölatif artık lateral debisi (Q_r/Q_{in}) değerleri düşey eksen, gösterilmektedir.

Şekil A.1’den görüleceği üzere $y = 1.0$ için yapılan çözümlemede, 5 metot arasında **FSM** metodundan elde edilen sonuçlar diğer 4 metodun (**DM**, **CDM**, **VDM**, **SAM**) sonuçlarından şu yönüyle farklıdır. **FSM** metodunda, rölatif enerji kaybı (H_f/H_{in}), Christiansen üniformaluk katsayısı (U_c) ve rölatif artık lateral debisi (Q_r/Q_{in}) değerleri, rölatif giriş basınç yükünün (H_{in}/H_{av}) projelendirme aralığı içerisinde verilen değerleri ile değişirken, diğer 4 metot (**DM**, **CDM**, **VDM**, **SAM**) söz konusu tasarım parametreleri [(H_{in}/H_{av}) , (H_f/H_{in}) , (U_c)] için sabit değerler vermektedir. Diğer taraftan Şekil A.1(a)’dan görüleceği üzere, artık lateral debisinin (Q_r/Q_{in}) rölatif giriş basınç yükü (H_{in}/H_{av}) ile değişimi de ancak **FSM** metodu ile elde edilebilmektedir.

FSM metodunda verilen eğim şartları için rölatif giriş basınç yükünün projelendirme aralığı [$A \leq (H_{in}/H_{av}) \leq B$] içerisindeki değerleri başlangıç ve sınır şartlarına uygun olarak belirlenmiştir. Şekil A.1(c)’de gösterildiği gibi, en uygun giriş basınç yükü değerinin tayininde, $s_0 = 0.0$ eğim durumu için [$A = 1.0 \leq (H_{in}/H_{av}) \leq B = 1.19$], $s_0 = -0.02$ için [$A = 1.0 \leq (H_{in}/H_{av}) \leq B = 1.39$] ve $s_0 = -0.05$ için [$A = 1.36 \leq (H_{in}/H_{av}) \leq B = 1.68$] projelendirme aralıkları belirlenmiştir.

Uygulamalar sonucunda, farklı eğim şartları ve damlatıcı debi üssü değerleri için gerekli projelendirme aralığı değerlerinin, $y = 1.0$ için hesaplanan değerlere yakın olduğu görülmüştür. Karşılaştırma testi sonucunda, tüm tasarım kombinasyonları ve eğim şartlarında **FSM** metodu için şu genel sonuç elde edilmektedir. Giriş basınç yükü oranının değeri A’dan B’ye doğru arttıkça [$A \leq (H_{in}/H_{av}) \leq B$], toplam sürtünme

[§] **CDM** ve **VDM** metotlarında debi üssü değeri ($y = 1.0$) için Bölüm 4.3.3’e bakınız.

kaybı ve artık lateral debisi değerleri gittikçe azalmakta buna mukabil su uygulama üniformluk katsayısının değeri gittikçe artmaktadır.

Şekil A.1(a)'dan, rölatif artık lateral debisi (Q_r / Q_{in}); $s_0 = 0.0$ eğim şartı için $[A = 1.0 \leq (H_{in} / H_{av}) \leq B = 1.19]$ projelendirme aralığında 0.2'den başlayıp 0'a doğru azalan; $s_0 = -0.02$ eğim şartı için $[A = 1.0 \leq (H_{in} / H_{av}) \leq B = 1.39]$ projelendirme aralığında 0.44'den 0'a doğru azalan ve $s_0 = -0.05$ eğim şartı için $(A = 1.36 \leq H_{in} / H_{av} \leq B = 1.68)$ projelendirme aralığında 0.36'dan 0'a doğru azalan değerler almaktadır. Benzer halde Şekil A.1(b)'den, Christiansen üniformluk katsayısı (U_C), $s_0 = 0.0$ eğim şartı için $[A = 1.0 \leq (H_{in} / H_{av}) \leq B = 1.19]$ projelendirme aralığında 0.80'den 0.94'e doğru artan; $s_0 = -0.02$ eğim şartı için $[A = 1.0 \leq (H_{in} / H_{av}) \leq B = 1.39]$ projelendirme aralığında 0.56'dan 0.84'e doğru artan ve $s_0 = -0.05$ eğim şartı için $(A = 1.36 \leq H_{in} / H_{av} \leq B = 1.68)$ projelendirme aralığında 0.56'dan 0.69'a doğru artan değerler almaktadır. Şekil A.1(c)'den, rölatif enerji kaybı (H_f / H_{in}), $s_0 = 0.0$ eğim şartı için $[A = 1.0 \leq (H_{in} / H_{av}) \leq B = 1.19]$ projelendirme aralığında 0.34'den 0.22'ye doğru azalan; $s_0 = -0.02$ eğim şartı için $[A = 1.0 \leq (H_{in} / H_{av}) \leq B = 1.39]$ projelendirme aralığında 0.38'den 0.17'ye doğru azalan ve $s_0 = -0.05$ eğim şartı için $(A = 1.36 \leq H_{in} / H_{av} \leq B = 1.68)$ projelendirme aralığında 0.24'den 0.12'ye doğru azalan değerler almaktadır. Buna göre tüm tasarım kombinasyonları için projelendirme aralığı içerisinde en uygun giriş basınç yükünün değeri, artık lateral debisi ve toplam sürtünme kayıplarının minimum; buna mukabil üniformluk katsayısının maksimum olduğu ($H_{in} / H_{av} = B$) sınır değerinde elde edilebilmektedir.

Şekil A.1(b) ve A.1(c)'den görüleceği üzere $s_0 = 0.0$ eğim durumu için, (H_{in} / H_{av}) , (H_f / H_{in}) , (U_C) tasarım parametrelerinin belirlenmesinde, **FSM**, **DM**, **CDM** ve **VDM** metotları birbirine yakın sonuçlar verirken, **SAM** metodu bunlardan çok farklı sonuçlar vermektedir.

Detaylı bir analiz için, 7 hesap metodundan elde edilen sonuçlar farklı debi üssü değerleri ($y = 0.2, 0.5, 0.54$ ve 1.0) ve eğim şartları ($s_0 = 0.0, -0.02, -0.05$) için Tablo 4.6'da karşılaştırmalı olarak verilmektedir. Tabloda, bazı metotlar için debi üssü değerindeki (y) sınırlamalar göz önünde bulundurularak, $y = 0.2$ ve 0.54 değerleri için **FSM**, **DM** ve **SAM** metotları; $y = 0.5$ için **FSM**, **DM**, **RKM**, **SAA** ve **SAM**

metotları; $y = 1.0$ için **FSM**, **DM**, **CDM**, **VDM** ve **SAM** metotlarından elde edilen sonuçlar karşılaştırılmaktadır.

Tablo 4.6'dan $y = 1.0$ ve $s_0 = 0$ şartları için, giriş basınç yükünün (H_{in}) belirlenmesinde, **FSM**, **DM**, **CDM** ve **VDM** metotları benzer sonuçlar verirken (sırasıyla, 8.568 m, 8.575 m, 8.647 m ve 8.575 m), **SAM** metodu en yüksek değeri (9.569 m) vermektedir.

FSM metodu için verilen 8.568 m değeri **LATCAD** programı ile sınır şartlarını optimum düzeyde sağlayacak biçimde deneme-yanılma yöntemi ile belirlenmiştir. Örneğin, rölatif giriş basınç yükü için belirlenen $H_{in}/H_{av} = 1.19$ değeri için mansap uçtaki rölatif artık debi 0'a oldukça yakın çok küçük bir değer ($\varepsilon = Q_r/Q_{in} \cong 0.0006$) almaktadır. Şayet $H_{in}/H_{av} = 1.19$ yerine $H_{in}/H_{av} = 1.2$ değerinin seçilmesi halinde, artık lateral debisi için negatif bir değer ($\varepsilon = Q_r/Q_{in} \cong -0.003$) elde edilmektedir. Bu durumda, lateralin mansap uç noktasından menba istikametine doğru bir geri akım oluşacağı göz önüne alınırsa, projelendirmeye esas teşkil eden hidrolik kriterler içerisinde lateral mansap bölümü için verilen çok önemli bir sınır şartının sağlanamadığı görülmektedir.

Benzer şekilde, Tablo 4.6'dan $y = 1.0$ ve $s_0 = 0$ şartları için, lateral boyunca toplam sürtünme kaybının (H_f) belirlenmesinde, **FSM**, **DM**, **CDM** ve **VDM** metotları birbirine yakın sonuçlar verirken (sırasıyla, 1.876 m, 1.861 m, 1.972 m ve 1.844 m), **SAM** metodu en yüksek değeri (2.268 m) vermektedir.

Ardışık yaklaşımlar metodunun (**SAM**) giriş basınç yükü (H_{in}) ve toplam sürtünme kaybı (H_f) için diğer metotlara göre daha yüksek sonuçlar vermesi, uzun zaman alan 3 safhalı elle çözüm tekniğinin karakteristik düzeltme parametreleri ile birinci ve ikinci mertebeden toplam terimlerini içermesinden kaynaklanmaktadır. Diğer taraftan **SAM** metodu ile, toplam sürtünme kaybının (ΔH_{fN}) belirlenmesinde laminar ve türbülanslı akım rejimleri için (4.147) ve (4.150) ile verilen sürtünme kaybı denklemleri, (4.175) ile verilen enerji denkleminde önemli mertebede farklı sonuçlar vermektedir. Yukarıda izah edildiği gibi, her iki denklem takımının sonuçları arasındaki farkın önemli mertebede olması, (4.147) ve (4.150) ile verilen sürtünme kaybı denklemlerinin toplam terimlerini ihtiva etmesi nedeniyle, sürtünme

faktörü (f_n) değerinde aynı yönde muhtemel hataların eklenmesinden kaynaklanmaktadır.

Tablo 4.6'dan, $y = 1.0$ ve $s_0 = 0$ şartları için, rölatif sürtünme kaybı (H_f / H_{in}) belirlenmesinde, (4.147) ve (4.150) ile verilen sürtünme kaybı denklemleri 0.237 değerini verirken, (4.175) ile verilen enerji denklemi 0.247 değerini vermektedir ki aradaki fark %4.4 mertebesindedir. Farklı tasarım kombinasyonları için her iki denklem takımından elde edilen sonuçların karşılaştırılması sonucunda, aradaki farkın %3.5 ile %15 arasında değişen mertebelerde olduğu belirlenmiştir.

Tablo 4.6'dan, $y = 1.0$ ve $s_0 = 0$ şartları için, Christiansen üniformluk katsayısının (U_c) belirlenmesinde, **FSM**, **DM**, **CDM** ve **VDM** metotları sırasıyla, 0.936, 0.943, 0.937 ve 0.942 değerlerini verirken, **SAM** metodu en düşük değeri (0.925) vermektedir. Buna mukabil U_c üniformluk katsayısının belirlenmesinde, diferansiyel metot (**DM**) tüm tasarım kombinasyonları ve eğim şartlarında diğer metotlara göre en yüksek değerleri vermektedir.

Tablo 4.6'dan, son çeyrek dağıtım üniformluk katsayısı (DU_{LQ}) değerlerinin belirlenmesinde, **CDM**, **VDM** ve **SAM** metotları için, Tablo 4.3'te üniform debi dağılımı için verilen basit dönüşüm formülü (Warrick, 1983) kullanılmıştır. Diğer taraftan **SAM** metodunda U_c 'nin belirlenmesi için, tüm damlatıcı debilerinin hesaba katıldığı, **FSM** metodu için Tablo 4.3'te verilen denklem kullanılmıştır.

Tablo 4.6'dan, damlatıcı debi üssü değerinin 1.0 ($y = 1.0$) olması halinde ve tüm eğim şartlarında, sabit debi metodu (**CDM**) ve değişken debi metodundan (**VDM**) elde edilen sonuçların, ileri adım metodu (**FSM**) ve diferansiyel metottan (**DM**) elde edilen sonuçlarla uyum içinde olduğu görülmüştür.

Tablo 4.6: Hidrolik hesap metotlarında tasarım parametrelerinin farklı damlatıcı üsleri ve eğim şartlarında karşılaştırılması (*bkz. giriş basınç yükünün belirlenmesi*)

Hesap Metodu	y	Boru Eğimi (s_0)								
		$s_0 = 0.00$			$s_0 = -0.02$			$s_0 = -0.05$		
		(1)	(2)	(3)	(1)	(2)	(3)	(1)	(2)	(3)
		$\frac{H_{in}}{H_{av}}$	$\frac{H_f}{H_{in}}$	UC DU _{LQ}	$\frac{H_{in}}{H_{av}}$	$\frac{H_f}{H_{in}}$	UC DU _{LQ}	$\frac{H_{in}}{H_{av}}$	$\frac{H_f}{H_{in}}$	UC DU _{LQ}
⁽¹⁾ İleri-adım M. (FSM)	0.2	1.230	0.221	0.988 0.998	1.450	0.182	0.968 0.967	1.790	0.141	0.937 0.913
	0.5	1.209	0.221	0.969 0.979	1.418	0.179	0.920 0.891	1.738	0.133	0.843 0.754
	0.54	1.206	0.220	0.967 0.976	1.406	0.178	0.913 0.887	1.725	0.132	0.831 0.749
	1.0	1.190	0.219	0.936 0.937	1.390	0.168	0.843 0.795	1.680	0.117	0.696 0.565
⁽²⁾ Diferansiyel M. (DM)	0.2	1.201	0.226	0.992 0.988	1.194	0.215	0.995 0.993	1.182	0.198	0.990 0.985
	0.5	1.198	0.222	0.973 0.96	1.189	0.212	0.985 0.978	1.178	0.195	0.968 0.952
	0.54	1.196	0.221	0.971 0.957	1.188	0.209	0.984 0.976	1.176	0.193	0.965 0.948
	1.0	1.191	0.217	0.943 0.915	1.184	0.206	0.968 0.952	1.174	0.189	0.923 0.885
⁽³⁾ Runge-Kutta Nümerik M. (RKM)	0.5	1.303		0.963 0.945						
⁽⁴⁾ Basitleştirilmiş Analitik Yaklaşım (SAA)	0.5	1.199	0.224		1.191	0.213		1.180	0.196	
⁽⁵⁾ Sabit Debi M. (CDM)	1.0	1.201	0.228	0.937 0.906	1.409	0.195	0.844 0.767	1.722	0.159	0.700 0.552
⁽⁶⁾ Değişken Debi M. (VDM)	1.0	1.191	0.215	0.942 0.913	1.398	0.182	0.849 0.775	1.718	0.155	0.703 0.557
⁽⁷⁾ Ardışık Yaklaşımlar M. (SAM)	0.2	1.342	0.215	0.985 0.978	1.739	0.172	0.951 0.927	2.385	0.133	0.908 0.863
	0.5	1.317	0.228	0.965 0.948	1.770	0.194	0.861 0.793	2.465	0.168	0.734 0.603
	0.54	1.309	0.224	0.961 0.942	1.759	0.190	0.857 0.787	2.452	0.161	0.718 0.579
	1.0	1.329	0.237	0.925 0.888	1.824	0.234	0.701 0.554	2.602	0.243	0.636 0.457

4.5.3. Lateral boru uzunluğu için uygulama ve karşılaştırmalar

**Problemin verileri:*

Ortalama damlatıcı debisi, $q_{av} = 4lh^{-1} \cong 1.111 \times 10^{-6} m^3 s^{-1}$; ortalama basınç yükü, $H_{av} = 9.631m$; damlatıcı ara mesafesi, $s = 1.0m$; lateral boru iç çapı, $D = 14mm$, suyun kinematik viskozitesi $\nu = 1.01 \times 10^{-6} m^2 s^{-1}$; damlatıcı debi üssü, $y = 0.2, 0.5$ ve 1.0 ; üniform lateral eğimi, $s_0 = 0$ (yatay boru).

**Bilinmeyen parametreler:*

7 adet hidrolik hesap metoduna göre,

1. $s_0 = 0$, $y = 1.0$ ve $U_c = 0.80$ değerlerini göz önüne alarak; (a) lateral uzunluğu (L); (b) giriş basınç yükü (H_{in}), (c) toplam sürtünme kaybı (H_f) ve (d) Christiansen üniformluk katsayısı (U_c) değerlerinin belirlenmesi;
2. $s_0 = 0$, $y = 0.2, 0.5, 1.0$ ve lateral uzunluğunun $L = 25$ m ile 250 m arasında değişen değerleri için; (a) rölatif giriş basınç yükü [H_{in} / H_{av}], (b) rölatif sürtünme kaybı [H_f / H_{in}] ve (c) Christiansen üniformluk katsayısı (U_c) değerlerindeki değişimin grafiksel olarak elde edilmesi.

**Sonuçlar ve Karşılaştırmalar:*

Göz önüne alınan hidrolik hesap metodlarına göre bilinmeyen tasarım parametreleri $L = 25$ m, 50 m, 75 m, 100 m, 125 m, 150 m, 175 m, 200 m, 225 m ve 250 m değerleri için hesaplanmış; $y = 0.2, 0.5$ ve 1.0 değerleri için Şekil 4.2, 4.3 ve 4.4'te boyutsuz eğriler halinde karşılaştırılmıştır. Diferansiyel metot (**DM**) için *Mathematica-Kernel 4.0* programı yardımıyla hesaplanan integrasyon sabitleri Tablo 4.7'de verilmektedir. Söz konusu şekillerde, bazı metotlar için debi üssü değerindeki (y) sınırlamalar göz önünde bulundurularak, $y = 0.2$ için **FSM**, **DM** ve **SAM** metotları; $y = 0.5$ için **FSM**, **DM**, **RKM**, **SAA** ve **SAM** metotları; $y = 1.0$ için **FSM**, **DM**, **CDM**, **VDM** ve **SAM** metotlarından elde edilen sonuçlar karşılaştırılmaktadır.

Şekil A.2, A.3 ve A.4'te verilen tasarım eğrilerinden görüldüğü gibi, tüm tasarım kombinasyonları için şu genel sonuca varılmaktadır. Lateral uzunluğu (L) değeri arttıkça, giriş basınç yükü (H_{in}) ve toplam sürtünme kaybının (H_f) değeri artmakta, buna mukabil üniformluk katsayısının (U_c) değeri azalmaktadır.

Şekil A.4'den, $y = 1.0$ için $(H_{in}/H_{av}), (H_f/H_{in}), (U_c)$ tasarım parametrelerinin belirlenmesinde, **FSM**, **DM** ve **VDM** metotları birbirine yakın sonuçlar verirken, **CDM** ve **SAM** metotları diğer 3 metoda göre farklı sonuçlar vermektedir. Şekil A.4(a)'dan görüleceği üzere, $y = 1.0$ ve projelendirmede öngörülen üniformaluk katsayısı değerine [$U_c = 0.80$] bağlı olarak lateral boru uzunluğu için; **FSM**, **DM** ve **VDM** metotları küçük bir sapma ile beraber aynı değeri ($L = 175$ m) verirken, **CDM** ve **SAM** metotları sırasıyla $L = 162$ m ve $L = 167$ m değerlerini vermektedir.

Tablo 4.7: Diferansiyel metoda göre: lateral uzunluğunun belirlenmesinde, $y = 0.2, 0.5, 1.0$ ve $S_0 = 0$ için boyutsuz X_0 parametresine bağlı olarak integral sabitleri

y	L (m)	25	50	75	100	125	150	175	200	225	250
0.2	X_0	0.489	0.672	0.809	0.924	1.023	1.112	1.194	1.269	1.339	1.406
	C	72.75	10.715	3.437	1.499	0.765	0.427	0.250	0.152	0.093	0.057
0.5	X_0	0.239	0.452	0.655	0.853	1.047	1.237	1.425	1.611	1.794	1.976
	C	72.70	10.65	3.411	1.474	0.742	0.408	0.236	0.140	0.085	0.052
1.0	X_0	0.117	0.304	0.531	0.788	1.071	1.376	1.701	2.044	2.403	2.778
	C	72.74	10.643	3.367	1.435	0.709	0.382	0.216	0.126	0.076	0.046

Şekil A.2, A.3 ve A.4'te verilen tasarım eğrilerinden U_c üniformaluk katsayısının için, geniş bir projelendirme aralığında diferansiyel metodun (**DM**) diğer metotlara göre en yüksek değerleri verdiği görülmektedir. **DM** için Şekil A.2(a)'dan ($y = 0.2$), $0.90 \leq U_c \leq 1.0$; Şekil A.3(a)'dan ($y = 0.5$), $0.77 \leq U_c \leq 1.0$ ve Şekil A.4(a)'dan ($y = 1.0$), $0.60 \leq U_c \leq 1.0$ değer aralıkları elde edilmiştir.

Şekil A.2(a) ve Şekil A.3(a)'dan, U_c üniformaluk katsayısının başlangıçtaki geniş bir aralığında; $y = 0.2$ için $0.92 \leq U_c \leq 1.0$ ($25m \leq L \leq 225m$) aralığında **FSM** ve **SAM** metotlarının; $y = 0.5$ için $0.84 \leq U_c \leq 1.0$ ($25m \leq L \leq 200m$) aralığında **FSM**, **RKM**, **SAA** ve **SAM** metotlarının verdiği sonuçların **DM** metodundan elde edilen sonuçlardan saptığı, sadece sınırlı bir aralıktaki lateral uzunluğu değerleri için

($200m, 225m \leq L \leq 250m$), söz konusu metotların **DM** metodu ile uyumlu sonuçlar verdiği görülmektedir.

Şekil A.4(a)'dan ($y = 1.0$), sabit debi metodunda (**CDM**), lateral uzunluğunun $25m \leq L \leq 125m$ ile verilen sınırlı bir projelendirme aralığı için U_c üniformluk katsayısının yüksek değerler ($U_c \geq 0.90$) verdiği görülmektedir. U_c üniformluk katsayısının 0.90 değerinin altındaki ($U_c \leq 0.90$) lateral uzunluğu değerleri ($125m \leq L \leq 250m$) için, **CDM** ve **SAM** metotları, **FSM**, **DM**, ve **VDM** metotlarından farklı sonuçlar vermektedir. $U_c \leq 0.84$ projelendirme aralığında, lateral uzunluğu için **CDM** metodu en küçük değerleri verirken, **SAM** metodu, **CDM** ile **FSM**, **DM** ve **VDM** metotlarının arasında değerler vermektedir.

Rölatif giriş basınç yükünün (H_{in} / H_{av}) farklı lateral uzunlukları (L) ile değişimi, $y = 0.2$ için Şekil A.2(c)'de, $y = 0.5$ için Şekil 4.3(c)'de ve $y = 1.0$ için Şekil A.4(c)'de gösterilmektedir. Şekil A.4(c)'den görüldüğü gibi, (H_{in} / H_{av}) için **CDM** metodu ($25m \leq L \leq 125m$) aralığında **FSM**, **DM**, **VDM** metotları ile uyumlu sonuçlar ($H_{in} / H_{av} \leq 1.3$) verirken, diğer lateral uzunluğu değerleri için ($125m \leq L \leq 250m$) söz konusu 3 metottan farklı sonuçlar ($1.3 \leq H_{in} / H_{av} \leq 3.2$) vermektedir.

Şekil A.2(c), A.3(c) ve A.4(c)'nin karşılaştırılmasından, $25m \leq L \leq 250m$ aralığındaki lateral uzunluklarına karşı gelen giriş basınç yükünün belirlenmesinde **SAM** metodunun diğer metotlara göre daha yüksek değerler verdiği görülmektedir. **SAM** metodu (H_{in} / H_{av}) için, Şekil A.2(c)'den $1.1 \leq H_{in} / H_{av} \leq 3.4$; Şekil A.3(c)'den $1.1 \leq H_{in} / H_{av} \leq 3.5$ ve Şekil A.4(c)'den $1.15 \leq H_{in} / H_{av} \leq 3.0$ aralığında değişen değerler almaktadır.

Şekil A.4(c)'den giriş basınç yükü (H_{in}) değeri için, Şekil A.4(a)'da belirlenen lateral uzunluğu değerlerine bağlı olarak, **FSM** metodu $L = 175$ m için $H_{in} = 15.93$ m; **DM** metodu $L = 175$ m için $H_{in} = 15.91$ m; **VDM** metodu $L = 175$ m için $H_{in} = 15.74$ m; ve **CDM** metodu $L = 162$ m için $H_{in} = 16.15$ m değerlerini verirken, **SAM** metodu $L = 167$ m için, en yüksek değeri ($H_{in} = 17.35$ m) vermektedir.

Benzer halde, rölatif sürtünme kaybının (H_f / H_{in}) farklı lateral uzunlukları (L) ile değişimi, $y = 0.2$ için Şekil A.2(b)'de, $y = 0.5$ için Şekil A.3(b)'de ve $y = 1.0$ için Şekil A.4(b)'de gösterilmektedir. (H_f / H_{in}) değerleri için Şekil A.2(b) ve A.3(b)'nin

karşılaştırılmasından; $y = 0.2$ için **FSM**, **DM** ve **SAM** metotlarının, $y = 0.5$ için **FSM**, **DM**, **SAA**, **RKM** ve **SAM** metotlarından elde edilen sonuçların uyum içinde olduğu görülmüştür.

Şekil A.4(b)'den görüldüğü gibi, rölatif enerji kaybının $125m \leq L \leq 250m$ ile verilen değer aralığındaki başlangıçtaki önemli bir bölümü için ($H_f / H_{in} \geq 0.30$); **CDM** ve **SAM** metotlarından elde edilen sonuçlar, **FSM**, **DM** ve **VDM** metotlarının verdiği sonuçlardan sapmaktadır.

Şekil A.4(b)'den, toplam sürtünme kaybı değeri için, Şekil A.4(a) ile belirlenen lateral uzunluğu ve Şekil A.4(c) ile belirlenen giriş basınç yükü değerlerine bağlı olarak, **FSM** metodu $L = 175$ m ve $H_{in} = 15.93$ m için $H_f = 8.315$ m; **DM** metodu $L = 175$ m ve $H_{in} = 15.91$ m için $H_f = 8.315$ m; **VDM** metodu $L = 175$ m ve $H_{in} = 15.74$ m için $H_f = 8.512$ m; ve **CDM** metodu $L = 162$ m ve $H_{in} = 16.15$ m için $H_f = 8.246$ m değerlerini verirken, **SAM** metodu $L = 167$ m ve $H_{in} = 17.35$ m için en yüksek değeri, $H_f = 9.436$ m vermektedir.

Diğer taraftan Şekil A.3(b) ve A.3(c)'den görüldüğü gibi, $y = 0.5$ için giriş basınç yükü ve toplam sürtünme kaybı değerlerinin belirlenmesinde, benzer analitik denklemlere dayanan basitleştirilmiş analitik yaklaşım (**SAA**) ve diferansiyel metottan (**DM**) elde edilen sonuçların uyum içinde olduğu görülmüştür.

4.5.4. Lateral boru çapı için uygulama ve karşılaştırmalar

**Problemin verileri:*

Ortalama damlatıcı debisi, $q_{av} = 4lh^{-1} \cong 1.111 \times 10^{-6} m^3 s^{-1}$; ortalama basınç yükü, $H_{av} = 9.631m$; damlatıcı ara mesafesi, $s = 1.0m$; lateral boru uzunluğu, $L = 150m$, suyun kinematik viskozitesi $\nu = 1.01 \times 10^{-6} m^2 s^{-1}$; damlatıcı debi üssü, $y = 0.2, 0.5$ ve 1.0 ; üniform lateral eğimi, $s_0 = 0$ (yatay boru) .

**Bilinmeyen parametreler:*

7 adet hidrolik hesap metoduna göre,

1. $s_0 = 0$, $y = 1.0$ ve $U_c = 0.90$ değerlerini göz önüne alarak; (a) lateral boru iç çapı (**D**); (b) giriş basınç yükü (H_{in}), (c) toplam sürtünme kaybı (H_f) ve (d) Christiansen üniformluk katsayısı değerlerinin (U_c) belirlenmesi;

2. $s_0 = 0$, $y = 0.2, 0.5, 1.0$ ve lateral iç çapının $D = 10$ mm ile 21 mm arasında değişen değerleri için; (a) rölâtif giriş basınç yükü $[H_{in}/H_{av}]$, (b) rölâtif sürtünme kaybı $[H_f/H_m]$ ve (c) Christiansen üniformalık katsayısı (U_c) değerlerindeki değişimin grafiksel olarak elde edilmesi.

**Sonuçlar ve Karşılaştırmalar:*

Göz önüne alınan hidrolik hesap metotlarına göre bilinmeyen tasarım parametreleri $D = 10$ mm, 12 mm, 14 mm, 16 mm, 18 mm, 20 mm ve 21 mm değerleri için hesaplanmış; $y = 0.2, 0.5$ ve 1.0 değerleri için Şekil 4.5, 4.6 ve 4.7’de boyutsuz eğriler halinde karşılaştırılmıştır. Diferansiyel metot (**DM**) için *Mathematica-Kernel 4.0* programı yardımıyla hesaplanan integrasyon sabitleri Tablo 4.8’de verilmektedir. Söz konusu şekillerde, bazı metotlar için debi üssü değerindeki (y) sınırlamalar göz önünde bulundurularak, $y = 0.2$ için **FSM**, **DM** ve **SAM** metotları; $y = 0.5$ için **FSM**, **DM**, **RKM**, **SAA** ve **SAM** metotları; $y = 1.0$ için **FSM**, **DM**, **CDM**, **VDM** ve **SAM** metotlarından elde edilen sonuçlar karşılaştırılmaktadır.

Tablo 4.8: Diferansiyel metoda göre: lateral iç çapının belirlenmesinde, $y = 0.2, 0.5, 1.0$ ve $s_0 = 0$ için boyutsuz X_0 parametresine bağlı olarak integral sabitleri

y	D (mm)	10	12	14	16	18	20	21
0.2	X_0	1.452	1.257	1.112	1.001	0.912	0.8387	0.807
	C	0.040	0.165	0.428	0.886	0.631	2.760	3.510
0.5	X_0	2.108	1.579	1.237	1.001	0.831	0.703	0.651
	C	0.037	0.153	0.408	0.865	1.606	2.738	3.481
1.0	X_0	3.060	1.985	1.376	1.002	0.756	0.589	0.525
	C	0.033	0.138	0.382	0.829	1.565	2.690	3.438

Şekil A.5, A.6 ve A.7’de verilen tasarım eğrilerinden görüldüğü gibi, tüm tasarım kombinasyonları için şu genel sonuca varılmaktadır. Lateral boru iç çapı (**D**) değeri

arttıkça, giriş basınç yükü (H_{in}) ve toplam sürtünme kaybının (H_f) değeri azalmakta, buna mukabil üniformalık katsayısının (U_C) değeri artmaktadır.

Şekil A.7'den, $y = 1.0$ için $(H_{in}/H_{av}), (H_f/H_{in}), (U_C)$ tasarım parametrelerinin belirlenmesinde, **FSM**, **DM** ve **VDM** metotları birbirine yakın sonuçlar verirken, **CDM** ve **SAM** metotları diğer 3 metoda göre farklı sonuçlar vermektedir. Şeki 4.7(a)'dan görüleceği üzere, $y = 1.0$ ve projelendirmede öngörülen üniformalık katsayısı değerine [$U_C = 0.90$] bağlı olarak lateral boru iç çapı için; **FSM**, **DM**, **CDM** ve **VDM** metotları sırasıyla $D = 15.4$ mm, 15.2 mm, 15.6 mm ve 15.3 mm değerlerini verirken; **SAM** metodu, $D = 15.8$ mm değerini vermektedir.

Önceki tasarım uygulamalarından ve Şekil A.5, A.6 ve A.7'de verilen tasarım eğrilerinden görüldüğü gibi; U_C üniformalık katsayısının için, geniş bir projelendirme aralığında diferansiyel metot (**DM**) diğer metotlara göre en yüksek değerleri vermektedir. **DM** için Şekil A.5(a)'dan ($y = 0.2$), $0.89 \leq U_C \leq 0.99$; Şekil 4.6(a)'dan ($y = 0.5$), $0.74 \leq U_C \leq 0.99$ ve Şekil 4.7(a)'dan ($y = 1.0$), $0.56 \leq U_C \leq 0.99$ değer aralıkları elde edilmiştir.

Şekil A.5(a)'dan ($y = 0.2$), U_C üniformalık katsayısının başlangıçtaki sınırlı bir aralığında $0.97 \leq U_C \leq 0.99$ ($14mm \leq D \leq 21mm$); **FSM** ve **SAM** metotlarının verdiği sonuçların, **DM** metodundan elde edilen sonuçlarla uyum içinde olduğu, sadece sınırlı bir aralıktaki çap değerleri ($10mm \leq D \leq 14mm$) için söz konusu iki metodun **DM** metodundan farklı sonuçlar verdiği görülmüştür. Lateral iç çapının $10mm \leq D \leq 14mm$ aralığındaki değerlerinde U_C için **FSM** metodu en küçük değerleri verirken ($0.84 \leq U_C \leq 0.97$); **SAM** metodu **FSM** ile **DM** metotları arasında değerler ($0.86 \leq U_C \leq 0.97$) vermektedir.

Şekil A.6(a)'dan ($y = 0.5$), $10mm \leq D \leq 21mm$ aralığındaki çap değerleri için, U_C üniformalık katsayısının $0.75 \leq U_C \leq 0.99$ değer aralığında **DM** metodu en yüksek değerleri verirken, **FSM**, **RKM**, **SAA** ve **SAM** metotları birbirine yakın değerler vermektedir.

Şekil A.7(a)'dan ($y = 1.0$), U_C üniformalık katsayısının başlangıçtaki sınırlı bir aralığında $0.92 \leq U_C \leq 0.99$ ($16mm \leq D \leq 21mm$); **FSM**, **DM**, **VDM**, **CDM** ve **SAM** metotlarının sonuçlarının uyum içinde olduğu görülmektedir. U_C üniformalık

katsayısının 0.92 değerinin altındaki ($0.50 \leq U_c \leq 0.92$) $\varnothing$ değerleri ($10\text{mm} \leq D \leq 16\text{mm}$) için, **CDM** ve **SAM** metotları **FSM**, **DM**, **VDM** metotlarının sonuçlarından sapmaya başlamaktadır. Üniformluk katsayısının $U_c \leq 0.84$ ($10\text{mm} \leq D \leq 14\text{mm}$) değer aralığında, lateral iç $\varnothing$ (**D**) için, **CDM** metodu en yüksek değerleri verirken, **SAM** metodu **CDM** metodu ile **FSM**, **DM**, **VDM** metotlarının arasında değerler vermektedir.

Rölatif giriş basınç yükünün (H_{in} / H_{av}) farklı lateral $\varnothing$ değerleri (**D**) ile değişimi, $y = 0.2$ için Şekil A.5(c)'de, $y = 0.5$ için Şekil A.6(c)'de ve $y = 1.0$ için Şekil A.7(c)'de gösterilmektedir. Şekil A.7(c)'den görüldüğü gibi, (H_{in} / H_{av}) için **CDM** metodu ($16\text{mm} \leq D \leq 21\text{mm}$) aralığında **FSM**, **DM**, **VDM** metotları ile uyumlu sonuçlar ($H_{in} / H_{av} \leq 1.3$) verirken, diğer $\varnothing$ değerleri için ($10\text{mm} \leq D \leq 16\text{mm}$) söz konusu 3 metottan farklı sonuçlar ($1.3 \leq H_{in} / H_{av} \leq 3.5$) vermektedir.

Şekil A.5(c), A.6(c) ve A.7(c)'nin karşılaştırılmasından, $10\text{mm} \leq D \leq 21\text{mm}$ aralığındaki lateral uzunluklarına karşı gelen giriş basınç yükünün belirlenmesinde **SAM** metodunun diğer metotlara göre daha yüksek değerler verdiği görülmektedir. **SAM** metodu (H_{in} / H_{av}) için, Şekil A.5(c)'den $1.2 \leq H_{in} / H_{av} \leq 3.8$; Şekil A.6(c)'den $1.1 \leq H_{in} / H_{av} \leq 3.4$ ve Şekil 4.7(c)'den $1.1 \leq H_{in} / H_{av} \leq 3.0$ aralığında değişen değerler almaktadır.

Şekil A.7(c)'den giriş basınç yükü (H_{in}) değeri için, Şekil A.7(a)'da belirlenen lateral $\varnothing$ değerlerine bağlı olarak, **FSM** metodu $D = 15.4\text{ mm}$ için $H_{in} = 12.597\text{ m}$; **DM** metodu $D = 15.2\text{ mm}$ için $H_{in} = 12.81\text{ m}$; **VDM** metodu $D = 15.3\text{ mm}$ için $H_{in} = 12.82\text{ m}$; ve **CDM** metodu $D = 15.6\text{ mm}$ için $H_{in} = 12.67\text{ m}$ değerlerini verirken, **SAM** metodu $D = 15.8\text{ mm}$ için, en yüksek değeri ($H_{in} = 13.71\text{ m}$) vermektedir.

Rölatif sürtünme kaybının (H_f / H_{in}) farklı lateral iç $\varnothing$ (**D**) ile değişimi, $y = 0.2$ için Şekil A.5(b)'de, $y = 0.5$ için Şekil A.6(b)'de ve $y = 1.0$ için Şekil A.7(b)'de gösterilmektedir. Şekil A.5(b)'den ($y = 0.2$), $14\text{mm} \leq D \leq 21\text{mm}$ aralığındaki (H_f / H_{in}) değerleri ($H_f / H_{in} \leq 0.4$) için **FSM**, **DM** ve **SAM** metotlarının sonuçlarının uyumlu olduğu, $10\text{mm} \leq D \leq 14\text{mm}$ aralığında ($H_f / H_{in} \geq 0.4$) ise, **FSM** metodunun diğer iki metoda göre daha yüksek değer verdiği görülmüştür. Şekil A.6(b)'den ($y = 0.5$), **FSM**, **DM**, **SAA**, **RKM** ve **SAM** metotlarından elde edilen sonuçların uyum içinde olduğu görülmüştür.

Diğer taraftan, Şekil A.7(b)'den görüldüğü gibi, rölatif enerji kaybının $10\text{mm} \leq D \leq 18\text{mm}$ ile verilen değer aralığındaki başlangıçtaki önemli bir bölümü için ($H_f / H_{in} \geq 0.20$); **CDM** ve **SAM** metotlarından elde edilen sonuçlar, **FSM**, **DM** ve **VDM** metotlarının verdiği sonuçlardan sapmaktadır.

Şekil A.7(b)'den, toplam sürtünme kaybı değeri için, Şekil A.7(a) ile belirlenen çap değerleri ve Şekil A.4(c) ile belirlenen giriş basınç yükü değerlerine bağlı olarak, **FSM** metodu $D = 15.4\text{ mm}$ ve $H_{in} = 12.597\text{ m}$ için $H_f = 3.993\text{ m}$; **DM** metodu $D = 15.2\text{ mm}$ ve $H_{in} = 12.81\text{ m}$ için $H_f = 4.189\text{ m}$; **VDM** metodu $D = 15.3\text{ mm}$ ve $H_{in} = 12.82\text{ m}$ için $H_f = 4.192\text{ m}$; ve **CDM** metodu $D = 15.6\text{ mm}$ ve $H_{in} = 12.67\text{ m}$ için $H_f = 4.081\text{ m}$ değerlerini verirken, **SAM** metodu $D = 15.8\text{ mm}$ ve $H_{in} = 13.71\text{ m}$ için $H_f = 4.317\text{ m}$ değerlerini vermektedir.

Diğer taraftan Şekil A.6(b) ve A.6(c)'den görüldüğü gibi, $y = 0.5$ için giriş basınç yükü ve toplam sürtünme kaybı değerlerinin belirlenmesinde, benzer analitik denklemlere dayanan basitleştirilmiş analitik yaklaşım (**SAA**) ve diferansiyel metottan (**DM**) elde edilen sonuçların uyum içinde olduğu görülmüştür.

5. ÇOK ÇAPLI LATERAL BORULAR İÇİN LİNEER ÇÖZÜM METODU

5.1. Giriş

Mikro-sulama sisteminin hidrolik tasarımında, sistemi oluşturan boru hatlarının (ana boru, yan ana boru, manifoldlar ve lateral borular), projelendirmede öngörülen ünlformluk seviyesini ve hidrolik kriterleri (izin verilen toplam sürtünme kaybı ve basınç yükü değışimi) sağlayacak biçimde boyutlandırılması hedeflenir.

Son yıllarda yapılan çalışmalarda (Wu ve Gitlin, 1977; Dandy ve Hassanli, 1996; Anwar, 1999a, 1999b, 2000; Singh ve diğ., 2000; Jain ve diğ., 2002; Vallesquino ve Luque-Escamilla, 2001, 2002; Saad ve Marino, 2002; Mahar ve Singh, 2003; Valiantzas, 2002b, 2003a,b; Yıldırım ve Ağralioğlu, 2004a), mikro-sulama sistemini teşkil eden boru hatlarının hidrolik tasarımının yanı sıra, boru maliyetini minimum düzeyde tutabilmek için sabit çaplı (single-diameter) borular yerine, boru çapının menbadan mansaba doğru giderek azaldığı iki veya daha çok çaplı (tapered, multi-diameter or set-of-connected) boru hatları tercih edilmektedir.

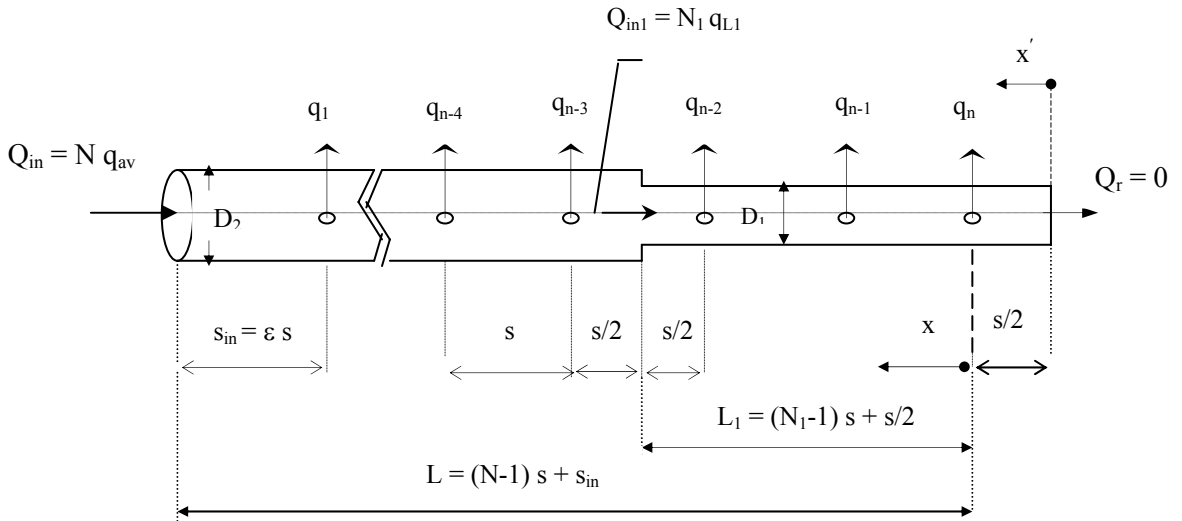
Söz konusu boru sistemlerinde boru çapının mansap istikametinde giderek azalmasından ötürü, akım parametrelerindeki (hız, debi, çıkış akımı, basınç yükü) değışimin, sistemin tamamında öngörülen hidrolik sınırlamalar içerisinde kalması hedeflenir. Bunun için, borunun mansap bölümünde öngörülen çap ve uzunluk değerlerinin, boru hattının tamamında izin verilen toplam sürtünme kaybı ve basınç yükü değışimi gibi hidrolik sınırlamalara uygun biçimde belirlenmesi gerekir.

Netice olarak, bir mikro-sulama sisteminin optimum tasarımı, sistemi teşkil eden boru hatlarının, öngörülen hidrolik kriterleri en üst düzeyde sağlayacak biçimde ekonomik boyutlandırılması (ekonomik boru çaplarının ve ilgili boru uzunluklarının belirlenmesi) ile mümkündür.

Bu bölümde, üzerinde laminer rejimli damlatıcılar (debi-basınç yükü ilişkisi lineer, $y = 1.0$) bulunan iki veya daha çok çaplı mikro-sulama lateral borusunun optimum tasarımı için, değışken debi temel kabulüne dayanan basitleştirilmiş analitik bir yaklaşım (lineer çözüm metodu) sunulacaktır.

5.2. Matematiksel Formülasyon

Çok çaplı mikro-sulama lateral borularının hidrolik analizinde, hesap kolaylığı bakımından iki çaplı boru göz önüne alınarak, ilgili analitik denklemler türetilenektir. Üzerinde nokta kaynaklı damlatıcıların bulunduğu yatay konumdaki iki çaplı ($D_1 < D_2$) lateral borunun boy kesiti ve yere bağılı değışken akım parametreleri Şekil 5.1’de gösterilmektedir. Şekilde görüldüğü gibi, lateral boru üzerindeki özdeş tekil damlatıcılar lateral üzerine eşit mesafelerle yerleştirilir. Uniform eğimli bir lateral boruda damlatıcı ara mesafesi, s (m) ve damlatıcı katsayısı, c ($m^3 \cdot y \cdot s^{-1}$) sabittir. Lateral mansap uç noktasından ($x' = x + s/2 = 0$) itibaren artık lateral debisi 0’dır ($Q_r = 0$). Analitik denklemlerin türetilmesinde hidrolik hesaplamalar, D_1 çaplı mansap bölümündeki son damlatıcıdan ($x = 0$) itibaren başlatılıp, menba istikametine doğru ilerletilecektir.



Şekil 5.1. Ardışık damlatıcılı iki çaplı lateral boykesiti ve akım parametreleri

Şekilde:

(1), (2), ..., n: damlatıcıların lateral üzerindeki konumlarını gösteren indis;

D_2 , D_1 : lateral girişinden itibaren menba ve mansap bölümlerindeki boru çapları ($D_2 > D_1$) (m);

N: lateral üzerindeki toplam damlatıcı sayısı;

N_1 : lateralin D_1 çaplı mansap bölümündeki damlatıcı sayısı;

$Q_{in} = N q_{av}$: lateral girişindeki toplam menba debisi ($l s^{-1}$, $m^3 s^{-1}$);

$Q_{in1} = N_1 q_{L1}$: D_1 çaplı mansap bölümü girişindeki lateral debisi ($l s^{-1}$, $m^3 s^{-1}$);

Q_r : lateral mansabında son damlatıcıdan itibaren artık lateral debisi ($l s^{-1}$, $m^3 s^{-1}$);

q_{av} : lateral boyunca ortalama damlatıcı debisi ($l s^{-1}$, $m^3 s^{-1}$);

q_{L1} : lateralin D_1 çaplı mansap bölümündeki ortalama damlatıcı debisi ($l s^{-1}$, $m^3 s^{-1}$);

q_1 : lateral girişinden itibaren ilk damlatıcı debisi ($l s^{-1}$, $m^3 s^{-1}$);

$q_{n-4}, q_{n-3}, \dots, q_n$: mansap istikametinde diğer damlatıcı debileri ($l s^{-1}$, $m^3 s^{-1}$);

$s_{in} = \varepsilon s$: ilk damlatıcının lateral girişine olan mesafesi (m);

$\varepsilon = s_{in}/s$: giriş mesafesi oranı;

s : lateral üzerindeki ardışık damlatıcılar arasındaki mesafe (m);

x : lateral mansap bölümünde son damlatıcıdan itibaren menba istikametindeki mesafe (m);

$x' = x + s/2$: lateral mansap uç noktasından itibaren menba istikametindeki mesafe (m);

$L = (N-1)s + s_{in}$: lateral girişinden itibaren toplam lateral uzunluğu (m) ve

$L_1 = (N_1-1)s + s/2$: lateralin D_2 çaplı mansap bölümündeki ilk ve son damlatıcılar arasındaki lateral uzunluğudur (m).

Lateralin mansap uç noktasından ($x' = 0$) itibaren herhangi bir x mesafedeki boru bölümünden geçen toplam debi, $Q(x)$ aşağıdaki formda yazılabilir.

$$Q(x) = Q_{in} \left(\frac{x'}{L_r} \right) = Q_{in} \left(\frac{x + s/2}{L_r} \right) \quad (5.1)$$

Denklemden,

$Q(x)$: Lateralin mansap uç noktasından itibaren herhangi bir x mesafedeki bölümünden geçen toplam debi ($m^3 s^{-1}$) ve

$L_r = L = Ns$: lateral giriş mesafesinin (s_{in}), damlatıcı ara mesafesine (s) eşit olması durumunda ($\varepsilon = 1.0$), dikkate alınan referans uzunluğudur (m).

Buradan hareketle, (5.1) denklemini aşağıdaki formda yeniden elde edilir (Valiantzas, 2002a, b; Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004b)

$$Q(x) = Q_{in} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{s/2}{Ns} \right) = Q_{in} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \quad (5.2)$$

Lateral boyunca sürekli debi dağılımı dikkate alınarak, (5.1) ve (5.2) denklemlerinden hareketle, menba ve mansap uç noktaları için şu iki sınır şartı yazılabilir.

Menba uçta: $x' = L_r$ için $x = L_r - s/2$; $Q = Q_{in}$

Mansap uçta: $x' = 0$ için $x = -s/2$; $Q = 0$.

Diğer taraftan lateralın D_1 çaplı menba bölümü için şu sınır şartları geçerlidir.

Menba uçta: $x' = L_1'$ için $x = L_1$; $Q = Q_{in1}$

Mansap uçta: $x' = 0$ için $x = -s/2$; $Q = 0$.

Lateral boyunca basınç yükü ve çıkış akımı profillerinin belirlenebilmesi için, birim boru uzunluğundaki sürtünme kaybının ifadesi olan enerji çizgisi eğimine $S_f(x)$, ilişkin analitik türetmeler aşağıda verilmektedir.

Lateral boyunca sürtünmeden doğan enerji kayıpları aşağıdaki genel bağıntı ile hesaplanabilir.

$$S_f(x) = \frac{dH_f(x)}{dx} = C \frac{Q^m(x)}{D^n} \quad (5.3)$$

Burada,

$H_f(x)$: Lateralin mansap bölümünden itibaren herhangi bir x mesafesindeki sürtünmeden doğan enerji kaybı (m);

C: sürtünme kaybı denkleminde bağı olarak belirlenen sürtünme katsayısı;

D: Lateral borunun iç çapı (m);

m: sürtünme katsayısı formülüne bağı olarak belirlenen hız üssü (Darcy-Weisbach denkleminde: laminar akım rejimi için $m = 1.0$; tam türbülanslı akım rejimi için $m = 2.0$; Hazen-Williams denkleminde: $m = 1.852$) ve

n: sürtünme katsayısı formülüne bağlı olarak belirlenen çap üssüdür (Darcy-Weisbach denkleminde: laminar akım rejimi için $n = 4.0$; tam türbülanslı akım rejimi için $n = 5.0$; Hazen-Williams denkleminde: $n = 4.870$) (Scaloppi ve Allen, 1993).

5.2.1. Farklı çaplı lateral bölümlerindeki sürtünme kaybı denklemleri

Lateralin farklı D_1 ve D_2 çaplı mansap ve menba bölümlerindeki sürtünme kayıpları, (5.3) denklemi ile verilen enerji çizgisi eğiminin $[S_f(x)]$ söz konusu bölümlerdeki sınır şartlarına bağlı olarak entegre edilmesi ile belirlenebilir.

Lateralin $0 \leq x \leq L_1$ aralığındaki D_1 çaplı mansap bölümü için sürtünme kaybı, $H_{f1}(x)$ aşağıdaki gibi elde edilir.

$$\int_{x=0}^{x=L_1} S_{f1}(x) dx = \frac{C}{D_1^n} \int_{x=0}^{x=L_1} \left[Q_{in} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]^m dx$$

$$H_{f1}(x) = C \frac{Q_{in}^m}{D_1^n} \int_{x=0}^{x=L_1} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]^m dx$$

$$H_{f1}(x) = C \frac{Q_{in}^m}{D_1^n} L_r \frac{1}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right]$$

$$H_{f1}(x) = \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right]; \quad 0 \leq x \leq L_1 \quad (5.4)$$

(5.4) denklemden:

$x = 0$ için: $H_{f1}(0) = 0$;

$$x = L_1 \text{ için: } H_{f1}(L_1) = \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right]$$

sınır değerleri elde edilir.

Benzer şekilde, lateralin $L_1 \leq x \leq L_r$ aralığındaki D_2 çaplı menba bölümü için sürtünme kaybı, $H_{f2}(x)$ aşağıdaki formda elde edilebilir.

$$\int_{x=L_1}^{x=L_r} S_{f2}(x) dx = \frac{C}{D_2^n} \int_{x=L_1}^{x=L_r} \left[Q_{in} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]^m dx$$

$$H_{f2}(x) = C \frac{Q_{in}^m}{D_2^n} \int_{x=L_1}^{x=L_r} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]^m dx$$

$$H_{f2}(x) = C \frac{Q_{in}^m}{D_2^n} L_r \frac{1}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right]$$

$$H_{f2}(x) = \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right]; \quad L_1 \leq x \leq L_r \quad (5.5)$$

(5.5) denkleminde:

$$x = L_1 \text{ için: } H_{f2}(L_1) = 0;$$

$$x = L_r \text{ için: } H_{f2}(L_r) = \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left[\left(1 + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right]$$

sınır değerleri elde edilir.

(5.4) ve (5.5) denklemlerinde:

$$H_{f01} = C \frac{Q_{in}^m}{D_1^n} L_r; \quad H_{f02} = C \frac{Q_{in}^m}{D_2^n} L_r: \text{ Aynı çap ve uzunluk değerlerine sahip, üzerinde}$$

damlatıcılar bulunmayan düz bir borunun D_1 ve D_2 çaplı bölümlerindeki toplam sürtünme kayıplarıdır (m).

5.2.2. Çok çaplı lateral boru için toplam sürtünme kaybı denklemi

Çok çaplı ($D_i; i=1,2,...,n$) bir lateral borudaki toplam sürtünme kaybı, H_{fL} , (5.4) ve (5.5) denklemlerinden hareketle aşağıdaki genel bağıntı yardımı ile hesaplanabilir.

$$H_{fL} = \sum_{i=1}^{i=n} \frac{H_{f0i}}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_i + L_{i-1}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_{i-1}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] \quad (5.6)$$

Burada,

L_i : D_i çaplı i inci ($i=1,2,...,n$) boru bölümünün uzunluğu (m) ve

$L_i + L_{i-1} = L = L_r (s_{in} = s; \varepsilon = 1.0)$: çok çaplı lateral in toplam uzunluğudur (m).

İki çaplı (D_1, D_2) lateral boru için toplam sürtünme kaybı, (5.4) denkleminde, $x = L_1$ için $H_{f1(L_1)}$ ve (5.5) denkleminde $x = L$ için $H_{f2(L)}$ sürtünme kayıplarının toplamı olup $[H_{fL} = H_{f1(L_1)} + H_{f2(L)}]$, $i = 1, 2$ için aşağıdaki denklemle hesaplanabilir.

$$H_{fL} = \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1 + L_0}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_0}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left[\left(\frac{(L_1 + L_2)}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right]$$

$L_1 + L_2 = L_r$ ve $L_0 = 0$ değerleri yerine yazılarak,

$$H_{fL} = \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left[\left(1 + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] \quad (5.7)$$

denklemini elde edilir.

5.2.3. Farklı çaplı lateral bölümlerindeki basınç yükü profilleri

Üniform eğime (S_0) sahip çok çaplı bir lateral boruda, kinetik enerjinin toplam enerji dağılımı içinde küçük mertebede kaldığı düşünülerek, lateralin $0 \leq x \leq L_1$ aralığındaki D_1 çaplı mansap bölümünde herhangi bir x mesafesindeki basınç yükü, $H(x)$ enerjinin korunumu prensibinden hareketle,

$$H(x) = H_d + H_{f1}(x) - S_0 x ; \quad 0 \leq x \leq L_1 \quad (5.8)$$

denklemini ile belirlenebilir.

(5.4) denklemini yukarıdaki denklemde yerine yazılarak,

$$H(x) = H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 x ; \quad 0 \leq x \leq L_1 \quad (5.9)$$

elde edilir (Valiantzas, 2002b; Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004a).

Denklemde,

H_d : lateralin mansap uç noktasındaki ($x = 0$) basınç yüküdür (m).

Benzer şekilde lateralin $L_1 \leq x \leq L_r$ aralığındaki D_2 çaplı menba bölümünde herhangi bir x mesafesindeki basınç yükü, $H(x)$ enerjinin korunumu prensibinden hareketle,

$$H(x) = H_{(L_1)} + H_{f2}(x) - S_0 (x - L_1) ; \quad L_1 \leq x \leq L_r \quad (5.10)$$

şeklinde yazılır.

Burada,

$H_{(L_1)}$: D_1 çaplı lateral mansap bölümünün menba uç noktasındaki ($x = L_1$) basınç yüküdür (m).

(5.9) denklemini ($x = L_1$) için,

$$H(x = L_1) = H_{(L_1)} = H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 L_1 \quad (5.11)$$

denklemini elde edilir.

(5.5) denkleminde $H_{f2}(x)$ ve (5.11) denkleminde $H_{(L_1)}$, (5.10) denkleminde yerlerine yazılıp düzenlenerek,

$$H(x) = H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 L_1 + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 (x - L_1)$$

$$H(x) = H_d + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - S_0 x ;$$

$$L_1 \leq x \leq L_r \quad (5.1)$$

formunda elde edilir (Valiantzas, 2002b; Yıldırım ve Ağralıoğlu, 2004a).

5.2.4. Ortalama damlatıcı debisi-ortalama basınç yükü ilişkisi

5.2.4.1. Lateral boyunca

Sabit veya çok çaplı bir lateral boru üzerine yerleştirilen damlatıcıların debi-basınç yükü ilişkisi aşağıdaki genel bağıntı ile verilir.

$$q = cH^y \quad (5.13)$$

Bağıntıda,

q : lateral üzerindeki tekil damlatıcıdan hasil olan çıkış akımı ($l s^{-1}$, $m^3 s^{-1}$);

H : damlatıcı basınç yükü (m);

c : ampirik damlatıcı katsayısı, sabit ($m^{3-y} s^{-1}$) ve

y : akım rejimine ve damlatıcı tipine bağlı akış üssüdür. Akış üssünün farklı tipteki damlatıcılar için aldığı değerler Bölüm 3'te (3.1) denklemi ile verilmektedir.

Diğer taraftan, birim lateral uzunluğundaki damlatıcı çıkış akımı (birim boy debisi), $q_{(x)}$ aşağıdaki bağıntı ile verilir.

$$q_{(x)} = \frac{q_{av}}{s} = \frac{Q_{in}}{L} \quad (5.14)$$

Çok çaplı bir lateral borunun L uzunluğu boyunca ortalama damlatıcı debisi, q_{av} , (5.13) ve (5.14) bağıntılarından hareketle,

$$q_{av} = cH_{av}^y = Q_{in} \frac{s}{L} = \frac{Q_{in}}{N} \quad (5.15)$$

ilişkisi ile verilir.

Burada,

H_{av} : ortalama damlatıcı debisi ile ilişkili ortalama basınç yüküdür (m).

Lateral boyunca basınç yükü değişiminin kabul edilebilir mertebede ($CV_H \leq \%20$) kalması halinde, ortalama basınç yükü için (5.15) ile verilen bağıntının yeterince doğru sonuçlar verdiği belirtilmiştir (Anyoji and Wu, 1987).

Lateral boyunca ortalama damlatıcı debisi, q_{av} , yukarıda verilen menba uçtaki ($x' = L_r$ için $x = L_r - s/2$; $Q = Q_{in}$) ve mansap uçtaki ($x' = 0$ için $x = -s/2$; $Q = 0$) sınır şartları göz önüne alınarak, aşağıdaki ilişki ile belirlenir.

$$\begin{aligned} q_{av} &= \frac{1}{N} Q_{in} = \frac{1}{N} \int_{Q=0}^{Q=Q_{in}} dQ \\ &= \frac{1}{N} \int_{x=-s/2}^{x=L_r-s/2} q_{(x)} dx \\ &= \frac{c}{Ns} \int_{x=-s/2}^{x=L_r-s/2} H^y(x) dx \end{aligned} \quad (5.16)$$

Lateral boyunca ortalama basınç yükü, H_{av} , (5.15) denkleminde hareketle aşağıdaki ilişki ile verilir.

$$H_{av} = \left(\frac{q_{av}}{c} \right)^{1/y} \quad (5.17)$$

(5.16) denklemi (5.17) denkleminde yerine yazılıp, $Ns = L_r$ (referans uzunluğu) için düzenlenerek,

$$\begin{aligned} H_{av} &= \frac{1}{(Ns)^{1/y}} \left[\int_{x=-s/2}^{x=L_r-s/2} H^y(x) dx \right]^{1/y} \\ &= \frac{1}{(L_r)^{1/y}} \left[\int_{x=-s/2}^{x=L_r-s/2} H^y(x) dx \right]^{1/y} \\ &= \frac{1}{L_r^{1/y}} \left[\int_{x=-s/2}^{x=L_1} H^y(x) dx + \int_{x=L_1}^{x=L_r-s/2} H^y(x) dx \right]^{1/y} \end{aligned} \quad (5.18)$$

denklemini elde edilir.

(5.18) denkleminde, parantez içindeki ilk terim için (5.9) denklemiyle verilen basınç yükü fonksiyonu $-s/2 \leq x \leq L_1$ aralığında; ikinci terim için (5.12) denklemi ile verilen basınç yükü fonksiyonu $L_1 \leq x \leq L_r - (s/2)$ aralığında entegre edilerek yerlerine yazılır.

$$H_{av} = \frac{1}{L_r^{1/y}} \left[\int_{x=-s/2}^{x=L_1} \left\{ H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 x \right\}^y dx \right. \\ \left. + \int_{x=L_1}^{x=L_r-s/2} \left\{ H_d + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - S_0 x \right\}^y dx \right]^{1/y} \quad (5.19)$$

5.2.4.2. Lateral mansap kısmında

İki çaplı lateral boruda L_1 uzunluğundaki (D_1 çaplı) mansap bölümündeki ortalama damlatıcı debisi, q_{L1} , (5.15) denkleminde hareketle,

$$q_{L1} = c H_{av1}^y = \frac{Q_{in1}}{N_1} \quad (5.20)$$

ilişkisi ile verilir.

Burada,

H_{av1} : lateral L_1 uzunluğundaki mansap bölümü için ortalama damlatıcı debisi (q_{L1}) ile ilişkili ortalama basınç yüküdür (m).

Lateral L_1 uzunluğundaki mansap bölümündeki ortalama damlatıcı debisi, q_{L1} , ilgili sınır şartları (menba uçta: $x' = L_1'$; $x = L_1$; $Q = Q_{in1}$ ve mansap uçta: $x' = 0$; $x = -s/2$; $Q = 0$) göz önüne alınarak, aşağıdaki ilişki ile belirlenir.

$$q_{L1} = \frac{1}{N_1} Q_{in1} = \frac{1}{N_1} \int_{Q=0}^{Q=Q_{in1}} dQ \\ = \frac{1}{N_1} \int_{x=-s/2}^{x=L_1} q_{(x)} dx \\ = \frac{c}{N_1 s} \int_{x=-s/2}^{x=L_1} H^y(x) dx \quad (5.21)$$

Lateral boyunca ortalama basınç yükü, H_{avl} , (5.15) denkleminde hareketle aşağıdaki ilişki ile verilir.

$$H_{avl} = \left(\frac{q_{L1}}{c} \right)^{1/y} \quad (5.22)$$

(5.21) denklemi (5.22) denkleminde yerine yazılarak,

$$H_{avl} = \frac{1}{(N_1 s)^{1/y}} \left[\int_{x=-s/2}^{x=L_1} H^y(x) dx \right]^{1/y} \quad (5.23)$$

Şekil 5.1'den görüldüğü gibi $N_1 s$ için aşağıdaki uzunluk değeri elde edilir.

$$L_1 = (N_1 - 1)s + s/2 = N_1 s - s + s/2 = N_1 s - s/2$$

$$L_1 + s/2 = N_1 s$$

$$L_1' = N_1 s \quad (5.24)$$

$L_1' = N_1 s$ değeri (5.23) denkleminde yerine yazılarak,

$$H_{avl} = \frac{1}{(L_1')^{1/y}} \left[\int_{x=-s/2}^{x=L_1} H^y(x) dx \right]^{1/y} \quad (5.25)$$

denklemi elde edilir.

(5.25) denkleminde integral içerisindeki basınç yükü fonksiyonu, $H(x)$ için, (5.9) denklemi $-s/2 \leq x \leq L_1$ aralığında entegre edilerek yerine yazılır.

$$H_{avl} = \frac{1}{(L_1')^{1/y}} \left[\int_{x=-s/2}^{x=L_1} \left\{ H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 x \right\}^y dx \right]^{1/y} \quad (5.26)$$

5.3. Lineer Çözüm Metodu

5.3.1. Giriş

Lateral borulardaki akım rejimini ve kullanılan damlatıcı tipini karakterize eden akış üssünün değeri ($0 \leq y \leq 1.0$), hidrolik hesaplamalarda önemli rol oynamaktadır. Lateralin tamamı ve mansap kısmı için ortalama basınç yükü denklemlerinden [(5.19) ve (5.26)] görüldüğü gibi, genel analitik çözümün elde edilebilmesi için ilgili denklemlerin y 'nin herhangi bir değeri için çözümü mümkün olmalıdır (Wu, 2002).

Ancak, (5.9) ve (5.12) ile verilen basınç yükü fonksiyonları y 'nin 1.0'den farklı değerleri için ($y \neq 1.0$) entegre edilemeyeceğinden, genel analitik çözümün doğrudan elde edilmesi mümkün görülmemektedir.

Çözümün *Chebysev* polinomları vb. nümerik yöntemlerle (Abramovitz ve Stegun, 1965) elde edilebilmesi için (5.9) ve (5.12) ile verilen basınç yükü fonksiyonlarında yer alan bazı parametrelerin değerlerinin [H_d , L_1/L_r , $H_{f01}/(m+1)$, $H_{f02}/(m+1)$] önceden bilinmesi gerekir. Ancak söz konusu parametreler problemin bilinmeyişi olduğundan, genel çözümün nümerik yöntemler yardımıyla elde edilemeyeceği anlaşılmaktadır (Yıldırım ve Ağralıoğlu, 2003b). Diğer taraftan y 'den bağımsız genel analitik denklemlerin elde edilmesi halinde, doğrudan analitik çözümlerin sağlanması kolaylaşmaktadır.

Aşağıdaki bölümde, damlatıcıya ait debi-basınç yükü ilişkisinin lineer olması halinde (laminer rejimli damlatıcılar, $y = 1.0$), lateral boyunca enerji dağılımının belirlenebilmesi için basitleştirilmiş analitik bir yaklaşım “lineer çözüm metodu” sunulmaktadır.

5.3.2. Lateralin tamamı ve mansap kısmı için ortalama basınç yükleri arasındaki ilişkinin belirlenmesi

Lateralin boyunca ortalama debi, q_{av} ile ortalama basınç yükü, H_{av} arasında lineer bir ilişki olması halinde [(5.17) denklemi], H_{av} için verilen [(5.19) denklemi $y = 1.0$ için düzenlenerek,

$$H_{av} = \frac{1}{L_r} \left[\int_{x=-s/2}^{x=L_1} \left\{ H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 x \right\} dx \right. \\ \left. + \int_{x=L_1}^{x=L_r-s/2} \left\{ H_d + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - S_0 x \right\} dx \right] \quad (5.27)$$

elde edilir.

(5.27) denkleminde parantez içinde verilen fonksiyonlar ilgili sınır değerler arasında entegre edilerek,

$$\begin{aligned}
H_{av} = & \frac{1}{L_r} \left\{ H_d(L_1 + s/2) + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} L_r \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \left(\frac{1}{2N} - \frac{s/2}{L_r} \right)^{m+2} \right] - (L_1 + s/2) \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right. \\
& - \frac{S_0}{2} [L_1^2 - (-s/2)^2] + H_d[L_r - (L_1 + s/2)] + [L_r - (L_1 + s/2)] \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{S_0}{2} [(L_r - s/2)^2 - L_1^2] \\
& \left. + \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} L_r \left[\left(\frac{(L_r - s/2)}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] - [L_r - (L_1 + s/2)] \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right\}
\end{aligned}$$

elde edilir.

Yukarıdaki denklemde $L_1 + s/2 = L_1'$ ve $L_r = Ns$ yazılıp gerekli sadeleştirmeler yapılarak,

$$\begin{aligned}
H_{av} = & \frac{1}{L_r} \left\{ H_d L_1' + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} L_r \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \left(\frac{1}{2N} - \frac{s/2}{Ns} \right)^{m+2} \right] - \frac{H_{f01}}{(m+1)} L_1' \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right. \\
& - \frac{S_0}{2} [L_1^2 - (s^2/4)] + H_d(L_r - L_1') + (L_r - L_1') \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{S_0}{2} [(L_r - s/2)^2 - L_1^2] \\
& \left. + \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} L_r \left[\left(1 - \frac{(s/2)}{Ns} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] - (L_r - L_1') \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right\}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
H_{av} = & \frac{1}{L_r} \left\{ H_d L_1' + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} L_r \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} L_1' \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right. \\
& - \frac{S_0}{2} [L_1^2 - (s^2/4)] + H_d(L_r - L_1') + (L_r - L_1') \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{S_0}{2} (L_r^2 - L_1^2 - L_r s + s^2/4) \\
& \left. + \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} L_r \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] - (L_r - L_1') \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right\}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
H_{av} = & \frac{1}{L_r} \left\{ H_d (L_r - L'_1 + L'_1) + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} L_r \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \frac{L'_1}{L_r} L_r \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right. \\
& - \frac{S_0}{2} [L_1^2 - s^2 / 4 + s^2 / 4 + L_r^2 - L_1^2 - L_r s] + \left(1 - \frac{L'_1}{L_r} \right) \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \\
& \left. + \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} L_r \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] - \left(1 - \frac{L'_1}{L_r} \right) \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \frac{H_{f01}}{(m+1)} \right\}
\end{aligned}$$

elde edilir.

$L'_1 / L_r = (L_1 / L_r + 1 / 2N)$ yazılarak,

$$\begin{aligned}
H_{av} = & H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \left(1 + \frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} - \frac{L_1}{L_r} - \frac{1}{2N} \right) - \frac{S_0 L_r}{2} \left(1 - \frac{1}{N} \right) \\
& + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right] \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] \\
H_{av} = & H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] \\
& + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] - \frac{S_0 L_r}{2} \left(1 - \frac{1}{N} \right) \\
H_d = & H_{av} - \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] \\
& - \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] + \frac{S_0 L_r}{2} \left(1 - \frac{1}{N} \right) \tag{5.28}
\end{aligned}$$

denklemini elde edilir.

Benzer halde, lateralın mansap kısmı için ortalama debi, q_{L1} ile ortalama basınç yükü, H_{av1} arasında lineer bir ilişki olması halinde [(5.20) denklemi], H_{av1} için verilen [(5.26) denklemi $y = 1.0$ için düzenlenerek,

$$H_{av1} = \frac{1}{L_1'} \left[\int_{x=-s/2}^{x=L_1} \left\{ H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 x \right\} \right] \quad (5.29)$$

elde edilir.

(5.29) denkleminde parantez içinde verilen basınç yükü fonksiyonu $-s/2 \leq x \leq L_1$ sınır değerleri arasında entegre edilerek,

$$H_{av1} = \frac{1}{L_1'} \left\{ H_d (L_1 + s/2) + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} L_r \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \left(\frac{-s/2}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} (L_1 + s/2) - \frac{S_0}{2} [L_1^2 - (-s/2)^2] \right\}$$

elde edilir.

Yukarıdaki denklemde $L_1 + s/2 = L_1'$, $(L_1/L_r + 1/2N) = L_1'/L_r$ ve $L_r = Ns$ yazılıp gerekli sadeleştirmeler yapılarak,

$$H_{av1} = \frac{1}{L_1'} \left\{ H_d L_1' + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} L_r \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \left(\frac{-s/2}{Ns} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] - \frac{H_{f01}}{(m+1)} L_1' \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{S_0}{2} [(L_1 + s/2)(L_1 - s/2)] \right\}$$

$$H_{av1} = H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \frac{L_r}{L_1'} \left(\frac{L_1'}{L_r} \right)^{m+2} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{S_0}{2} (L_1 - s/2)$$

$$H_{av1} = H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1'}{L_r} \right)^{m+1} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{S_0}{2} (L_1 - s/2) \quad (5.30)$$

elde edilir.

Lateralin tamamındaki ortalama basınç yükü, H_{av} ile mansap kısmındaki ortalama basınç yükü, H_{av1} arasındaki ilişkinin belirlenebilmesi için, (5.28) denkleminde mansap uçtaki basınç yükü, H_d çekilerek, (5.30) denkleminde yerine yazılır.

$$H_d = H_{av} - \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right]$$

$$-\frac{(H_{f01}-H_{f02})}{(m+1)}\left[\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+1}-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}\right]+\frac{S_0L_r}{2}\left(1-\frac{1}{N}\right) \quad (5.31)$$

$$H_{av1}=\left\{H_{av}-\frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)}\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}+\frac{H_{f01}}{(m+1)}\left(\frac{1}{2N}\right)^{m+1}-\frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)}\left[1-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}\right]\right. \\ \left.-\frac{(H_{f01}-H_{f02})}{(m+1)}\left[\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+1}-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}\right]+\frac{S_0L_r}{2}\left(1-\frac{1}{N}\right)\right\}+\frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)}\left(\frac{L_1'}{L_r}\right)^{m+1} \\ -\frac{H_{f01}}{(m+1)}\left(\frac{1}{2N}\right)^{m+1}-\frac{S_0}{2}(L_1-s/2)$$

$L_1'/L_r=(L_1/L_r+1/2N)$ yazılıp, benzer terimler sadeleştirilerek,

$$H_{av1}=H_{av}+\frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)}\left[\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+1}-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}\right]-\frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)}\left[1-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}\right] \\ -\frac{(H_{f01}-H_{f02})}{(m+1)}\left[\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+1}-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}\right]+\frac{S_0L_r}{2}\left[\left(1-\frac{1}{N}\right)-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)\right] \\ H_{av1}=H_{av}+\frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)}\left[\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+1}-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}\right]+\frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)}\left[\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}-1\right] \\ -\frac{(H_{f01}-H_{f02})}{(m+1)}\left[\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+1}-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+2}\right]+\frac{S_0L_r}{2}\left[1-\left(\frac{L_1}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)\right] \quad (5.32)$$

elde edilir.

5.3.3. Farklı lateral bölümleri için basınç yükü profillerinin belirlenmesi

Bölüm 5.2.3'ten hatırlanacağı üzere, iki çaplı lateral borunun $0 \leq x \leq L_1$ aralığındaki D_1 çaplı mansap bölümündeki basınç profili (5.9) denklemi ile, $L_1 \leq x \leq L_r$ aralığındaki D_2 çaplı menba bölümündeki basınç profili de (5.12) denklemi ile elde edilmişti.

Lateralin menba ve mansap bölümleri için elde edilen basınç yükü denklemlerinin mansap uçtaki basınç yükü, H_d değerine bağlı olduğu göz önüne alınırsa, ilgili denklemlerin ortalama basınç yükü, H_{av} cinsinden ifade edilebilmeleri için, (5.31) denklemi ile verilen $H_d \square H_{av}$ ilişkisinin (5.9) ve (5.12) denklemlerinde yerine yazılması gerekir.

Lateralin $0 \leq x \leq L_1$ aralığındaki D_1 çaplı mansap bölümü için, (5.9) ve (5.31) denklemlerinden hareketle:

$$\begin{aligned}
 H(x) &= H_d + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 x; \quad [0 \leq x \leq L_1] \\
 &= \left\{ H_{av} - \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] \right. \\
 &\quad \left. - \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] + \frac{S_0 L_r}{2} \left(1 - \frac{1}{N} \right) \right\} \\
 &\quad + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] - S_0 x
 \end{aligned} \tag{5.33}$$

denklemini elde edilir.

Denklemdaki benzer terimler birlikte yazılıp sadeleştirilerek,

$$\begin{aligned}
 H(x) &= H_{av} - \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left[\left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] \\
 &\quad - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] + S_0 L_r \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2N} - \frac{x}{L_r} \right) \\
 &\quad - \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right];
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
H(x) &= H_{av} - \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} + \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \\
&\quad - \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]; \\
H(x) &= H_{av} - \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \\
&\quad - \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]; \\
H(x) &= H_{av} - \frac{1}{(m+2)} \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \\
&\quad - \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]; \\
H(x) &= H_{av} + (H_{f01} - H_{f02}) \left\{ \frac{1}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \left[1 - \frac{1}{(m+2)} \right] - \frac{1}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right\} \\
&\quad + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]; \\
H(x) &= H_{av} + (H_{f01} - H_{f02}) \left[\frac{1}{(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \frac{1}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] \\
&\quad + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]; \quad [0 \leq x \leq L_1] \quad (5.34)
\end{aligned}$$

denklemleri elde edilir.

Lateralin $L_1 \leq x \leq L_r$ aralığındaki D_2 çaplı menba bölümü için, (5.12) ve (5.31) denklemlerinden hareketle:

$$\begin{aligned}
H(x) &= H_d + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - S_0 x; \\
L_1 \leq x \leq L_r \\
&= \left\{ H_{av} - \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \left[1 - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] \right. \\
&\quad \left. - \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] + \frac{S_0 L_r}{2} \left(1 - \frac{1}{N} \right) \right\} \\
&\quad + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f01}}{(m+1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - S_0 x \quad (5.35)
\end{aligned}$$

denklemini elde edilir.

Denklemdaki benzer terimler bir arada yazılarak,

$$\begin{aligned}
H(x) &= H_{av} - \frac{H_{f01}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \\
&\quad - \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} \right] + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right] \\
&\quad + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{H_{f02}}{(m+1)(m+2)};
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
H(x) &= H_{av} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+1)} \left[-\frac{1}{(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} - \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} + \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} \right] \\
&\quad + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right] + \frac{H_{f02}}{(m+1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+1} - \frac{1}{(m+2)} \right];
\end{aligned}$$

$$H(x) = H_{av} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m+2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m+2} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right]$$

$$+\frac{H_{f02}}{(m+1)}\left[\left(\frac{x}{L_r}+\frac{1}{2N}\right)^{m+1}-\frac{1}{(m+2)}\right]; \quad L_1 \leq x \leq L_r \quad (5.36)$$

denklemleri elde edilir.

5.3.4. Lateral boyunca değişken lateral debisi dağılımı için güç formu denklemi

Lateral boyunca menbadan mansaba doğru mesafeyle orantılı olarak lineer azalan debi dağılımı [(5.2) denklemi] yerine, lateral giriş debisindeki azalmanın mesafenin üstel bir fonksiyonu olarak ifade edildiği güç formu denklemi birçok araştırmacı tarafından tavsiye edilmektedir (Scaloppi ve Allen, 1993; Valiantzas, 1998, 2002a,b; Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004a).

Lateralde yere bağlı değişken debi dağılımını karakterize eden güç formu denklemi, (5.2) denkleminde hareketle aşağıdaki formda verilmektedir.

$$Q(x) = Q_m \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^\alpha \quad (5.37)$$

Burada,

α : Değişken debi üssüdür.

(5.37) denkleminde, $\alpha = 1.0$ için [(5.2) denklemi] lateral boyunca sabit damlatıcı debisi dağılımı elde edilirken; $\alpha \neq 1.0$ için [(5.37) denklemi] lateral boyunca yere bağlı değişken bir debi dağılımı elde edilmektedir.

Lateraldeki enerji dağılımının yere bağlı değişken debi temel yaklaşımından hareketle gerçekleştirildiği göz önüne alınırsa, (5.37) denkleminin (5.2) denklemine kıyasla, adım-adım hesap yöntemi (SBS, Step-by-Step method) ile elde edilen gerçek enerji çizgisine (actual energy-grade-line) daha yakın sonuçlar verdiği gösterilmiştir (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004a,b).

(5.37) ile verilen güç formu denkleminde hareketle, değişken debi üssünü (α) belirlemeye çalışalım. Denklemin her iki tarafın logaritması alınarak,

$$\frac{Q(x)}{Q_m} = \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^\alpha;$$

$$\log \left[\frac{Q(x)}{Q_m} \right] = \log \left[\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right]^\alpha = \alpha \log \left[\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right]$$

elde edilir.

Burada, $x = L_1$ için $Q_{(x=L_1)} = Q_{in1}$ sınır şartı yazılarak,

$$\log \left[\frac{Q_{in1}}{Q_{in}} \right] = \alpha \log \left[\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right] = \alpha \log \left(\frac{L_1'}{L_r} \right);$$

$$\alpha = \frac{\log \left(\frac{Q_{in1}}{Q_{in}} \right)}{\log \left(\frac{L_1'}{L_r} \right)} = \frac{\log \left(\frac{Q_{in1}}{Q_{in}} \right)}{\log \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)} \quad (5.38)$$

denklemini elde edilir.

Lateralin boyunca ortalama debi (q_{av}) ve mansap kısmındaki ortalama debi (q_{L1}) için verilen (5.15) ve (5.20) denklemleri, sırasıyla Q_{in} ve Q_{in1} için düzenlenerek,

$$Q_{in} = Nq_{av} = \left(\frac{L_r}{s} \right) (cH_{av}^y) \quad (5.39)$$

$$Q_{in1} = N_1q_{L1} = \left(\frac{L_1'}{s} \right) (cH_{av1}^y) = \left(\frac{L_1}{s} + \frac{1}{2} \right) (cH_{av1}^y) \quad (5.40)$$

yazılır.

(5.39) ve (5.40) denklemleri taraf tarafa oranlanarak,

$$\frac{Q_{in1}}{Q_{in}} = \frac{N_1}{N} \frac{q_{L1}}{q_{av}} = \frac{L_1'}{L_r} \left(\frac{H_{av1}}{H_{av}} \right)^y \quad (5.41)$$

elde edilir.

(5.38) denkleminde yerine yazılarak,

$$\alpha = \frac{\log \left(\frac{Q_{in1}}{Q_{in}} \right)}{\log \left(\frac{L_1'}{L_r} \right)} = \frac{\log \left[\frac{L_1'}{L_r} \left(\frac{H_{av1}}{H_{av}} \right)^y \right]}{\log \left(\frac{L_1'}{L_r} \right)} = \frac{\log \left(\frac{L_1'}{L_r} \right) + y \log \left(\frac{H_{av1}}{H_{av}} \right)}{\log \left(\frac{L_1'}{L_r} \right)}$$

$$\alpha = 1 + y \frac{\log \left(\frac{H_{av1}}{H_{av}} \right)}{\log \left(\frac{L_1'}{L_r} \right)} \quad (5.42)$$

genel formunda elde edilir.

Lineer çözüm metoduna göre, (5.42) denklemi $y=1.0$ için düzenlenerek,

$$\alpha = 1 + \frac{\log\left(\frac{H_{av1}}{H_{av}}\right)}{\log\left(\frac{L_1'}{L_r}\right)} = 1 + \frac{\log\left(\frac{H_{av1}}{H_{av}}\right)}{\log\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N}\right)} \quad (5.43)$$

denklemini elde edilir.

Değişken debi üssü (α), (5.43) denklemi yardımıyla hesaplandıktan sonra, iki çaplı lateral borunun farklı çaptaki kısımlarındaki enerji çizgisi, (5.34) ve (5.36) ile verilen basınç yükü denklemlerinde hız üssü, m yerine değişken debi etkisini ihtiva eden düzeltilmiş m değeri ($m = m_\alpha = \alpha \times m$) kullanılarak belirlenir.

5.3.5. Giriş basınç yükünün belirlenmesi

5.3.5.1. Ortalama basınç yükü ile ilişkili olarak

Şekil 5.1'den görüldüğü gibi, lateral boru girişinden ilk damlatıcıya kadar olan mesafe, $s_{in} = \varepsilon s$ ($0 \leq \varepsilon \leq 1.0$) olmak üzere, menba uçtaki giriş basınç yükü, H_{in} ; ortalama basınç yükü (H_{av}) cinsinden menba kısmı için verilen basınç yükü fonksiyonu [(5.36) denklemi], x_{in}/L_r boyutsuz mesafesi için düzenlenerek elde edilebilir.

x_{in}/L_r boyutsuz mesafesi aşağıdaki ilişki ile verilir.

$$\frac{x_{in}}{L_r} = \frac{L}{L_r} = \frac{[(N-1)s + s_{in}]}{Ns} = \frac{[(N-1)s + \varepsilon s]}{Ns} = \frac{(N + \varepsilon - 1)}{N} \quad (5.44)$$

$$H_{in} = H_{av} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x_{in}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right] \\ + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(\frac{x_{in}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right];$$

$$H_{in} = H_{av} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{(N + \varepsilon - 1)}{N} + \frac{1}{2N} \right) \right]$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(\frac{(N + \varepsilon - 1)}{N} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right]; \\
H_{in} = H_{av} & + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_l}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{2N + 2\varepsilon - 1}{2N} \right) \right] \\
& + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(\frac{2N + 2\varepsilon - 1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right]; \\
H_{in} = H_{av} & + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_l}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} - \frac{S_0 L_r}{2} \left(\frac{N + 2\varepsilon - 1}{N} \right) \\
& + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(\frac{N + \varepsilon - 1/2}{N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right] \tag{5.45}
\end{aligned}$$

denklemini ele edilir.

Lateral giriş uzunluğunun damlatıcı ara mesafesine eşit olduğu özel hal ($s_{in} = s; x_{in} / L_r = L / L_r = 1.0$) için giriş basınç yükü, (5.45) denkleminde $\varepsilon = 1.0$ yazılarak,

$$\begin{aligned}
H_{in} = H_{av} & + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_l}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} - \frac{S_0 L_r}{2} \left(1 + \frac{1}{N} \right) \\
& + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(1 + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right] \tag{5.46}
\end{aligned}$$

formunda elde edilir.

5.3.5.2. Mansap uçtaki basınç yükü ile ilişkili olarak

Alternatif bir yaklaşım olarak, ortalama basınç yükü (H_{av}) yerine mansap uç noktasındaki basınç yükü (H_d) değerinin bilinmesi halinde menba uçtaki giriş basınç yükü, H_{in} ; menba kısmı için verilen basınç yükü fonksiyonunda [(5.12) denklemi], x_{in} / L_r boyutsuz mesafesi yerine (5.44) ile verilen bağıntı yazılarak elde edilebilir.

$$H_{in} = H_d + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_l}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{x_{in}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - S_0 L_r \left(\frac{x_{in}}{L_r} \right);$$

$$H_{in} = H_d + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{(N + \varepsilon - 1)}{N} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - S_0 L_r \frac{(N + \varepsilon - 1)}{N}$$

$$H_{in} = H_d + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{(N + \varepsilon - 1/2)}{N} \right)^{m_\alpha + 1} - S_0 L_r \frac{(N + \varepsilon - 1)}{N}$$

(5.47)

5.3.6. Ekstrem basınç yükü noktalarının belirlenmesi

5.3.6.1. Aşağı eğim durumu

Aşağı eğimli iki çaplı bir lateral boruda, farklı çapa sahip her iki lateral bölümü için ayrı bir minimum çıkış akımı noktası bulunmaktadır (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004a). Genel projelendirme durumunda, lateralın tamamı göz önüne alınarak minimum çıkış akımı noktasının $0 \leq x \leq L_1$ aralığındaki D_1 çaplı mansap bölümünde gerçekleştiği kabul edilmektedir.

Bu kabulden hareketle, minimum çıkış akımı, $q_{\min}$ (veya minimum basınç yükü, $H_{\min}$) noktasına tekabül eden rölatif mesafe, $x_{\min} / L_r$; mansap bölümü için (5.9) denklemi veya (5.34) denklemi ile verilen basınç yükü fonksiyonunun türevinin 0'a eşitlenmesiyle belirlenir.

Buna göre,

$$H(x)' = \frac{d}{dx} [H(x)] = 0 \quad [H(x) \xrightarrow{(0 \leq x \leq L_1)} (5.9) \& (5.34)];$$

(5.9) denkleminde,

$$\frac{d}{dx} [H(x)] = \frac{d}{dx} \left\{ H_d + \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \right] - S_0 x \right\} = 0;$$

veya (5.34) denkleminde,

$$\frac{d}{dx} [H(x)] = \frac{d}{dx} \left\{ H_{av} + (H_{f01} - H_{f02}) \left[\frac{1}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} - \frac{1}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \right] \right. \\ \left. + \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)(m_\alpha + 2)} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right] \right\} = 0;$$

$$\frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} (m_\alpha + 1) \frac{1}{L_r} \left(\frac{x_{\min}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha} - S_0 = 0 ;$$

$$\frac{x_{\min}}{L_r} = \left(\frac{x_{\min}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) = \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{1/m_\alpha} ;$$

$$\frac{x_{\min}}{L_r} = \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{1/m_\alpha} - \left(\frac{1}{2N} \right) \quad (5.48)$$

elde edilir.

Özel hal olarak, şayet minimum çıkış akımı noktası ($x_{\min}$), 0'dan küçükse, bu noktaya tekabül eden rölatif mesafe için, $(x_{\min} / L_r) = 0$; veya L_1 uzunluğundan büyükse rölatif mesafe için, $(x_{\min} / L_r) = L_1 / L_r$ değerleri dikkate alınır.

Diğer taraftan, aşağı eğimli iki çaplı bir lateral boruda maksimum çıkış akımı, $q_{\max}$ (veya maksimum basınç yükü, $H_{\max}$), farklı çapa sahip her bir lateral bölümünün girişinde veya kapanış noktasında bulunabilmektedir (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004a). Genel projelendirme durumunda, lateralın tamamı göz önüne alınarak maksimum çıkış akımı noktasının $L_1 \leq x \leq L_r$ aralığındaki D_2 çaplı menba bölümünde, menbadan itibaren ilk damlatıcıda gerçekleştiği kabul edilmektedir.

Buna göre (Şekil 5.1'den);

$$\frac{x_{\max}}{L_r} = \frac{(L - s_{in})}{L_r} = \frac{(L - \varepsilon s)}{L_r} = \frac{L}{L_r} - \frac{\varepsilon s}{Ns} = \frac{L}{L_r} - \frac{\varepsilon}{N} \quad (5.49)$$

eşitliği yazılabilir.

Özel hal için;

$$a) \ s_{in} = s(\varepsilon = 1.0) : \quad L = (N - 1)s + s = Ns = L_r$$

$$\frac{x_{\max}}{L_r} = \frac{Ns}{Ns} - \frac{1}{N} = 1 - \left(\frac{1}{N} \right) \quad (5.50a)$$

$$b) \ s_{in} = 0.5s(\varepsilon = 0.5) : \quad L = (N - 1)s + 0.5s = s(N - 1/2) ;$$

$$\frac{x_{\max}}{L_r} = \frac{s(N - 1/2)}{Ns} - \frac{(1/2)}{N} = 1 - 2 \frac{1}{2N} = 1 - \left(\frac{1}{N} \right) \quad (5.50b)$$

bağıntısı elde edilir.

5.3.6.2. Yatay ve yukarı eğim durumu

Yatay veya yukarı eğimli iki çaplı bir lateral boruda minimum çıkış akımı, $q_{\min}$ (veya minimum basınç yükü, $H_{\min}$), mansap uç noktasından itibaren ilk damlatıcıda hasıl olurken; maksimum çıkış akımı, $q_{\max}$ (veya minimum basınç yükü, $H_{\max}$) lateral menba kısmında boru girişinden itibaren ilk damlatıcıda hasıl olmaktadır.

$$x_{\min} = 0; \quad \frac{x_{\min}}{L_r} = 0 \quad (5.51a)$$

$$x_{\max} = (N-1)s; \quad \frac{x_{\max}}{L_r} = \frac{(N-1)s}{Ns} = 1 - \left(\frac{1}{N}\right) \quad (5.51b)$$

5.3.7. Lateral boyunca izin verilen maximum basınç yükü değişimi

Mikro-sulama lateral borularının tasarımında göz önüne alınan temel prensiplerden biri, lateral giriş basınç yükü, su dağıtım üniformaluk katsayısı ve sürtünmeden doğan toplam enerji kayıpları arasındaki hassas dengenin sağlanmış olmasıdır (Yıldırım ve Ağralıoğlu 2002a).

Lateral hidrolik hesaplamalarında, boru hattı boyunca dağıtım debilerinin üniformaluğunu kontrol etmek üzere, damlatıcı debilerinin izin verilen sınırlı değerler arasındaki değişimini karakterize eden Christiansen üniformaluk katsayısı ve sonçeyrek dağıtım üniformaluk katsayısı yaygın olarak kullanılmaktadır.

Söz konusu üniformaluk katsayıları ile birlikte, boru hattı boyunca damlatıcı basınç yükleri arasındaki maksimum farkın ortalama basınç yükünden sapmasının değerlendirildiği, izin verilen maksimum basınç yükü değişimi de (ΔH) alternatif bir üniformaluk kriteri olarak değerlendirilmektedir.

Buna göre,

$$\Delta H = f_H H_{av} \quad (5.52)$$

yazılabilir.

Burada,

ΔH : lateral boyunca izin verilen maksimum basınç yükü farkı (m);

$f_H = \Delta H / H_{av}$:lateral boyunca basınç yükü değişimi olup, izin verilen maksimum basınç yükü farkının, ortalama basınç yüküne oranıdır (%).

Hidrolik tasarım bakımından izin verilen maksimum basınç yükü farkının ortalama basınç yükünden sapma miktarı, f_H , damlatıcı debilerindeki değişim göz önüne alındığında %10 ile %20 (Anyoji ve Wu, 1987); türbülans rejimli damlatıcılar ($y \cong 0.5$) veya yağmurlama sistemi lateral boruları ($y = 0.5$) için, %20 ile %40 basınç yükü değişimine tekabül etmektedir (Wu, 1992).

İki çaplı mikro-sulama lateral borularının optimum tasarımında esas alınan temel prensip, lateral boyunca damlatıcı işletme basınç yükleri arasındaki maksimum farkı ($H_{\max} - H_{\min}$), izin verilen maksimum basınç yükü farkına (ΔH) eşitleyip, buna göre daha küçük çaplı (D_1) mansap bölümünün ($0 \leq x \leq L_1$) optimum uzunluğunu (L_1) belirlemektir.

Buna göre,

$$H_{\max} - H_{\min} = \Delta H \quad (5.53)$$

yazılır. Burada,

$H_{\max}$, $H_{\min}$: Lateral boyunca damlatıcı işletme basınç yükünün maksimum ve minimum değerleridir (m).

Menba kısmı [$L_1 \leq x \leq L_r$] için (5.36) denklemi ile verilen basınç yükü fonksiyonu, $x_{\max} / L_r$ boyutsuz mesafesi için düzenlenerek, maksimum basınç yükü ($H_{\max}$) elde edilebilir.

$$H_{\max} = H(x_{\max}) = H_{av} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_{\alpha} + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_{\alpha} + 2} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x_{\max}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right] + \frac{H_{f02}}{(m_{\alpha} + 1)} \left[\left(\frac{x_{\max}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_{\alpha} + 1} - \frac{1}{(m_{\alpha} + 2)} \right] \quad (5.54)$$

Benzer şekilde, mansap kısmı [$0 \leq x \leq L_1$] için, (5.34) denklemi ile verilen basınç yükü fonksiyonu $x_{\min} / L_r$ boyutsuz mesafesi için düzenlenerek, minimum basınç yükü ($H_{\min}$) elde edilebilir.

$$H_{\min} = H(x_{\min}) = H_{av} + (H_{f01} - H_{f02}) \left[\frac{1}{(m_{\alpha} + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_{\alpha} + 2} - \frac{1}{(m_{\alpha} + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_{\alpha} + 1} \right]$$

$$+ \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{x_{\min}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)(m_\alpha + 2)} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{x_{\min}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right) \right] \quad (5.55)$$

(5.54) ve (5.55) denklemleri taraf tarafa çıkarılarak,

$$\begin{aligned} \Delta H = (H_{\max} - H_{\min}) &= \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{x_{\max}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \\ &- \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{x_{\min}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - S_0 L_r \frac{(x_{\max} - x_{\min})}{L_r} \end{aligned} \quad (5.56)$$

genel formundaki denklem elde edilir (Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004a).

5.3.7.1. Aşağı eğim durumu

Aşağı eğimli iki çaplı lateral boruda, maksimum ve minimum damlatıcı işletme basınç yükseklikleri $(H_{\max}, H_{\min})$, $0 \leq x \leq L_1$ aralığında mansap kısmı için verilen basınç yükü fonksiyonunda [(5.34) denklemi], $x_{\min}/L_r$ için (5.48) denklemi; $L_1 \leq x \leq L_r$ aralığında menba kısmı için verilen basınç yükü fonksiyonunda [(5.36) denklemi], $x_{\max}/L_r$ için (5.50) denklemi yerlerine yazılarak elde edilebilir.

Veya (5.56) ile verilen genel denklemde, maksimum ve minimum boyutsuz mesafeler yerine ilgili bağıntılar $\{x_{\max}/L_r = 1 - (1/N); x_{\min}/L_r = [(S_0 L_r / H_{f01})^{1/m_\alpha} - (1/2N)]\}$ yazılarak,

$$\begin{aligned} H_{\max} &= H_{av} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(1 - \frac{1}{N} + \frac{1}{2N} \right) \right] \\ &+ \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(1 - \frac{1}{N} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right]; \\ H_{\min} &= H_{av} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} - \frac{S_0 L_r}{2} \left(1 - \frac{1}{N} \right) + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(1 - \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right] \end{aligned} \quad (5.57)$$

elde edilir.

$$H_{\min} = H_{av} + (H_{f01} - H_{f02}) \left[\frac{1}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} - \frac{1}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \right]$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{1/m_\alpha} - \frac{1}{2N} + \frac{1}{2N} \right]^{m_\alpha + 1} - \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)(m_\alpha + 2)} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{1/m_\alpha} - \frac{1}{2N} + \frac{1}{2N} \right) \right]; \\
H_{\min} = H_{av} + (H_{f01} - H_{f02}) & \left[\frac{1}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} - \frac{1}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \right] \\
& + \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{(m_\alpha + 1)/m_\alpha} - \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)(m_\alpha + 2)} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{1/m_\alpha} \right] \quad (5.58)
\end{aligned}$$

(5.57) ve (5.58) denklemleri taraf tarafa çıkarılarak,

$$\begin{aligned}
\Delta H = H_{\max} - H_{\min} = & \left\{ H_{av} + \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} - \frac{S_0 L_r}{2} \left(1 - \frac{1}{N} \right) + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(1 - \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{1}{(m_\alpha + 2)} \right] \right\} \\
& - \left\{ H_{av} + (H_{f01} - H_{f02}) \left[\frac{1}{(m_\alpha + 2)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 2} - \frac{1}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \right] \right. \\
& \left. + \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{(m_\alpha + 1)/m_\alpha} - \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)(m_\alpha + 2)} + S_0 L_r \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{1/m_\alpha} \right] \right\} \\
\Delta H = H_{\max} - H_{\min} = & \left\{ \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left(1 - \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{(m_\alpha + 1)/m_\alpha} \right. \\
& \left. + S_0 L_r \left[\left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{1/m_\alpha} - \left(1 - \frac{1}{2N} \right) \right] \right\} \quad (5.59)
\end{aligned}$$

denklemini elde edilir.

5.3.7.2. Yatay ve yukarı eğim durumu

Yatay veya yukarı eğim halinde, (5.56) ile verilen genel denklemde, (5.51a) ve (5.51b) eşitlikleri ile verilen maksimum ve minimum işletme basınç yüksekliklerine ait boyutsuz mesafeler, $\{ x_{\max} / L_r = 1 - (1/N) ; x_{\min} / L_r = 0 \}$ yerlerine yazılarak,

$$\Delta H = (H_{\max} - H_{\min}) = \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left(1 - \frac{1}{N} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1}$$

$$\begin{aligned}
& -\frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - S_0 L_r \left(1 - \frac{1}{N} \right); \\
\Delta H = (H_{\max} - H_{\min}) &= \frac{(H_{f01} - H_{f02})}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} + \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left(1 - \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \\
& -\frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - S_0 L_r \left(1 - \frac{1}{N} \right)
\end{aligned} \tag{5.60}$$

denklemini elde edilir.

5.3.8. Lateralin küçük çaplı mansap bölümü için optimum boru uzunluğunun belirlenmesi

Farklı eğim şartları düşünülerek, iki çaplı bir lateral borunun daha küçük çaplı (D_1) mansap kısmının uzunluğunun (L_1) belirlenmesinde, (5.56) ile verilen genel denklem, rölatif optimum uzunluk (L_1 / L_r) için düzenlenerek,

$$\begin{aligned}
\left(\frac{L_1}{L_r} \right) &= \left\{ \frac{(m_\alpha + 1)}{(H_{f01} - H_{f02})} \left[\Delta H - \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{x_{\max}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \right. \right. \\
& \left. \left. + \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{x_{\min}}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} + S_0 L_r \frac{(x_{\max} - x_{\min})}{L_r} \right] \right\}^{1/(m_\alpha + 1)} - \left(\frac{1}{2N} \right)
\end{aligned} \tag{5.61}$$

genel denklemini elde edilir.

5.3.8.1. Aşağı eğim durumu

Aşağı eğim halinde maksimum basınç yükü farkı için çıkarılan (5.59) denklemini, (L_1 / L_r) cinsinden yazılıp düzenlenerek,

$$\begin{aligned}
\left(\frac{L_1}{L_r} \right) &= \left\{ \frac{(m_\alpha + 1)}{(H_{f01} - H_{f02})} \left[\Delta H - \frac{H_{f02}}{(m_\alpha + 1)} \left(1 - \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \right. \right. \\
& \left. \left. + \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{(m_\alpha + 1)/m_\alpha} + S_0 L_r \left[\left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{1/m_\alpha} - \left(1 - \frac{1}{2N} \right) \right] \right] \right\}^{1/(m_\alpha + 1)} - \left(\frac{1}{2N} \right)
\end{aligned} \tag{5.62}$$

denklemini elde edilir.

5.3.8.2. Yatay ve yukarı eğim durumu

Benzer şekilde yatay veya yukarı eğim halinde, maksimum basınç yükü farkı için çıkarılan (5.60) denklemi, (L_1 / L_r) cinsinden yazılıp düzenlenerek,

$$\left(\frac{L_1}{L_r}\right) = \left[\frac{1}{(H_{f01} - H_{f02})} \left(\Delta H(m_\alpha + 1) + H_{f01} \left(\frac{1}{2N}\right)^{m_\alpha + 1} - H_{f02} \left(1 - \frac{1}{2N}\right)^{m_\alpha + 1} + S_0 L_r (m_\alpha + 1) \left(1 - \frac{1}{N}\right) \right) \right]^{1/(m_\alpha + 1)} - \left(\frac{1}{2N}\right) \quad (5.63)$$

denklemi elde edilir.

5.4. Hesap Adımları

Farklı eğim şartlarındaki iki çaplı mikro-sulama lateral borusunun optimum hidrolik tasarımı, boru hattı boyunca enerji çizgisinin ve ilgili akım parametrelerinin belirlenmesinde, aşağıdaki verilere ihtiyaç duyulmaktadır.

Lateral boru hattının toplam uzunluğu (L), lateral üzerine yerleştirilen laminar rejimli ($\nu = 1.0$) damlatıcıların sayısı (N) ve ara mesafesi (s), lateral giriş mesafesi ($s_{in} = \varepsilon s$), damlatıcı katsayısı (c), ortalama damlatıcı debisi (q_{av}) ve ortalama basınç yükü (H_{av}), lateral giriş debisi ($Q_{in} = N q_{av}$), lateral boyunca maksimum basınç yükü farkını sağlayacak biçimde seçilen menba ve mansap bölümlerindeki boru çapları (D_2, D_1 ; $D_2 > D_1$), üniform lateral eğimi (S_0), verilen eğim değeri için lateral boru hattı boyunca izin verilen maksimum basınç yükü değişimi ($f_H = \Delta H / H_{av}$), Hazen-Williams denklemi için sürtünme katsayısı ($C_{HZ} = 130$), Hazen-Williams denkleminde pürüzsüz boru hali için verilen hız ve çap üssü değerleri [$m = 1.852$, $n = 4.871$; $Q_{in} (m^3 s^{-1})$, $D (m)$].

Lineer çözüm metoduna göre, hesap adımları ardışık iki çözüm safhasında teşkil edilir. Çözümün ilk safhasında, sabit debi yaklaşımına dayanılarak, $m = 1.0 \times m(\alpha = 1.0)$ için gerekli hidrolik değişkenlerin değerleri, ilgili denklemler yardımıyla hesaplanır. (5.43) denkleminde görüldüğü gibi, değişken debi üssü (α); N , H_{avl} / H_{av} ve L_1 / L_r parametrelerine bağlı olarak belirlenir. Çözümün ikinci safhasında, değişken debi temel yaklaşımı esas alınarak, $m_\alpha = \alpha \times m(\alpha \neq 1.0)$ için hidrolik değişkenlerin değerleri ilgili denklemler yardımıyla yeniden hesaplanır.

Lineer çözüm metoduna göre, lateral boyunca enerji çizgisinin ve hidrolik tasarım parametrelerinin belirlenmesinde şu hesap adımları takip edilmelidir.

i) $m = 1.0 \times m(\alpha = 1.0)$ için:

* Lateral giriş debisi (Q_{in}), menba ve mansap bölümleri için düz bir borudaki sürtünme kayıpları (H_{f01}, H_{f02}) ilgili bağıntılar yardımıyla hesaplanır.

$$Q_{in} = Nq_{av}; \quad H_{f01} = C \frac{Q_{in}^m}{D_1^n} L_r; \quad H_{f02} = C \frac{Q_{in}^m}{D_2^n} L_r$$

* (5.52) denkleminde lateral boyunca izin verilen maksimum basınç yükü farkı (ΔH) hesaplanır.

$$\Delta H = f_H H_{av}$$

* Daha küçük çaplı mansap bölümüne ait rölatif mansap uzunluğu (L_1 / L_r); (5.61) ile verilen genel denklemden; veya aşağı eğim hali için (5.62) denkleminde, yatay veya yukarı eğim hali için (5.63) denkleminde hesaplanır.

* (5.32) denkleminde, lateralın mansap kısmı için ortalama basınç yükü (H_{av1}) hesaplanır.

* (5.43) denklemi yardımıyla değişken debi üssü (α); N , H_{av1} / H_{av} ve L_1 / L_r parametrelerine bağlı olarak hesaplanır.

ii) $m_\alpha = \alpha \times m(\alpha \neq 1.0)$ için:

* m_α değerine bağlı olarak hesaplanan L_1 / L_r değerine göre, mansap bölümündeki damlatıcı sayısı [$N_1 = (L_1 + s / 2) / s$] tayin edilir; buna göre rölatif mansap uzunluğu L_1 / L_r yeniden belirlenir.

* Lateral giriş basınç yükü (H_{in}), (5.45) veya (5.46) denkleminde; mansap uç noktası basınç yükü (H_d), (5.28) denkleminde; lateral boyunca toplam sürtünme kaybı ($H_{f(L)}$), (5.7) denkleminde hesaplanır. (H_{in}) ve (H_d) değerleri bilindiğine göre, ($H_{f(L)}$); verilen eğim durumuna göre enerjinin korunumu (Bernoulli denklemi) prensibinden hareketle de belirlenebilir.

* Maksimum ve minimum çıkış akımı noktalarına tekabül eden boyutsuz mesafeler ($x_{max} / L_r, x_{min} / L_r$); aşağı eğim hali için sırasıyla (5.50a,b) ve (5.48) denklemlerinden;

yatay ve yukarı eğim hali için sırasıyla (5.51b) ve (5.51a) denklemlerinden hesaplanır.

* Maksimum ve minimum basınç yükleri ($H_{\max}, H_{\min}$); sırasıyla (5.57) ve (5.58) denklemlerinden hesaplanır.

* Maksimum basınç yükü farkı ($\Delta H = H_{\max} - H_{\min}$); aşağı eğim hali için (5.59) denkleminde, yatay ve yukarı eğim hali için (5.60) denkleminde hesaplanır. Buna göre, basınç yükü değişimi ($f_H = \Delta H / H_{av}$), yeniden belirlenir.

* $0 \leq x \leq L_1$ aralığındaki D_1 çaplı mansap kısmı için, optimum rölatif uzunluk (L_1 / L_r); aşağı eğim hali için (5.62) denkleminde, yatay ve yukarı eğim hali için (5.63) denkleminde hesaplanır.

* D_1 çaplı L_1 uzunluğundaki mansap kısmındaki ortalama basınç yükü, H_{av1} , (5.32) denkleminde, ortalama damlatıcı debisi, q_{L1} , (5.22) denkleminde ve mansap kısmı girişindeki toplam lateral debisi, Q_{in1} , (5.20) denkleminde hesaplanır. Mansap kısmı sonundaki toplam sürtünme kaybı, $H_{f1(L_1)}$, $x = L_1$ için (5.4) denkleminde hesaplanır.

* Değişken debi temel yaklaşımından hareketle, lateral debisi dağılımı [$Q(x)$], (5.37) denkleminde; basınç yükü dağılımı [$H(x)$], $0 \leq x \leq L_1$ aralığındaki mansap kısmı için (5.9) veya (5.34) denkleminde; $L_1 \leq x \leq L_r$ aralığındaki menba kısmı için (5.12) veya (5.36) denklemlerinde; sürtünme kaybı dağılımları [$H_{f1}(x)$, $H_{f2}(x)$], mansap ve menba bölümleri için sırasıyla (5.4) ve (5.5) denklemlerinde hesaplanır.

5.5. Uygulamalar

Aşağıda verilen 3 farklı tasarım kombinasyonu için, iki çaplı bir mikro-sulama lateral borusunun optimum hidrolik tasarımı, boru hattı boyunca enerji çizgisinin belirlenerek, ilgili akım parametrelerinin hesaplanması.

(a): $S_0 = 0.02$ aşağı eğim hali için, $f_H = \%20$;

(b): $S_0 = 0.0$ yatay boru hali için, $f_H = \%25$ ve

(c): $S_0 = -0.005$ yukarı eğim hali için, $f_H = \%40$.

Veriler:

Lateral boru hattının toplam uzunluğu, $L = L_r = 250$ m; lateral üzerine yerleştirilen laminer rejimli ($\gamma = 1.0$) damlatıcıların sayısı, $N = 250$; damlatıcı ara mesafesi, $s = 1$ m; lateral giriş mesafesi, $s_{in} = s = 1.0$ m; ortalama damlatıcı debisi, $q_{av} = 4.0l/sa = 1.111 \times 10^{-6} m^3 s^{-1}$; ortalama basınç yükü $H_{av} = 9.633m$; damlatıcı katsayısı, $c = (1.111 \times 10^{-6} / 9.6)^{1/1} = 1.153 \times 10^{-7}$; menba ve mansap bölümleri için seçilen nominal çap değerleri sırasıyla, $D_2 = 24$ mm ve $D_1 = 16$ mm; Hazen-Williams sürtünme kaybı denklemindeki sürtünme katsayısı, $C = 10.629 / C_{HZ}^m$ [$C_{HZ} = 130; Q(m^3 s^{-1}), D(m)$] (Streeter ve Wylie, 1983); Hazen-Williams denkleminde pürüzsüz boru hali için verilen hız ve çap üssü değerleri, $m = 1.852$, $n = 4.871$.

Lineer Çözüm:

(a): $S_0 = 0.02$ aşağı eğim hali ve basınç yükü değişimi, $f_H = \%20$.

i) $m = 1.0 \times m(\alpha = 1.0)$ için:

$$* Q_{in} = Nq_{av} = 250 \times (1.111 \times 10^{-6}) = 2.7775 \times 10^{-4} m^3 s^{-1};$$

$$* H_{f01} = C \frac{Q_{in}^m}{D_1^n} L_r = 10.629 \left(\frac{Q_{in}}{C_{HZ}} \right)^m \frac{L_r}{D_1^n} = 10.629 \times \left(\frac{2.7775 \times 10^{-4}}{130} \right)^{1.852} \times \frac{250}{(16 \times 10^{-3})^{4.871}} = 46.86m;$$

$$* H_{f01} = C \frac{Q_{in}^m}{D_2^n} L_r = 10.629 \left(\frac{Q_{in}}{C_{HZ}} \right)^m \frac{L_r}{D_2^n} = 10.629 \times \left(\frac{2.7775 \times 10^{-4}}{130} \right)^{1.852} \times \frac{250}{(24 \times 10^{-3})^{4.871}} = 6.502m.$$

*(5.52) denkleminde, ΔH :

$$\Delta H = f_H H_{av} = 0.20 \times 9.633 = 1.9266m$$

*Aşağı eğim hali için, (5.50a,b) bağıntısından:

$$\frac{x_{max}}{L_r} = 1 - \left(\frac{1}{N} \right) = 1 - \left(\frac{1}{250} \right) = 0.996;$$

$$x_{max} = \left(\frac{x_{max}}{L_r} \right) L_r = 0.996 \times 250 = 249m (\cong L = 250m)$$

*(5.48) bağıntısından, (x_{min} / L_r) :

$$\frac{x_{min}}{L_r} = \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}} \right)^{1/m} - \left(\frac{1}{2N} \right) = \left(\frac{0.02 \times 250}{46.86} \right)^{1/1.852} - \left(\frac{1}{2 \times 250} \right) = 0.297.$$

$$x_{min} = \left(\frac{x_{min}}{L_r} \right) L_r = 0.297 \times 250 = 74.2m;$$

$$x_{\min} = (N_{\min} - 1)s \longrightarrow N_{\min} = \left(\frac{x_{\min}}{s} \right) + 1 = \left(\frac{74.2}{1} \right) + 1 = 75.2 \cong 75 ;$$

*(5.61) genel denklemden, (L_1 / L_r) :

$$\begin{aligned} \left(\frac{L_1}{L_r} \right) = & \left\{ \frac{(1.852+1)}{(46.86-6.502)} \times \left[1.9266 - \frac{6.502}{(1.852+1.0)} \times \left(0.996 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(1.852+1)} \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{46.86}{(1.852+1)} \times \left(0.297 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(1.852+1)} + 0.02 \times 250 \times (0.996 - 0.297) \right] \right\}^{1/(1.852+1)} - \left(\frac{1}{2 \times 250} \right) \cong 0.622 \end{aligned}$$

*veya aşağı eğim hali için, (5.62) denklemden, (L_1 / L_r) :

$$\begin{aligned} \left(\frac{L_1}{L_r} \right) = & \left\{ \frac{(1.852+1)}{(46.86-6.502)} \times \left[1.9266 - \frac{6.502}{(1.852+1)} \times \left(1 - \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(1.852+1)} \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{46.86}{(1.852+1)} \times \left(\frac{0.02 \times 250}{46.86} \right)^{(1.852+1)/1.852} + 0.02 \times 250 \times \left[\left(\frac{0.02 \times 250}{46.86} \right)^{1/1.852} - \left(1 - \frac{1}{2 \times 250} \right) \right] \right] \right\}^{1/(1.852+1)} - \left(\frac{1}{2 \times 250} \right) \\ \left(\frac{L_1}{L_r} \right) \cong & 0.622 ; \quad L_1 = \left(\frac{L_1}{L_r} \right) L_r = 0.622 \times 250 = 155.5m; \end{aligned}$$

$$L_1 = (N_1 - 1)s + s/2 = N_1 s - s/2 \longrightarrow N_1 = \frac{(L_1 + s/2)}{s} = \frac{(155.5 + 1/2)}{1.0} = 155.9 \cong 156 ;$$

$$\left\{ \left(\frac{L_1}{L_r} \right) = \frac{[(N_1 - 1)s + s/2]}{(N_1 s)} = \frac{[(156 - 1) \times 1 + 1/2]}{250} \cong 0.622 \right\}$$

*(5.32) denklemden, H_{av1} :

$$\begin{aligned} H_{av1} = & 9.633 + \frac{46.86}{(1.852+1) \times (1.852+2)} \times \left[\left(0.622 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(1.852+1)} - \left(0.622 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(1.852+2)} \right] \\ & + \frac{6.502}{(1.852+1) \times (1.852+2)} \times \left[\left(0.622 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(1.852+2)} - 1 \right] + \frac{0.02 \times 250}{2} \times \left[1 - \left(0.622 + \frac{1}{2 \times 250} \right) \right] \\ & - \frac{(46.86 - 6.502)}{(1.852+1)} \times \left[\left(0.622 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(1.852+1)} - \left(0.622 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(1.852+2)} \right] = 9.111m. \end{aligned}$$

*(5.43) denklemden, α :

$$\alpha = 1 + \frac{\log\left(\frac{H_{av1}}{H_{av}}\right)}{\log\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N}\right)} = 1 + \frac{\log\left(\frac{9.111}{9.633}\right)}{\log\left(0.622 + \frac{1}{2 \times 250}\right)} \cong 1.118$$

ii) $m_\alpha = \alpha \times m (\alpha \neq 1.0)$ için:

$$* m_\alpha = \alpha \times m = 1.118 \times 1.852 = 2.071 ;$$

$$\frac{x_{\max}}{L_r} = 0.996 ;$$

$$\frac{x_{\min}}{L_r} = \left(\frac{S_0 L_r}{H_{f01}}\right)^{1/m_\alpha} - \left(\frac{1}{2N}\right) = \left(\frac{0.02 \times 250}{46.86}\right)^{1/2.071} - \left(\frac{1}{2 \times 250}\right) = 0.337 .$$

$$x_{\min} = \left(\frac{x_{\min}}{L_r}\right) L_r = 0.337 \times 250 = 84.25 m ;$$

$$N_{\min} = \left(\frac{84.25}{1}\right) + 1 = 85.25 \cong 85 ;$$

* (5.61) genel denkleminde, (L_1 / L_r) :

$$\begin{aligned} \left(\frac{L_1}{L_r}\right) = & \left\{ \frac{(2.071+1)}{(46.86-6.502)} \times \left[1.9266 - \frac{6.502}{(2.071+1.0)} \times \left(0.996 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{46.86}{(2.071+1)} \times \left(0.337 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} + 0.02 \times 250 \times (0.996 - 0.337) \right] \right\}^{1/(2.071+1)} - \left(\frac{1}{2 \times 250}\right) \cong 0.658 \end{aligned}$$

* veya aşağı eğim hali için, (5.62) denkleminde, (L_1 / L_r) :

$$\begin{aligned} \left(\frac{L_1}{L_r}\right) = & \left\{ \frac{(2.071+1)}{(46.86-6.502)} \times \left[1.9266 - \frac{6.502}{(2.071+1)} \times \left(1 - \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{46.86}{(2.071+1)} \times \left(\frac{0.02 \times 250}{46.86} \right)^{(2.071+1)/2.071} + 0.02 \times 250 \times \left[\left(\frac{0.02 \times 250}{46.86} \right)^{1/2.071} - \left(1 - \frac{1}{2 \times 250} \right) \right] \right] \right\}^{1/(2.071+1)} \\ & - \left(\frac{1}{2 \times 250}\right) \cong 0.658 \end{aligned}$$

$$L_1 = 0.658 \times 250 = 164.48 m \cong 164.5 m ;$$

$$N_1 = \frac{(164.48 + 1/2)}{1.0} = 164.97 \cong 165 ; \quad \left\{ \left(\frac{L_1}{L_r} \right) = \frac{[(165-1) \times 1 + 1/2]}{250} \cong 0.658 \right\}$$

* ($S_{in} = s; \varepsilon = 1.0; L/L_r = 1.0$) özel hali için (5.46) denkleminde, H_{in} :

$$H_{in} = 9.633 + \frac{(46.86 - 6.502)}{(2.071 + 2)} \times \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+2)} - \frac{0.02 \times 250}{2} \left(1 + \frac{1}{250} \right) \\ + \frac{6.502}{(2.071+1)} \times \left[\left(1 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} - \frac{1}{(2.071+2)} \right] = 10.560m .$$

*(5.28) denkleminde, H_d :

$$H_d = 9.633 - \frac{46.86}{(2.071+1) \times (2.071+2)} \times \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+2)} + \frac{46.86}{(2.071+1)} \times \left(\frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} \\ - \frac{6.502}{(2.071+1) \times (2.071+2)} \times \left[1 - \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+2)} \right] \\ - \frac{(46.86 - 6.502)}{(2.071+1)} \times \left[\left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} - \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+2)} \right] + \frac{0.02 \times 250}{2} \times \left(1 - \frac{1}{250} \right) = 9.760m$$

* Bernoulli denkleminde, $H_{f(L)}$:

$$H_{in} + S_0 L = H_d + H_{f(L)} \longrightarrow H_{f(L)} = (H_{in} - H_d) + S_0 L ;$$

$$H_{f(L)} = (10.56 - 9.76) + 0.02 \times 250 = 5.80m$$

*veya (5.7) denkleminde, $H_{f(L)}$:

$$H_{fL} = \frac{46.86}{(2.071+1)} \times \left[\left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} - \left(\frac{1}{2 \times N} \right)^{(2.071+1)} \right] \\ + \frac{6.502}{(2.071+1)} \times \left[\left(1 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} - \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} \right] = 5.80m .$$

* $L_1 = 164.5m$ uzunluğunda ve $D_1 = 16mm$ çaplı mansap bölümündeki toplam sürtünme kaybı, $H_{f1(L_1)}$, $x = L_1$ için (5.4) denkleminde:

$$H_{f1(L_1)} = \frac{H_{f01}}{(m_\alpha + 1)} \left[\left(\frac{L_1}{L_r} + \frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} - \left(\frac{1}{2N} \right)^{m_\alpha + 1} \right]$$

$$= \frac{46.86}{(2.071+1)} \times \left[\left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} - \left(\frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} \right] = 4.26m.$$

* $L_2 = 250 - 164.5 = 85.5m$ uzunluğunda ve $D_2 = 24mm$ çaplı menba bölümündeki toplam sürtünme kaybı, $H_{f2(L)}$:

$$H_{f2(L)} = H_{f(L)} - H_{f1(L_1)} = 5.80 - 4.26 = 1.54m .$$

* Aşağı eğim hali için (5.57) denkleminde, $H_{\max}$:

$$H_{\max} = 9.633 + \frac{(46.86 - 6.502)}{(2.071 + 2)} \times \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+2)} - \frac{0.02 \times 250}{2} \times \left(1 - \frac{1}{250} \right) \\ + \frac{6.502}{(2.071+1)} \times \left[\left(1 - \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} - \frac{1}{(2.071+2)} \right] = 10.554m .$$

* Aşağı eğim hali için (5.58) denkleminde, $H_{\min}$:

$$H_{\min} = 9.633 + (46.86 - 6.502) \times \left[\frac{1}{(2.071+2)} \times \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+2)} - \frac{1}{(2.071+1)} \times \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} \right] \\ + \frac{46.86}{(2.071+1)} \times \left(\frac{0.02 \times 250}{46.86} \right)^{(2.071+1)/2.071} - \frac{6.502}{(2.071+1) \times (2.071+2)} + 0.02 \times 250 \times \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{0.02 \times 250}{46.86} \right)^{1/2.071} \right] = 8.626m.$$

$$* \Delta H = H_{\max} - H_{\min} = 10.554 - 8.626 = 1.928m;$$

* veya doğrudan (5.59) denkleminde, ΔH :

$$\Delta H = H_{\max} - H_{\min} = \left\{ \frac{(46.86 - 6.502)}{(2.071+1)} \times \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} + \frac{6.502}{(2.071+1)} \times \left(1 - \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.071+1)} \right. \\ \left. - \frac{46.86}{(2.071+1)} \times \left(\frac{0.02 \times 250}{46.86} \right)^{(2.071+1)/2.071} + 0.02 \times 250 \times \left[\left(\frac{0.02 \times 250}{46.86} \right)^{1/2.071} - \left(1 - \frac{1}{2 \times 250} \right) \right] \right\} = 1.928m ;$$

$$* f_H = \frac{\Delta H}{H_{av}} = \frac{1.928}{9.633} = 0.20$$

*(5.32) denkleminde, H_{av1} :

$$H_{av1} = 9.633 + \frac{46.86}{(2.072+1) \times (2.072+2)} \times \left[\left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.072+1)} - \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.072+2)} \right]$$

$$+ \frac{6.502}{(2.072+1) \times (2.072+2)} \times \left[\left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.072+2)} - 1 \right] + \frac{0.02 \times 250}{2} \times \left[1 - \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right) \right]$$

$$- \frac{(46.86 - 6.502)}{(2.072+1)} \times \left[\left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.072+1)} - \left(0.658 + \frac{1}{2 \times 250} \right)^{(2.072+2)} \right] = 9.168m$$

* (5.22) denkleminde, q_{L1} :

$$H_{av1} = \left(\frac{q_{L1}}{c} \right)^{1/y} \longrightarrow q_{L1} = c H_{av1}^y = 1.153 \times 10^{-7} \times (9.168)^{1.0} = 1.0571 \times 10^{-6} m^3 s^{-1};$$

(5.20) denkleminde, Q_{m1} :

$$Q_{m1} = N_1 q_{L1} = 165 \times 1.0571 \times 10^{-6} = 1.7442 \times 10^{-4} m^3 s^{-1}$$

(a) ile verilen tasarım kombinasyonu [$S_0 = 0.02$ (aşağı eğim) ve $f_H = \%20$] için, lineer çözümden elde edilen hesap değerleri, Şekil 5.2’de şematik olarak gösterilmiştir. Bu tasarım kombinasyonu için yapılan hidrolik hesaplamalardan şu pratik sonuç elde edilmiştir. İki çaplı bir lateralde, menba ve mansap bölümündeki hesap değerleri karşılaştırıldığında, menbadan mansaba doğru nominal çaptaki %33 azalma ($D_2 = 24 mm$, $D_1 = 16 mm$) ile birlikte uzunluk değerlerindeki %92 artma ($L_2 = 85.5 m$, $L_1 = 164.5 m$); menbadan mansaba doğru toplam sürtünme kayıplarının %177 ($H_{f1(L_1)} = 4.26m$; $H_{f2(L_2)} = 1.54m$) artmasına sebep olmaktadır.

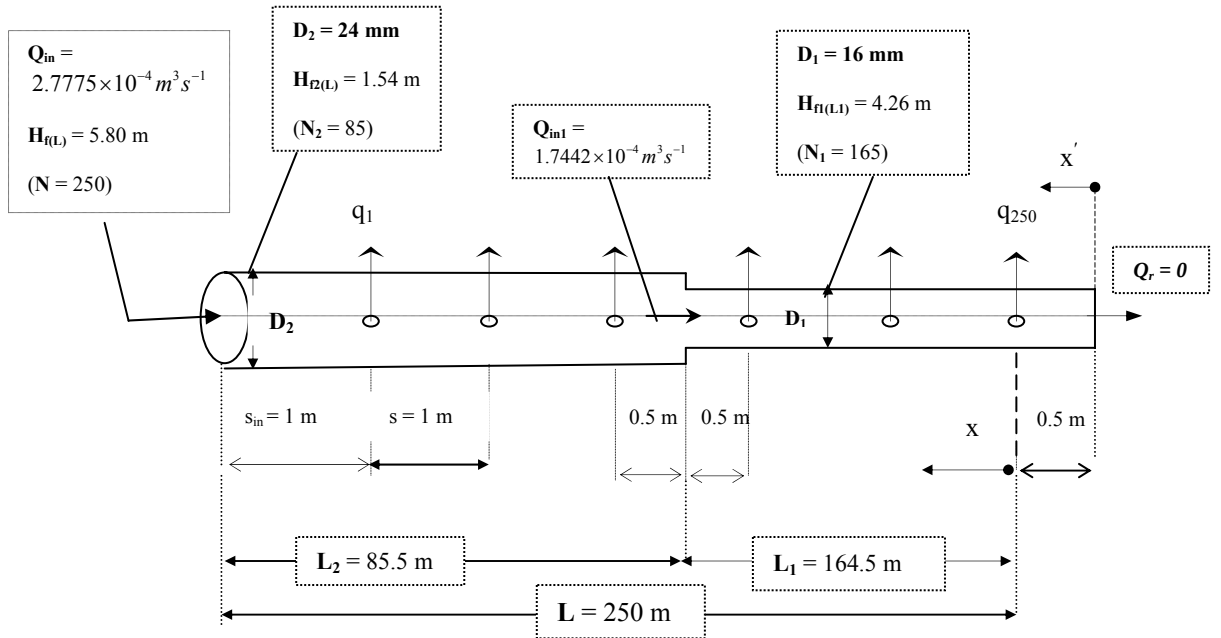
Lineer çözüm metoduna göre, **(b)** [$S_0 = 0.0$ (yatay boru), $f_H = \%25$] ve **(c)** [$S_0 = -0.005$ (yukarı eğim), $f_H = \%40$] ile verilen tasarım kombinasyonları için; değişken debi üsleri sırasıyla, $\alpha_{(S_0=0.0)} = 1.045 (m_\alpha = 1.045 \times 1.852 = 1.935)$ ve $\alpha_{(S_0=-0.005)} = 1.103 (m_\alpha = 1.103 \times 1.852 = 2.043)$ olarak hesaplanmıştır. Söz konusu tasarım kombinasyonlarına göre hidrolik parametrelerin belirlenmesinde, yatay ve yukarı eğim halleri için geçerli olan analitik denklemlerden (Bkz. Bölüm 5.4) elde edilen sonuçlar Tablo 5.1’de karşılaştırmalı olarak verilmiştir.

5.6. Sonuçların Literatürle Karşılaştırılması

Valiantzas (2002,b), yatay veya aşağı eğimli çok çaplı mikro-sulama lateral borularının hidrolik analizi ve optimum tasarımı için, analitik bir metot ortaya koymuştur. Bu çalışmada, elde edilen analitik denklemlerin, damlatıcı üssünün $0 \leq y \leq 1.0$ aralığındaki tüm değerler için geçerli olduğu ve eşdeğer bir değişken debi

üssü değeri ($\alpha = 1.05$) için, yeterli doğruluğa sahip genel analitik çözümlerin elde edilebildiği belirtilmiştir.

Son yıllarda yapılan çalışmalarda (Wu, 2002; Yıldırım ve Ağırlioğlu, 2004a, 2005a,b,c), söz konusu genel analitik denklemlerin dayandığı temel bağıntıların matematiksel olarak mümkün olmadığına işaret edilerek, bu denklemlerin genel lateral hidroliği problemlerinin çözümünde sınırlı bir aralık dışında ($\gamma = 1.0$) sistematik olarak hatalı sonuçlar verebileceği belirtilmiştir.



Şekil 5.2. Lineer çözüm metoduna göre (a): $S_0 = 0.02$; $f_H = 0.20$ tasarım kombinasyonu için iki çaplı lateral şeması ve hesap değerleri

Lineer çözüm metodunda (Yıldırım ve Ağırlioğlu 2004a), yatay, aşağı ve yukarı eğim durumları için doğru matematiksel ifadelerle dayanılarak analitik denklemler yeniden elde edilmiş; metot ve tasarım uygulamalarından elde edilen sonuçlar bakımından söz konusu literatürle detaylı olarak karşılaştırılmıştır.

Bu bölümde, 3 farklı tasarım kombinasyonu (**a**, **b** ve **c**) için 3 farklı eğim durumu ($S_0 = 0.02, 0.0, -0.005$) göz önüne alınarak; hidrolik parametrelerin belirlenmesinde lineer çözüm metodundan ($\alpha = 1.118, 1.045, 1.103$) elde edilen sonuçlar, sabit debi yaklaşımı ($\alpha = 1.0$) ve eşdeğer debi üssü yaklaşımından ($\alpha = 1.05$) (Valiantzas, 2002,b) elde edilen sonuçlarla karşılaştırılarak, Tablo 5.1’de sunulmaktadır.

Tablo 5.1’den görüldüğü gibi, (**a**) tasarım kombinasyonunda ($S_0 = 0.02; f_H = 0.20$), basınç yükü değişimi f_H için; lineer çözüm metodu 0.218 ($\alpha = 1.118$) değerini verirken; sabit debi yaklaşımı ve eşdeğer debi üssü yaklaşımı sırasıyla, 0.221 ($\alpha = 1.0$) ve 0.220 ($\alpha = 1.05$) değerlerini vermektedir. Lineer çözüm metodundan elde edilen sonuçlar ($\alpha = 1.118, f_H = 0.218$) dikkate alındığında, aşağı eğim halinde ($S_0 = 0.02$) ortalama basınç yükünden sapma miktarının (basınç yükü değişimi) %20’ye yakın bir değer almasına rağmen, α değişken debi üssünün, eşdeğer debi üssü değerinden ($\alpha = 1.05$) daha büyük bir değere ulaştığı ($\alpha = 1.118$) görülmektedir. Lineer çözüm metodunda, (**b**) ve (**c**) tasarım kombinasyonları için; değişken debi üsleri sırasıyla, $\alpha_{(S_0=0.0)} = 1.045$ ($m_\alpha = 1.045 \times 1.852 = 1.935$) ve $\alpha_{(S_0=-0.005)} = 1.103$ ($m_\alpha = 1.103 \times 1.852 = 2.043$) olarak hesaplanmıştır.

(**a**) tasarım kombinasyonu ile verilen aşağı eğim ($S_0 = 0.02$) halinde, D_1 çaplı mansap bölümünün optimum rölatif uzunluğunun (L_1 / L_r) belirlenmesinde, sabit debi yaklaşımı ve eşdeğer debi üssü yaklaşımı sırasıyla, 0.638 ve 0.622 değerlerini verirken, lineer çözüm metodu her iki yaklaşıma göre daha yüksek bir değer (0.658) vermektedir. Buna göre, D_1 çaplı mansap bölümünün optimum uzunluğu (L_1) için; lineer çözüm 164.5 m ($N_1 = 165$) değerini verirken, sabit debi ve eşdeğer debi üssü yaklaşımları sırasıyla, 159.5 m ($N_1 = 160$) ve 155.5 m ($N_1 = 156$) değerlerini vermektedir.

Tablo 5.1: Lineer çözüm metodu ($\alpha = 1.118, 1.045, 1.103$) , eşdeğer debi üssü yaklaşımı ($\alpha = 1.05$) ve sabit debi metoduna ($\alpha = 1.0$) göre: iki çaplı lateral borudaki hidrolik değişkenlerin 3 farklı tasarım kombinasyonu için karşılaştırılması

Eğim	$S_0 = 0.02$ ($\Delta H = 0.20 H_{av}$)			$S_0 = 0.00$ ($\Delta H = 0.25 H_{av}$)			$S_0 = - 0.005$ ($\Delta H = 0.40 H_{av}$)		
	Lineer Çözüm Metodu	Eşdeğer Debi Üssü Yaklaşımı	Sabit Debi Metodu	Lineer Çözüm Metodu	Eşdeğer Debi Üssü Yaklaşımı	Sabit Debi Metodu	Lineer Çözüm Metodu	Eşdeğer Debi Üssü Yaklaşımı	Sabit Debi Metodu
Akım Parametreleri	$m_\alpha = 1.118$ m	$m_\alpha = 1.05$ m	$m_\alpha = 1.00$ m	$m_\alpha = 1.045$ m	$m_\alpha = 1.05$ m	$m_\alpha = 1.00$ m	$m_\alpha = 1.103$ m	$m_\alpha = 1.05$ m	$m_\alpha = 1.00$ m
H_{in} (m)	10.560	10.544	10.527	11.336	11.334	11.355	12.00	12.015	12.031
H_{max} (m)	10.726	10.721	10.714	11.310	11.308	11.329	11.972	11.984	12.00
H_{min} (m)	8.626	8.605	8.588	8.899	8.897	8.919	8.124	8.133	8.143
H_d (m)	9.760	9.639	9.548	8.899	8.897	8.919	8.124	8.133	8.143
H_{fl} (m)	5.80	5.904	5.979	2.437	2.436	2.436	2.629	2.632	2.638
f_H	0.218	0.22	0.221	0.25	0.25	0.25	0.399	0.403	0.404
$L_l/L_r^{(a)}$	0.658	0.638	0.622	0.238	0.242	0.198	0.334	0.302	0.270
x_{min}/L_r	0.337	0.314	0.297	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
N_l	165	160	156	60	61	50	84	76	68
$N_{min}^{(b)}$	85	80	75	1	1	1	1	1	1

^(a) D_1 çaplı mansap bölümü için rölatif optimum boru uzunluğu; ^(b) Mansap uç noktasından, minimum çıkış akımı noktasına kadar olan boru bölümündeki damlatıcı sayısı.

Benzer halde, aşağı eğim ($S_0 = 0.02$) halindeki minimum çıkış akımı noktasına tekabül eden rölatif mesafenin ($x_{\min} / L_r$) belirlenmesinde, sabit debi yaklaşımı ve eşdeğer debi üssü yaklaşımı sırasıyla, 0.297 ve 0.314 değerlerini verirken, lineer çözüm metodu her iki yaklaşıma göre daha yüksek bir değer (0.337) vermektedir. Buna göre, mansap uç noktasından itibaren minimum çıkış akımı mesafesi ($x_{\min}$) için, lineer çözüm metodu, eşdeğer debi üssü ve sabit debi yaklaşımları sırasıyla, 84.25 m ($N_{\min} = 85$), 78.50 m ($N_{\min} = 79$) ve 74.25 m ($N_{\min} = 75$) değerlerini vermektedir.

(b) ve **(c)** tasarım kombinasyonları ile verilen yatay ($S_0 = 0$) ve yukarı eğim ($S_0 = -0.005$) şartlarında, basınç yükü değişiminin (f_H) belirlenmesinde, her üç metot da benzer sonuçları [$f_{H(S_0=0.0)} \cong \%25$; $f_{H(S_0=-0.005)} \cong \%40$] vermektedir. **(b)** tasarım kombinasyonu ile verilen yatay boru ($S_0 = 0.0$) halinde, D_1 çaplı mansap bölümünün optimum rölatif uzunluğunun (L_1 / L_r) belirlenmesinde, lineer çözüm metodu ve eşdeğer debi üssü yaklaşımı benzer sonuçlar verirken ($L_1 / L_r = 0.238, 0.242 \cong 0.24$), sabit debi yaklaşımı her iki metoda göre en düşük değeri ($L_1 / L_r = 0.198 \cong 0.20$) vermektedir. Buna göre, optimum mansap uzunluğu (L_1) için; lineer çözüm metodu ve eşdeğer debi üssü yaklaşımı 60 m ($N_1 = 60, 61$) değerini verirken, sabit debi yaklaşımı 49.5 m ($N_1 = 50$) değerini vermektedir.

Diğer taraftan, **(c)** tasarım kombinasyonu ile verilen yukarı eğim ($S_0 = -0.005$) halinde, lineer çözüm metodu en yüksek değeri verirken ($L_1 / L_r = 0.334$), sabit debi yaklaşımı en düşük değeri vermekte ($L_1 / L_r = 0.270$), buna mukabil eşdeğer debi üssü yaklaşımı bunların arasında bir değer ($L_1 / L_r = 0.302$) vermektedir.* Buna göre, optimum mansap uzunluğu (L_1) için; lineer çözüm metodu 83.5 m ($N_1 = 84$) değerini verirken, sabit debi ve eşdeğer debi üssü yaklaşımları sırasıyla, 67.5 m ($N_1 = 68$) ve 75.5 m ($N_1 = 76$) değerlerini vermektedir. Tablo 5.1'den görüldüğü gibi, diğer akım parametrelerinin ($H_{in}, H_{\max}, H_{\min}, H_d, H_{f(L)}$) belirlenmesinde, her üç metot birbiri ile uyumlu sonuçlar vermektedir.

* Eşdeğer debi üssü yaklaşımına göre, L_1/L_r boyutsuz mesafesinin belirlenmesinde, yukarı eğim hali için herhangi bir denklem bulunmadığından, lineer çözüm metodundaki (5.63) denkleminde $\alpha = 1.05$ değeri için hesaplamalar yapılmıştır.

(a), (b) ve (c) tasarım kombinasyonları ile verilen üç farklı eğim hali için, her üç metoda göre akım parametrelerinin lateral boyunca değişimleri sırasıyla, Şekil (B.1), (B.2), (B.3) ve (B.4) ile verilmektedir (Bkz. Ek. B). Bu şekillerin her birinde, (a):sürtünme kaybı $[H_f(x)]$, (b):damlatıcı çıkış akımı $[q(x)]$ ve (c) işletme basınç yükü $[H(x)]$ dağılımlarının boyutsuz mesafe (x/L_r) ile değişimi gösterilmektedir. Bununla birlikte, yalnız (a) tasarım kombinasyonu ($S_0 = 0.02$) için, rölatif lateral debisinin (lateral dağıtım debisinin toplam giriş debisine oranı) $[Q(x)/Q_{in}]$, boyutsuz mesafe (x/L_r) ile değişimi Şekil (B.2) de ayrıca gösterilmektedir.

Şekil (B.1) ve (B.2)'den görüldüğü gibi, söz konusu akım parametrelerinin $[H_f(x), q(x), H(x), Q(x)/Q_{in}]$ lateral boyunca değişiminde eşdeğer debi üssü yaklaşımı, sabit debi yaklaşımı ile lineer çözüm metodu arasında değerler vermektedir. Şekil (B.1a)'da lateral boyunca $H_f(x)$ dağılımı için, sabit debi yaklaşımı en yüksek değerleri verirken, lineer çözüm metodu en düşük değerleri vermekte, eşdeğer debi üssü yaklaşımı ise her iki metodun arasında değerler vermektedir.

Şekil (B.1b) veya (B.1c)'den görüldüğü gibi, lateralın farklı çaplı menba ve mansap bölümlerinden her biri, lokal minimum ve maksimum çıkış akımı (veya basınç yükü) noktalarına sahiptir. D_1 ve D_2 çaplı mansap ve menba bölümlerinin her ikisi için de lokal maksimum çıkış akımı noktası ortak olup, mansap bölümünün hemen girişinde $(x_{max}/L_r = L_1/L_r)$ gerçekleşmektedir. Buna mukabil, D_2 çaplı menba bölümü için lokal minimum çıkış akımı noktası lateral girişinde $(x_{min}/L_r = 1.0)$ iken, D_1 çaplı mansap bölümü için lokal minimum çıkış akımı noktası, yaklaşık olarak mansap bölümünün ortasında gerçekleşmektedir. Tüm lateral için global maksimum çıkış akımı noktası (x_{max}) , D_2 çaplı menba bölümünün sonunda (veya D_1 çaplı mansap bölümünün başında) gerçekleşirken $(x_{max}/L_r = L_1/L_r)$; global minimum çıkış akımı noktası (x_{min}) , D_1 mansap bölümünün ortasında gerçekleşmektedir $(x_{min}/L_r \cong 0.30)$ (Bkz. Tablo 5.1).

Lateral boyunca basınç yükü veya damlatıcı debisi dağılımları $[H(x), q(x)]$ için; mansap uç noktasından $(x/L_r = 0)$, global minimum çıkış akımı noktasına kadar olan boru bölümünde $(0 \leq x/L_r \leq x_{min}/L_r)$ ve D_2 çaplı menba bölümünün tamamında $(L_1/L_r \leq x/L_r \leq 1.0)$, lineer çözüm metodu en yüksek değerleri verirken, sabit debi yaklaşımı en küçük değerleri vermekte, eşdeğer debi üssü yaklaşımı ise her iki metodun arasında değerler vermektedir.

D_1 çaplı mansap bölümünde ($0 \leq x/L_r \leq L_1/L_r$), global minimum çıkış akımı noktasından itibaren mansap bölümünün girişine kadar (veya D_2 çaplı menba bölümünün sonuna kadar) olan boru bölümünde ($x_{\min}/L_r \leq x/L_r \leq L_1/L_r$) ise, lineer çözüm metodu en düşük değerleri verirken, sabit debi yaklaşımı en yüksek değerleri vermekte, eşdeğer debi üssü yaklaşımı ise her iki metodun arasında değerler vermektedir.

Diğer taraftan, Şekil (B.3) ve (B.4)'ten görüldüğü gibi, **(b)** ve **(c)** tasarım kombinasyonları ile verilen yatay ($S_0 = 0.0$) ve yukarı eğim ($S_0 = -0.005$) durumları için lateral boyunca akım parametrelerinin değişimi incelendiğinde, her üç metodun birbiri ile uyumlu sonuçlar verdiği görülmektedir.

6. SONUÇLAR

Mikro-sulama sisteminin doğru biçimde tasarımı, bu sistemde sulama suyunun dağıtım fonksiyonunu üstlenen lateral boruların hidroliğine ait temel esasların ve kullanılan damlatıcı karakteristiklerinin iyi bilinmesine bağlıdır. Bu çalışmada, mikro-sulama sistemlerindeki lateral boruların hidrolik tasarım kriterleri ve lateral hidroliğine ait temel denklemler ortaya konarak, literatürde sabit debi ve değişken debi yaklaşımından hareketle geliştirilen 7 adet hidrolik hesap metodu, kullanılan çözüm metodu ve formülasyonlar, başlıca kabuller ve basitleştirmeler ve uygulamadaki farklılıklar (kinetik enerji, yersel kayıplar, akım rejimleri, damlatıcı karakteristikleri, lateral eğimi vb.) bakımından analiz edilerek; farklı tasarım kombinasyonları (eğim koşulları, sulama parametreleri ve damlatıcı karakteristikleri) için boyutsuz eğriler halinde karşılaştırılmıştır. Detaylı bir karşılaştırmalı analiz sonucunda, lateral boyunca değişken debi fonksiyonundan hareketle, menbada mansap istikametine doğru, ardışık damlatıcıların ayırdığı her bir boru dilimindeki akım parametrelerinin ve sürtünme yük kayıplarının boru hidroliğinin temel denklemleri yardımıyla adım adım hesaplandığı nümerik ileri-adım metodunun, diğer metotlara göre daha hassas ve doğru sonuçlar verdiği gösterilmiştir. İleri-adım metodunda hidrolik hesaplamalar, **Visual Basic** programlama dilinde hazırlanan bir bilgisayar programı (**LATCAD**) yardımıyla yürütülmüştür. Çalışmanın ikinci safhasında, üzerinde laminer akışlı damlatıcılar bulunan iki çaplı bir lateral borunun hidrolik analizi ve tasarımı için basitleştirilmiş analitik bir yaklaşım sunulmuştur. Bu analitik metoda göre, damlatıcı debisi ile basınç yükü arasındaki ilişkinin lineer olması halinde, değişken debi temel kabulüne dayanılarak, farklı çap değerlerine sahip optimum boru uzunlukları ve boru boyunca ilgili akım parametreleri hesaplanabilmektedir. Sunulan analitik metot farklı tasarım kombinasyonları için literatürdeki mevcut metotlarla karşılaştırılarak, önerilen analitik çözümün literatürdeki diğer analitik yaklaşımlara göre daha doğru sonuçlar verdiği gösterilmiştir.

Yapılan çalışmada elde edilen sonuçlar aşağıda maddeler halinde özetlenmiştir.

* Lateral boruların hidrolik tasarımında damlatıcı karakteristikleri (damlatıcı tipine bağlı debi-basınç yükü ilişkisi) önemli rol oynamaktadır. Çalışmada göz önüne alınan 7 adet hidrolik hesap metodundan; ileri adım metodu, diferansiyel metot ve ardışık yaklaşımlar metodu damlatıcı debi üssünün $0 \leq y \leq 1.0$ aralığındaki tüm değerleri için geçerli iken; Runge-Kutta nümerik metodu ve basitleştirilmiş analitik yaklaşım damlatıcı debi üssünün yalnız $y = 0.5$ değeri için sınırlı bir aralıkta çözüm sunmaktadır. Diğer taraftan, sabit ve değişken debi metotlarının, yalnızca damlatıcı debi-basınç yükünün lineer olması ($y = 1.0$) sınırlı durumu için doğru sonuçlar verebileceği, matematiksel olarak gösterilmiştir. Buradan hareketle, lateral hidroliği problemlerinin genel çözümünün elde edilmesinde ileri adım metodu, diferansiyel metot ve ardışık yaklaşımlar metodunun diğer 4 metoda göre daha elverişli olduğu sonucuna varılmaktadır.

* Karşılaştırma testi sonucunda, tasarım parametrelerinin belirlenmesinde damlatıcı debi üssünün $y = 1.0$ değeri için; ileri adım metodu, diferansiyel metot ve değişken debi metodu birbiri ile uyumlu sonuçlar verirken; sabit debi metodu ve ardışık yaklaşımlar metodundan elde edilen sonuçlar diğer metotların sonuçlarından önemli mertebede sapmaktadır. Diğer metotlara kıyasla, sabit debi metodu üniformluk katsayısının başlangıçtaki sınırlı bir aralığında uyumlu sonuçlar verirken, diğer tasarım parametrelerinin (lateral boru uzunluğu, iç çapı, giriş basınç yükü ve toplam sürtünme kaybı) belirlenmesinde genellikle benzer sonuçlar vermektedir. Ardışık yaklaşımlar metodu diğer metotlara kıyasla, giriş basınç yükü ve toplam sürtünme kaybı için daha yüksek değerler verirken, üniformluk katsayısı için daha düşük değer vermektedir. Diğer taraftan, ardışık yaklaşımlar metoduna göre farklı tasarım kombinasyonları için toplam sürtünme kaybının belirlenmesinde, sürtünme kaybı denklemleri ile enerji denkleminden elde edilen sonuçlar arasında %3.5 ile %15 arasında değişen mertebelerde bir sapmanın gerçekleştiği belirlenmiştir. Tüm tasarım kombinasyonları ve eğim şartları göz önüne alındığında, üniformluk katsayısı için diferansiyel metot diğer metotlara göre en yüksek değerleri vermektedir. Damlatıcı debi üssünün $y = 1.0$ değeri için Runge-Kutta nümerik metodundan elde edilen sonuçlar üniformluk katsayısının başlangıçtaki sınırlı bir aralığında diferansiyel

metodun sonuçları ile uyum sağlarken; basitleştirilmiş analitik yaklaşım üniformluk katsayısının tüm değerleri için diferansiyel metotla uyumlu sonuçlar vermektedir.

* Lateral boruların hidrolik bakımdan doğru tasarımı, lateral girişindeki basınç yükü (işletme basınç yükü), toplam sürtünme kayıpları, üniformluk katsayısı ve lateral mansap uç bölümündeki artık debi arasındaki hassas dengenin sağlanması ile mümkündür. Hidrolik hesap metotlarının karşılaştırmalı analizinde farklı tasarım parametreleri ve eğim şartları göz önüne alınarak, farklı tasarım kombinasyonları seçilmiştir. Uygulamalarda, lateral hidroliği problemlerinin 3 temel bilinmeyeni (giriş basınç yükü, lateral boru iç çapı ve lateral boru uzunluğu) esas alınarak, diğer tasarım parametrelerinin bunlara göre değişimleri incelenmiştir. Lateral giriş basınç yükünün belirlenmesinde, bilgisayar destekli ileri-adım metodu diğer metotlara göre şu yönüyle farklı bir çözüm tarzı sunmaktadır. İleri-adım metodunda, rölatif sürtünme kaybı, Christiansen üniformluk katsayısı ve rölatif artık lateral debisi değerleri, rölatif giriş basınç yükünün projelendirme aralığı içerisinde verilen değerleri ile değişirken; diğer metotlarda söz konusu tasarım parametreleri rölatif giriş basınç yükünün sabit bir değerine bağlı olarak değişmektedir.

* İleri-adım metoduna göre hidrolik tasarımda, başlangıç ve sınır şartlarına bağlı olarak minimum ve maksimum giriş basınç yükü değerleri ile sınırlandırılmış projelendirme aralığı içerisinde en uygun giriş basınç yükü değerinin belirlenmesi büyük önem taşımaktadır. En uygun giriş basınç yükü değeri, lateral mansap uç bölümündeki artık lateral debisi ve lateral boyunca toplam sürtünme kayıplarının minimum, buna mukabil sistemin tamamındaki üniform debi dağılımını karakterize eden su uygulama üniformluk katsayısının maksimum düzeyde kalmasını sağlayan optimum değerdir. Giriş basınç yükünün belirlenmesi ile ilgili tasarım eğrisinden görüleceği üzere, giriş basınç yükü olarak minimum giriş basınç yükü sınır değerinin seçilmesi halinde, üniformluk katsayısı minimum düzeyde, toplam sürtünme kaybı ve artık lateral debisi değerleri maksimum düzeyde kalmaktadır. Buradan hareketle, projelendirme aralığı içerisinde en uygun giriş basınç yükünün, artık lateral debisi ve toplam sürtünme kayıplarının minimum düzeyde; buna mukabil üniformluk katsayısının maksimum düzeyde olduğu, maksimum giriş basınç yükü sınır değerinde elde edilebileceği anlaşılmaktadır. Şayet, giriş basınç yükü için maksimum giriş basınç yükü sınır değerinden büyük olacak şekilde bir değer seçilirse, lateral boyunca tüm damlatıcı debileri toplamının lateral giriş debisinden büyük bir değerde

çıkacağı anlaşılır ki bu durum, lateralın mansap uç noktasından menba istikametine doğru bir geri akımın oluştuğunu göstermektedir.

* Lateral boru uzunluğu ve boru iç çapının belirlenmesi ile ilgili tasarım eğrilerinden görüleceği üzere, tüm tasarım kombinasyonları için şu genel sonuçlar elde edilmektedir. Lateral uzunluğu değerindeki artışa bağlı olarak, giriş basınç yükü ve toplam sürtünme kaybının değeri artmakta, buna mukabil üniformaluk katsayısının değeri azalmaktadır. Diğer taraftan, lateral boru iç çapı değerindeki artışa bağlı olarak, giriş basınç yükü ve toplam sürtünme kaybının değeri azalmakta, buna mukabil üniformaluk katsayısının değeri artmaktadır. Buradan hareketle, aynı eğim şartları göz önüne alındığında, büyük çaplı ($14mm \leq D \leq 21mm$) ve kısa mesafeli ($L \leq 50m$) lateral boru hatlarının kullanılması halinde, kısmen daha küçük çaplı ve uzun mesafeli lateral boru hatlarına nazaran, daha düşük düzeyde giriş basınç yükü ve sürtünme kaybı gerçekleşirken, daha yüksek bir üniformaluk seviyesinin elde edilebileceği sonucuna varılmaktadır.

* Çap ve uzunluk değerlerinin sabit olması halinde lateral eğiminin tasarım parametreleri üzerindeki etkisini araştırmak üzere yapılan analiz sonucunda şu sonuca varılmaktadır. Eğimsiz bir lateral boruya nazaran, yukarı eğim değeri arttıkça giriş basınç yükü değeri artarken, üniformaluk katsayısının değeri azalmakta; buna mukabil aşağı eğim değeri arttıkça giriş basınç yükü değeri azalırken, üniformaluk katsayısının değeri artmaktadır.

* Lateral çapı, uzunluğu ve eğimi değerlerinden bağımsız olarak, damlatıcı debi üssünün üniformaluk katsayısı üzerindeki etkisini belirlemek üzere yapılan analiz sonucunda, damlatıcı debi üssünün küçük değerlerinde üniformaluk katsayısı yüksek değerler alırken, büyük değerlerinde üniformaluk katsayısının daha küçük değerler aldığı belirlenmiştir. Buradan hareketle, damlatıcı debi üssü ile üniformaluk katsayısı arasında ters bir ilişki olduğu sonucuna varılmaktadır.

* İki çaplı bir lateral boruda aşağı ve yukarı eğim şartları için verilen tasarım kombinasyonlarına göre, daha küçük çaplı mansap bölümünün optimum rölatif uzunluğunun belirlenmesinde, lineer çözüm metodu, sabit debi yaklaşımı ve eşdeğer debi üssü yaklaşımına kıyasla daha yüksek değerler verirken, yatay boru hali için verilen tasarım kombinasyonuna göre, her 3 metot birbiri ile uyumlu sonuçlar vermektedir.

* İki çaplı bir lateral borunun hidrolik optimum tasarımı için yapılan uygulamada menba ve mansap bölümleri için elde edilen hesap değerleri karşılaştırıldığında, menbadan mansaba doğru nominal boru çapındaki %33 azalma ile birlikte uzunluk değerlerindeki %92 artma, menbadan mansaba doğru toplam sürtünme kayıplarının %177 artmasına sebep olmaktadır.

* Lineer çözüm metodu, sabit debi yaklaşımı ve eşdeğer debi üssü yaklaşımının karşılaştırıldığı tasarım eğrilerinden şu genel sonuçlar elde edilmiştir. Lateralin farklı çaplı menba ve mansap bölümlerinden her biri, lokal minimum ve maksimum çıkış akımı (veya basınç yükü) noktalarına sahiptir. Mansap ve menba bölümlerinin her ikisi için de lokal maksimum çıkış akımı noktası ortak olup, mansap bölümünün hemen girişinde gerçekleşmektedir. Buna mukabil, daha büyük çaplı çaplı menba bölümü için lokal minimum çıkış akımı noktası lateral girişinde iken, daha küçük çaplı mansap bölümü için lokal minimum çıkış akımı noktası, yaklaşık olarak mansap bölümünün ortasında gerçekleşmektedir. Tüm lateral için global maksimum çıkış akımı noktası, daha büyük çaplı menba bölümünün sonunda (veya daha küçük çaplı mansap bölümünün başında) gerçekleşirken; global minimum çıkış akımı noktası, daha küçük çaplı mansap bölümünün ortasında gerçekleşmektedir.

KAYNAKLAR

- Abramovitz, M., and Stegun, A. I.**, 1965. Handbook of mathematical functions: with formulas, graphs, and mathematical tables, p.920, New York: Dover Publications.
- Ağralıoğlu, N., Eren, R. H. ve Yıldırım, G.**, 2000. İstanbul'da peyzaj sulaması için su kaynakları, teknik rapor, *İstanbul Teknik Üniversitesi, İnşaat Fak.*, İstanbul.
- Ağralıoğlu, N., and Yıldırım, G.**, 2002. Determining water requirements for landscape irrigation in Istanbul region. *Proc., International Conference on Water Resources Management in Arid Regions*, Kuwait Institute for Scientific Research, Kuwait.
- Al-Amoud, A.I.**, 1995. Significance of energy losses due to emitter connections in trickle irrigation lines. *J. Agric. Engrg. Res.*, **60(1)**, 1-5.
- Anyoji, H., and Wu, I.P.**, 1987. Statistical approach for drip lateral design. *Trans. ASAE*, **30(1)**, 187-192.
- Anwar, A. A.**, 1999a. Factor G for pipelines with equally spaced multiple outlets and outflow. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **125(1)**, 34-39.
- Anwar, A. A.**, 1999b. Adjusted factor G_a for pipelines with multiple outlets and outflow. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **125(6)**, 355-359.
- Anwar, A. A.**, 2000. Inlet pressure for horizontal tapered laterals. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **126(1)**, 57-63.
- Bagarello, V., Pumo, D.**, 1992. Lateral line hydraulics in drip irrigation systems. *Proc., 16th Eur. Regional Conf. of ICID*, L. Vermes, ed., Budapest, Hungary.
- Bagarello, V., Ferro, V., Provenzano, G., and Pumo, D.**, 1995. Experimental study on flow resistance law for small diameter plastic pipes. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **121(5)**, 313-316.

- Bagarello, V., Ferro, V., Provenzano, G., and Pumo, D.,** 1997. Evaluating pressure losses in drip irrigation lines. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **123(1)**, 1-7.
- Blasius, H.,** 1913. Das Aehnlichkeitsgesetz bei Reibungsvorgängen in flüssigkeiten. *Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Ingenieurwesens*, Germany, **131(1)** (in German).
- Bralts, V. F., Wu, I. P., and Gitlin, H. M.,** 1981. Manufacturing variation and drip irrigation uniformity. *Trans. ASAE*, **24(1)**, 1234-1240.
- Bralts, V. F., Edwards, D. M., and Wu, I. P.,** 1987. Drip irrigation design and evaluation based on the statistical uniformity concept. *Advances in irrigation*, Vol. 4. Academic, New York, 67-117.
- Bralts, V. F., and Segerlind, L. J.,** 1985. Finite element analysis of drip irrigation submain unit. *Trans. ASAE*, **28(3)**, 809-814.
- Bralts, V. F., Kelly, S.F., Shayya, W. H., and Segerlind, L. J.,** 1993. Finite element analysis of microirrigation hydraulics using a virtual emitter system. *Trans. ASAE*, **36(3)**, 717-725.
- Chadwick, A., and Morfett, J.,** 1993. *Hydraulics in civil and environmental engineering*, E&FN SPON, London, U.K.
- Christiansen, J.E.,** 1942. *Irrigation by sprinkling*. California Agric. Experiment Station Bull. No. 670, University of California, Davis, California.
- Churchill, S. W.,** 1977. Friction-factor equations spans all fluid-flow regimes. *Chem. Engrg.*, **84(24)**, 91-92.
- Colebrook, C. F., and White, C. M.,** 1938. Experiments with fluid friction in roughened pipes. *Proc. Royal Society, Series A Math. & Phys. Sci.*, **161(904)**, 367-381.
- Cuenca, R.H.,** 1989. *Irrigation systems design: an engineering approach*, Prentice Hall, New Jersey.
- Dandy, G. C., and Hassanli, A. M.,** 1996. Optimum Design of multiple subunit drip irrigation systems. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE* **122(5)**: 265-275.

- Featherstone, R.E., and Nalluri, C.,** 1982. *Civil engineering hydraulics, essential theory, worked examples*. Granada Publishing, New York, N.Y.
- Haaland, S. E.,** 1983. Simple and explicit formulas for the friction factor in turbulent pipe flow. *J. Fluids Eng.*, **105**, 89-90.
- Hathoot, H. M., Al-Amoud, A. I., and Mohammad, F. S.,** 1993. Analysis and design of trickle-irrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **119(5)**, 756-767.
- Hathoot, H. M., Al-Amoud, A. I., and Mohammad, F. S.,** 1994. Analysis and design of sprinkler irrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE*, **120(3)**, 534-549.
- Hathoot, H.M., Al-Amoud, A.I., Al-Mesned, A.S.,** 2000. Design of trickle irrigation laterals considering emitter losses. *ICID Journal*, **49(2)**: 1-14.
- Howell, T. A. and Hiler, E. A.,** 1974. Trickle irrigation lateral design. *Trans. ASAE*, **17(5)**, 902-908.
- Howell, T. A. and Barinas, F. A.,** 1980. Pressure losses across trickle irrigation fittings and emitters. *Trans. ASAE*, **23(4)**, 928-933.
- Jain, A. K.,** 1976. Accurate explicit equations for friction factor. *J. Hydraulic Div., ASCE*, **102(5)**, 674-677.
- Jain, S. K., Singh, K. K., and Singh, R. P.,** 2002. Micro-irrigation lateral design using lateral discharge equation. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **128(2)**, 125-128.
- Juana, L., Sinobas, L. R., Losada, A.,** 2002a. Determining minor head losses in drip irrigation laterals.I: methodolgy. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **128(6)**, 376-384.
- Juana, L., Sinobas, L. R., Losada, A.,** 2002b. Determining minor head losses in drip irrigation laterals.II: experimental study and validation. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **128(6)**, 385-396.
- Kang, Y., and Nishiyama, S.,** 1994. Finite element method analysis of microirrigation system pressure distribution. *Trans., Japanese Soc.of Irrig., Drain. And Reclamation Engrg.*, Tokyo, Japan, **169**, 19-26.

- Kang, Y., and Nishiyama, S.,** 1995. Hydraulic analysis of microirrigation submain units. *Trans., of ASAE*, **38(5)**, 1377-1384.
- Kang, Y., and Nishiyama, S.,** 1996a. Analysis and design of microirrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **122(2)**, 75-81.
- Kang, Y., and Nishiyama, S.,** 1996b. Design of microirrigation submain units. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **122(2)**, 83-89.
- Karmeli, D., and Keller, J.,** 1975. *Trickle irrigation design*. Rain Bird Manufacturing Corp., Glendora, California.
- Keady, G.,** 1998. Colebrook-White formula for pipe flows. *J. Hydraulic Engrg., ASCE*, **124(1)**, 96-97.
- Keller, J., and Karmeli, D.,** 1974. Trickle irrigation design parameters. *Trans. ASAE*, **17(4)**, 678-683.
- Keller, J., and Bliesner, R. D.,** 1990. *Sprinkle and trickle irrigation*, Van Nostrand Reinhold, New York.
- Liou, C. P.,** 1998. Limitations and proper use of the Hazen-Williams equation. *J. Hydraulic Engrg.*, **124(9)**, 951-954.
- Mahar, P. S., and Singh, R. P.,** 2003. Computing inlet pressure head of multioutlet pipeline. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE* **129(6)**: 464-468.
- Meshker, M., and Warner R. C.,** 1985. A user friendly interactive trickle irrigation design model. *Proc., Third International Drip/Trickle Irrigation Congress*, Fresno, California, USA.
- Miller, A. R.,** 1981. *Pascal programs for scientists and engineers*, Sybex, Berkeley, Calif.
- Miller, D. S.,** 1990. *Internal flow systems*, BHRA Publications, Cranfield, U. K., 189-203.
- Moody, L. F.,** 1947. An approximate formula for pipe friction factors. *Trans. ASME*, **69**, 1005-1006.
- Perold, R. P.,** 1977. Design of irrigation pipe laterals with multiple outlets. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE* **103(2)**, 170-195.

- Pitts, D. J., Zajueta, F. S., and Smajstrla, A.G.,** 1986. *Microirrigation system submain design evaluation*. Florida Cooperative Extension Service, University of Florida.
- Provenzano, G., Pumo, D.,** 2004. Experimental analysis of local pressure losses for microirrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE* **130(4)**, 318-324.
- Provenzano G., and Pumo, D., and Di Dio, P.,** 2005. Simplified procedure to evaluate head losses in drip irrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE* **131(6)**, 525-532.
- Ravikumar, V., Ranganathan, C. R., and Santhana Bosu, S.,** 2003. Analytical equation for variation of discharge in drip irrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE*, **129(4)**, 295-298.
- Saad, J. C. C., and Marino, M. A.,** 2002. Optimum design of micro-irrigation systems in sloping lands. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **128(2)**, 116-124.
- Scaloppi, E. J., and Allen, R.G.,** 1993. Hydraulics of irrigation laterals: Comparative analysis. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **119(1)**, 91-115.
- Singh, A., Singh, R. P., Mahar, P. S., and Singh, K. K.,** 2000. Optimal design of tapered microirrigation submain manifolds. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE* **126(6)**, 371-374.
- Sinobas, L. R., Juana, L., Losada, A.,** 1999. Effects of temperature changes on emitter discharge. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **125(2)**, 64-73.
- Sonnad, J. R., and Goudar, C. T.,** 2004. Constraints for using Lambert W function-based explicit Colebrook-White equation. *J. Hydraulic Engrg., ASCE*, **130(9)**, 929-931.
- Streeter, V. I., and Wylie, B. E.,** 1983. *Fluid mechanics*, McGraw-Hill Co., New York, N.Y.
- Swamee, P. K., and Jain, A. K.,** 1976. Explicit equations for pipe-flow problems. *J. Hydraulic Div., ASCE*, **102(5)**, 657-664.
- Valiantzas, J. D.,** 1998. Analytical approach for direct drip lateral hydraulic calculation. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **124(6)**, 300-305.

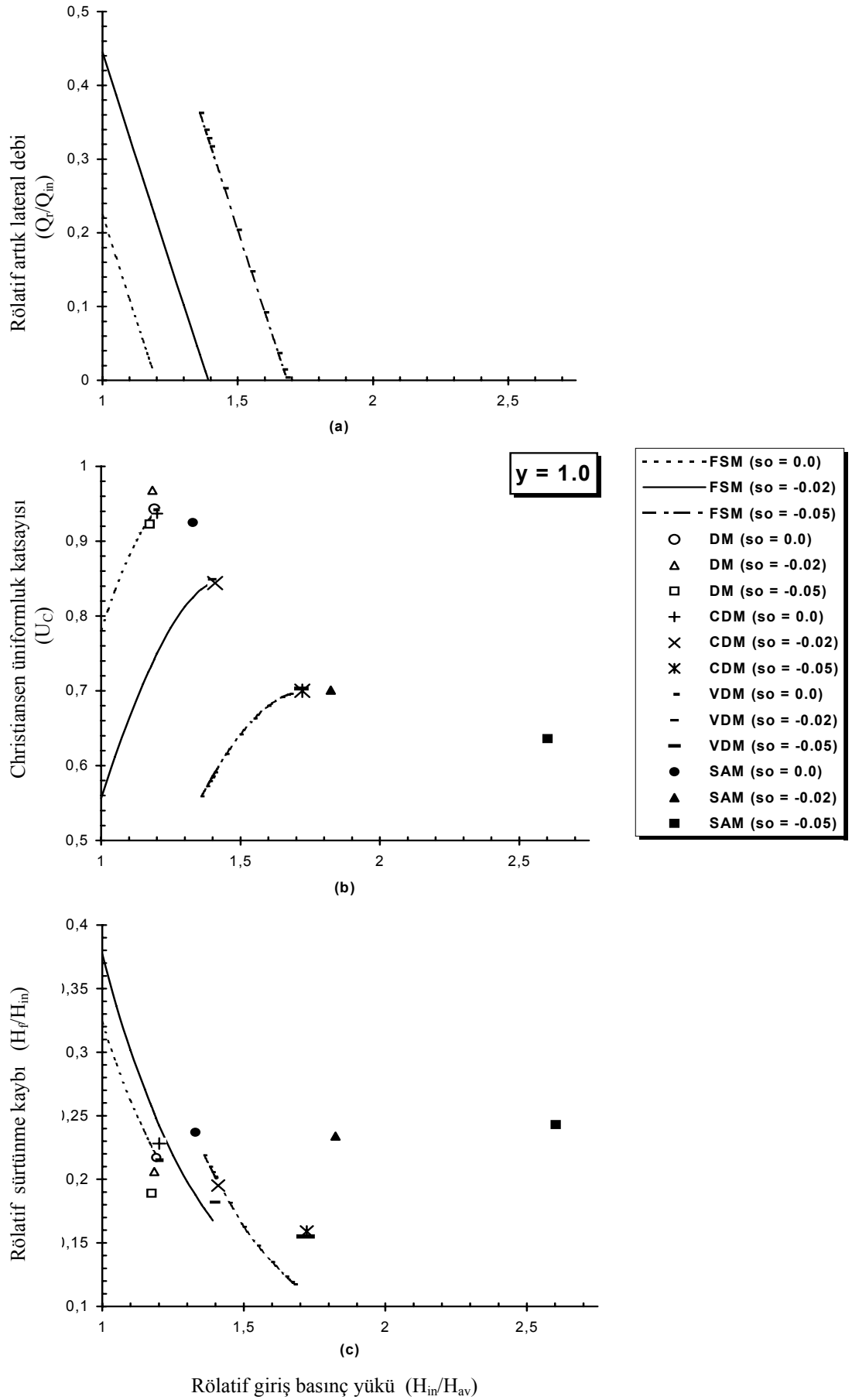
- Valiantzas, J. D.**, 2002a. Continuous outflow variation along irrigation laterals: Effect of the number of outlets. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **128(1)**, 34-42.
- Valiantzas, J. D.**, 2002b. Hydraulic analysis and optimum design of multidiameter irrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **128(2)**, 78-86.
- Vallesquino, P., and Luque-Escamilla, P. L.**, 2001. New algorithm for hydraulic calculation in irrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **127(4)**, 254-260.
- Vallesquino, P., and Luque-Escamilla, P. L.**, 2002. Equivalent friction factor method for hydraulic calculation in irrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **128(5)**, 278-286.
- von Bernuth, R. D.**, 1990. Simple and accurate friction loss equation for plastic pipe. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE*, **116(2)**, 294-298.
- von Bernuth, R. D., and Wilson, T.**, 1989. Friction factors for small diameter plastic pipes. *J. Hydraulic Eng., ASCE*, **115(2)**, 183-192.
- Ward-Smith, S. J.**, 1980. *Internal fluid flow*. Oxford University Press, Oxford, U.K., 13-21.
- Warrick, A. W.**, 1983. Interrelationships of irrigation uniformity terms. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **109(31)**, 317-332.
- Warrick, A.W., and Yitayew, M.**, 1987. An analytical solution for flow in a manifold. *Adv. in Water Resources*, 10, June, 58-63.
- Warrick, A. W., and Yitayew, M.**, 1988. Trickle lateral hydraulics.I: Analytical solution. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **114(2)**, 281-288.
- Watters, G. Z., and Keller, J.**, 1978. Trickle irrigation tubing hydraulics. *Summer Meeting of ASAE*, Utah State University, Logan, Utah.
- Wu, I.P., and Gitlin, H. M.**, 1974. Drip irrigation design based on uniformity. *Trans. ASAE*, **17**, 429-432.
- Wu, I.P., and Gitlin, H. M.**, 1975. Energy gradient line for drip irrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **101(4)**, 323-326.

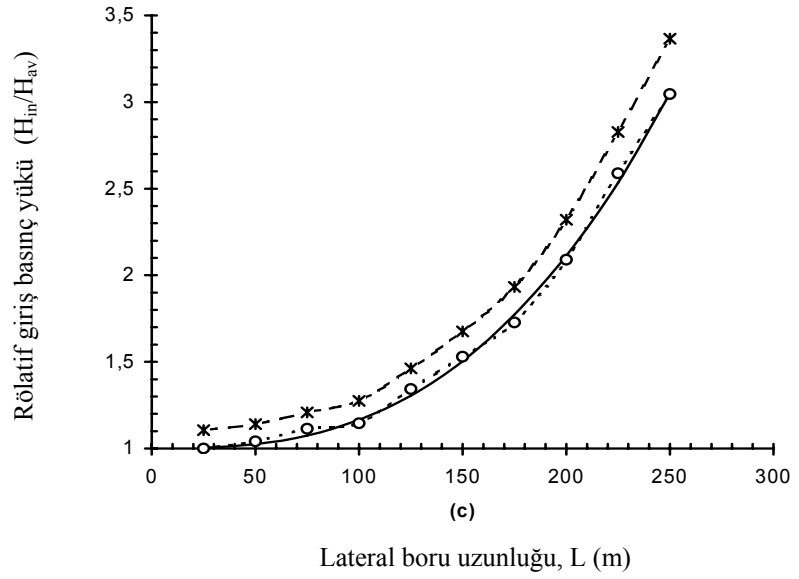
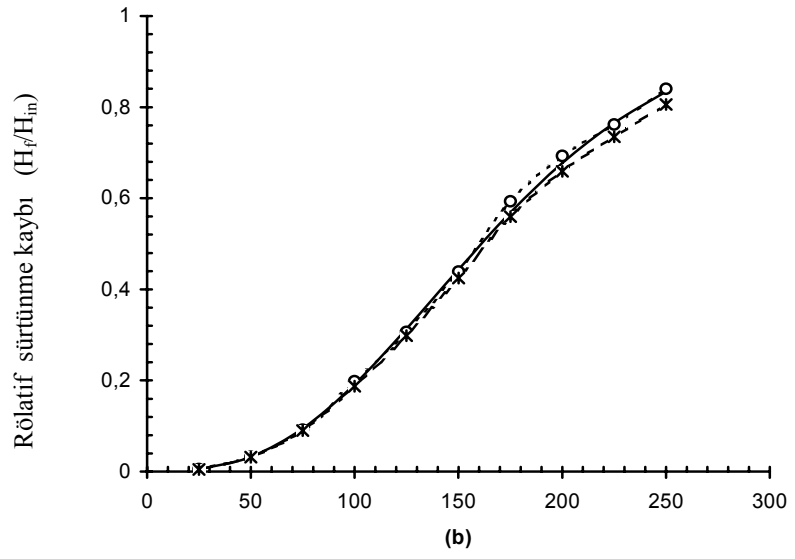
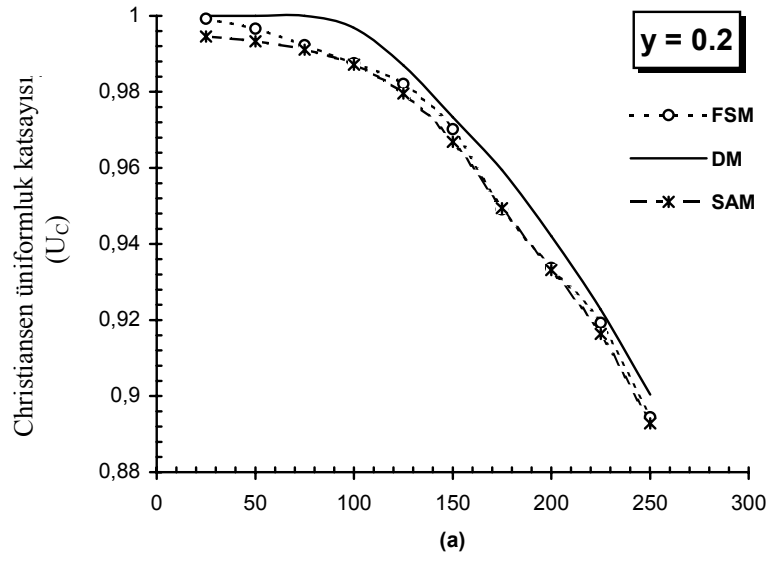
- Wu, I. P.,** 1992. Energy gradient line approach for direct hydraulic calculation in drip irrigation design. *Irrig. Sci.*, **13**, 21-29.
- Wu, I.P., and Yue, R.,** 1993. Drip lateral design using energy gradient line approach. *Trans. ASAE*, **36(2)**, 389-394.
- Wu, I. P.,** 1997. An assessment of hydraulic design of microirrigation systems. *Agric. Water Manage.*, **32**, 275-284.
- Wu, I. P., and Gitlin, H. M.,** 1973. Hydraulics and uniformity for drip irrigation. *J. Irrig. and Drain. Div., ASCE*, 99(IR2), Proc. Paper 9786, June, pp. 157-168.
- Wu, I.P., and Gitlin, H.M.,** 1977. Design of drip irrigation lines with varying pipe sizes. *J. Irrig. Drain.. Eng., ASCE*, **103(4)**, 499-503.
- Wu, I-Pai,** 2002. Kişisel görüşme.
- Yıldırım, G.,** 2001. Damla sulamasında lateral boruların bilgisayar destekli projelendirilmesi. Yüksek lisans tezi, *Istanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü*, İstanbul.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N.,** 2001. Computer aided design of lateral pipes in drip irrigation. *Proc., International Symposium on Water Resources and Environmental Impact Assessment*, Technical University of Istanbul, İstanbul.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N.,** 2002a. Variation of total friction head losses and uniformity coefficients based on inlet pressure head in trickle laterals. *Proc., International Conference on Water Resources Management in Arid Regions*, Kuwait Institute for Scientific Research, Kuwait.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N.,** 2002b. Variation of design parameters in micro-irrigation laterals. *Proc., International Conference on Advances of Civil Engineering*, Technical University of Istanbul, İstanbul.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N.,** 2003a. Discussion of “New algorithm for hydraulic calculation in irrigation laterals” *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **129(2)**, 142-143.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N.,** 2003b. Discussion of “Continuous outflow variation along irrigation laterals: effect of the number of outlets.” *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **129(5)**, 382-386.

- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2004a.** Linear solution for hydraulic analysis of tapered microirrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE*, **130(1)**, 78-87.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2004b.** Comparative analysis of hydraulic calculation methods in design of microirrigation laterals. *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE*, **130(3)**, 201-217.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2004c.** Discussion of “Determining minor losses in drip irrigation laterals.I: methodology.” *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **130(3)**, 248-252.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2004d.** Discussion of “Equivalent friction factor method for hydraulic calculation in irrigation laterals.” *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **130(4)**, 335-339.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2004e.** Discussion of “Determining minor losses in drip irrigation laterals.II: experimental study and validation” *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **130(4)**, 344-346.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2004f.** Variation of design parameters in micro-irrigation laterals. *ARI Interdisciplinary Journal of Physical and Engineering Sciences*, **54(1)**, 42-53.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2005a.** Discussion of “Inlet pressure, energy cost, and economic design of tapered irrigation submain.” *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **131(2)**, 220-224.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2005b.** Discussion of “Explicit hydraulic design of microirrigation submain units with tapered manifold and laterals.” *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **131(3)**, 299-300.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2005c.** Closure to “Linear solution for hydraulic analysis of tapered microirrigation laterals.” *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE*, **131(5)**, 490-491.
- Yıldırım, G., and Ağralıoğlu, N., 2006.** Closure to “Comparative analysis of hydraulic calculation methods in design of microirrigation laterals.” *J. Irrig. and Drain. Eng., ASCE*, **132(1)**, 85-88.

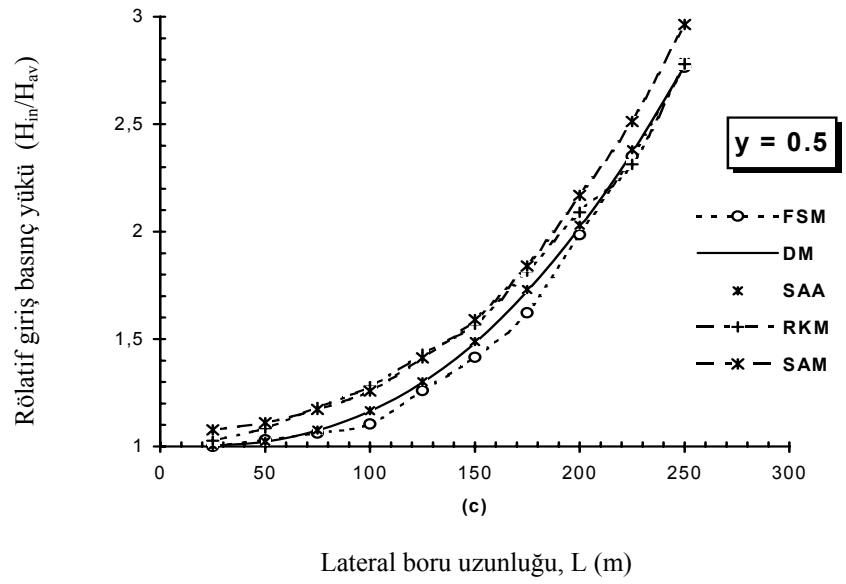
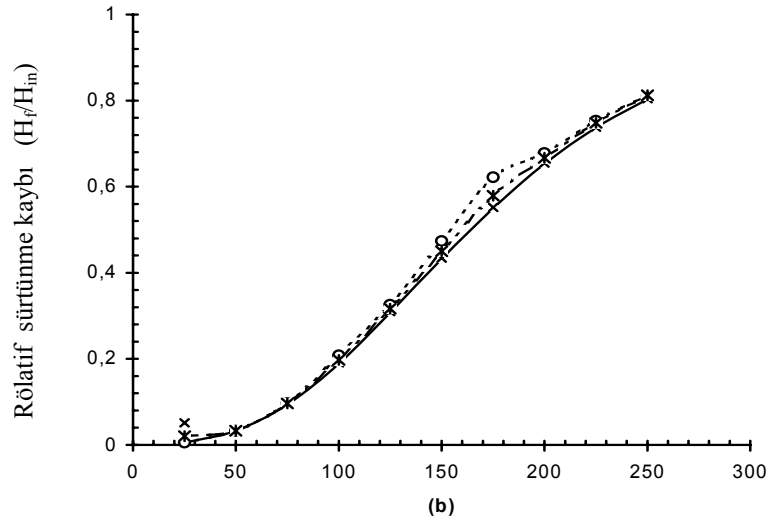
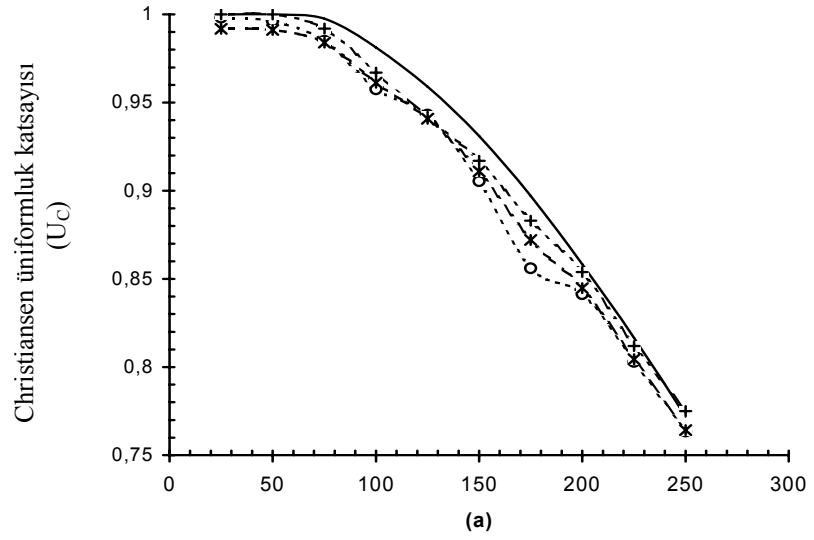
- Yıldırım, G.**, 2006. Discussion of “Experimental analysis of local pressure losses for microirrigation laterals.” *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **132(2)**, 189-192.
- Yitayew, M.**, 1989. Head loss in manifolds or trickle lateral: Simplified approach. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **115(4)**, 739-743.
- Yitayew, M., and Warrick, A. W.**, 1988. Trickle lateral hydraulics.II: Design and examples. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **114(2)**, 289-300.
- Yitayew, M., and Warrick, A. W.**, 1987. Velocity head considerations for trickle laterals. *J. Irrig. and Drain. Engrg., ASCE*, **113(4)**, 611-615.
- Zigrang, D. J., and Sylvester, N. D.**, 1982. Explicit approximations to the solution of Colebrook’s friction factor equation. *AIChE J.*, **28(3)**, 514-515.

EK A: 4. Bölüm Uygulamaları İçin Tasarım Eğrileri

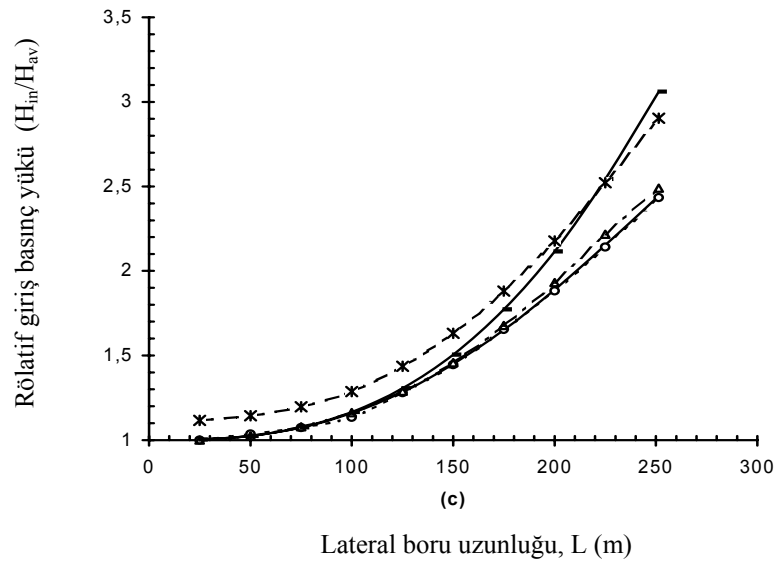
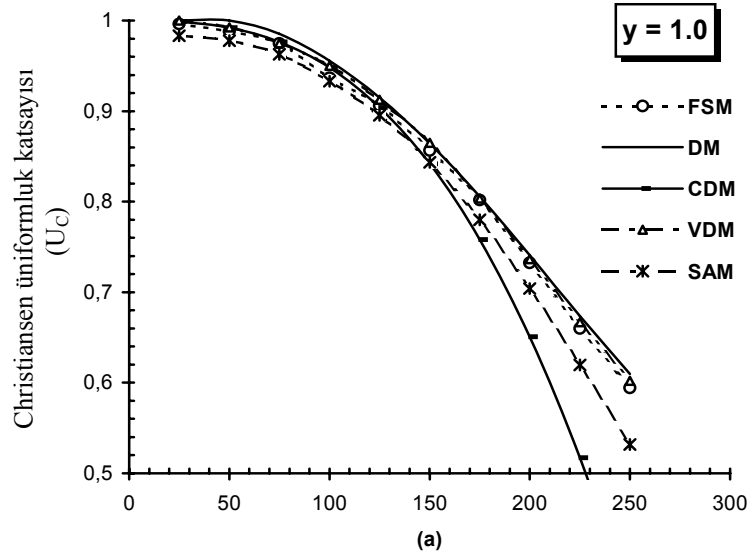
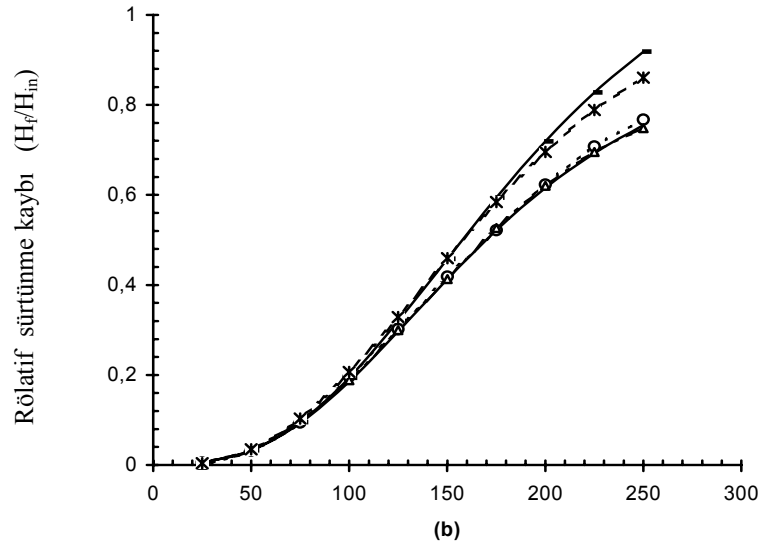




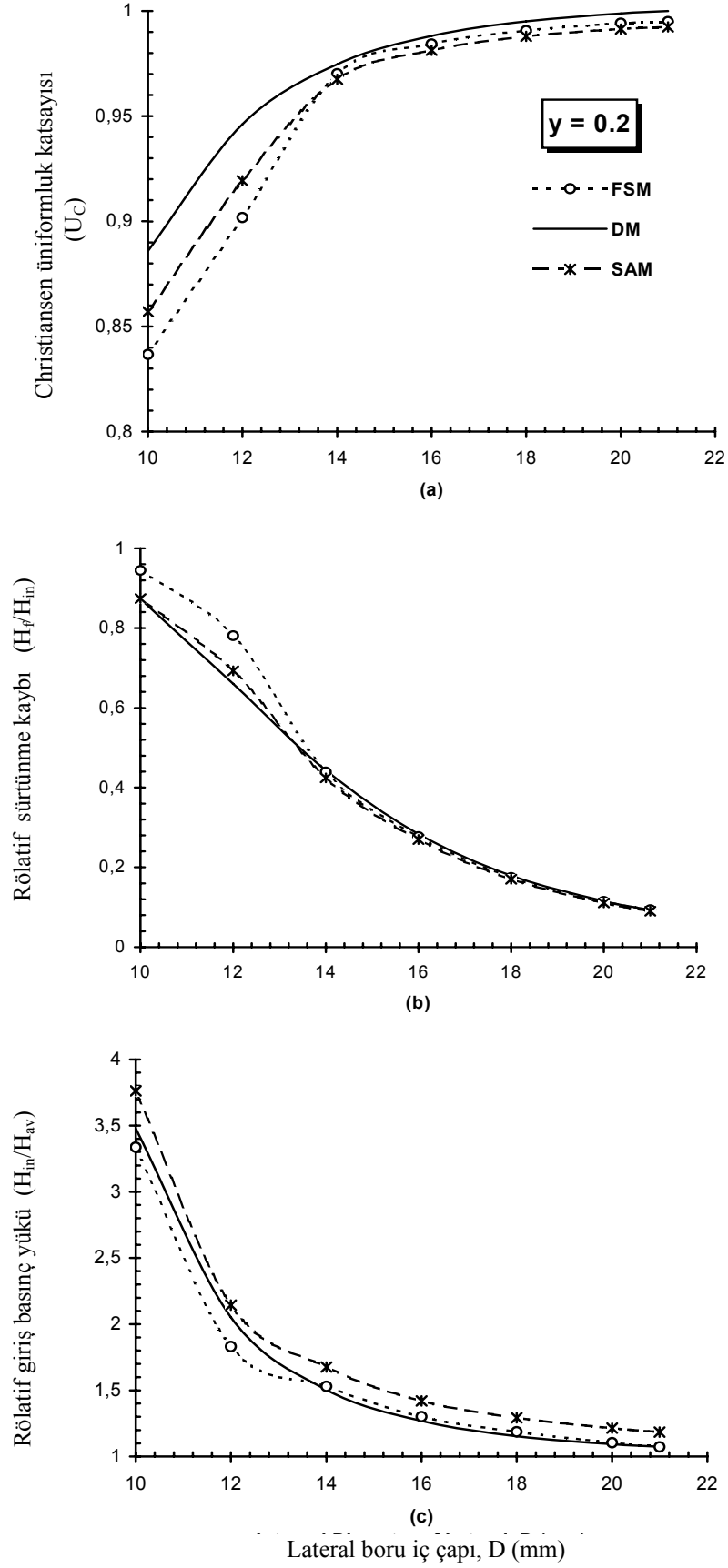
Şekil A.2: FSM, DM ve SAM metotlarına göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 0.2$ için tasarım parametrelerinin lateral uzunluğu ile değişimi



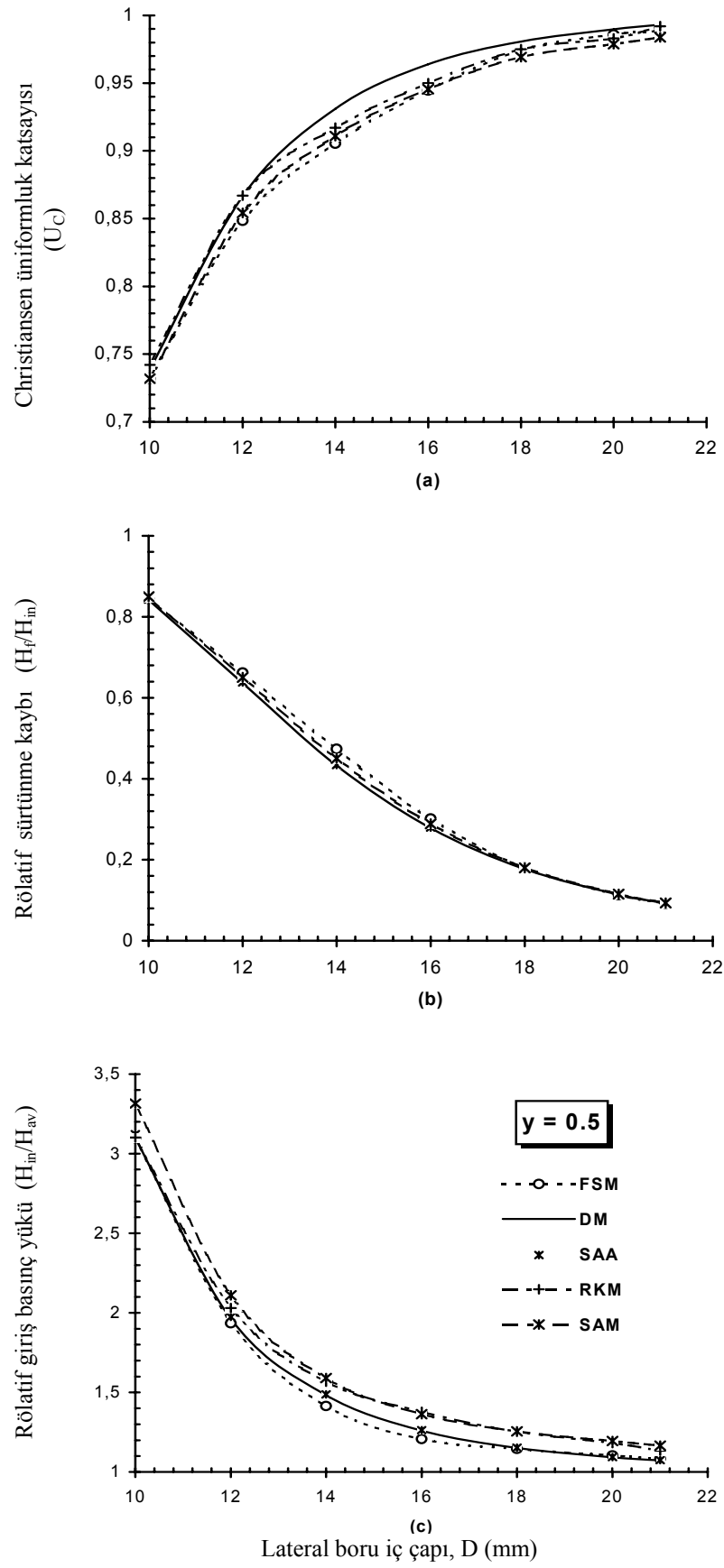
Şekil A.3: FSM, DM, SAA, RKM ve SAM metotlarına göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 0.5$ için tasarım parametrelerinin lateral uzunluğu ile değişimi



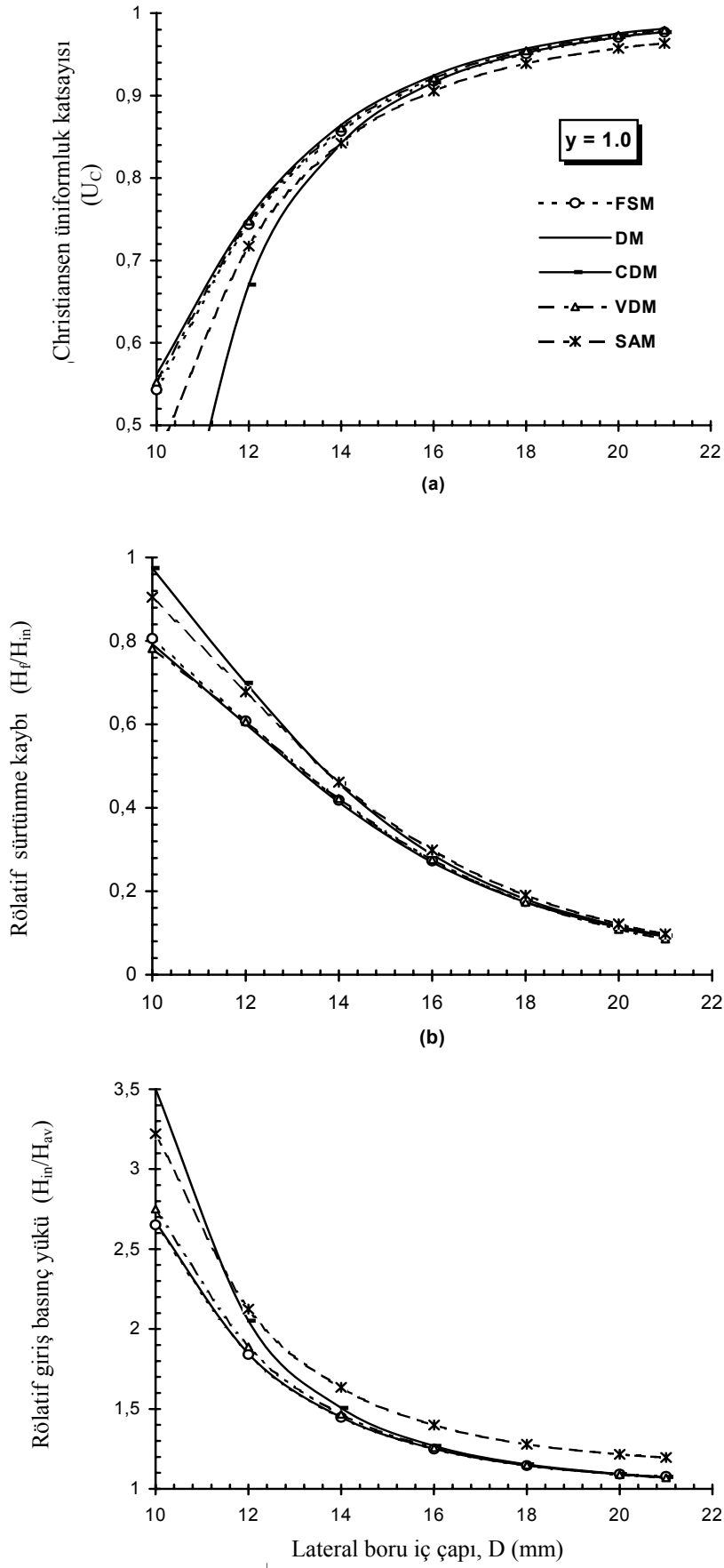
Şekil A.4: *FSM*, *DM*, *CDM*, *VDM* ve *SAM* metotlarına göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 1.0$ için tasarım parametrelerinin lateral uzunluğu ile değişimi



Şekil A.5: FSM, DM ve SAM metotlarına göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 0.2$ için tasarım parametrelerinin lateral iç çapı ile değişimi

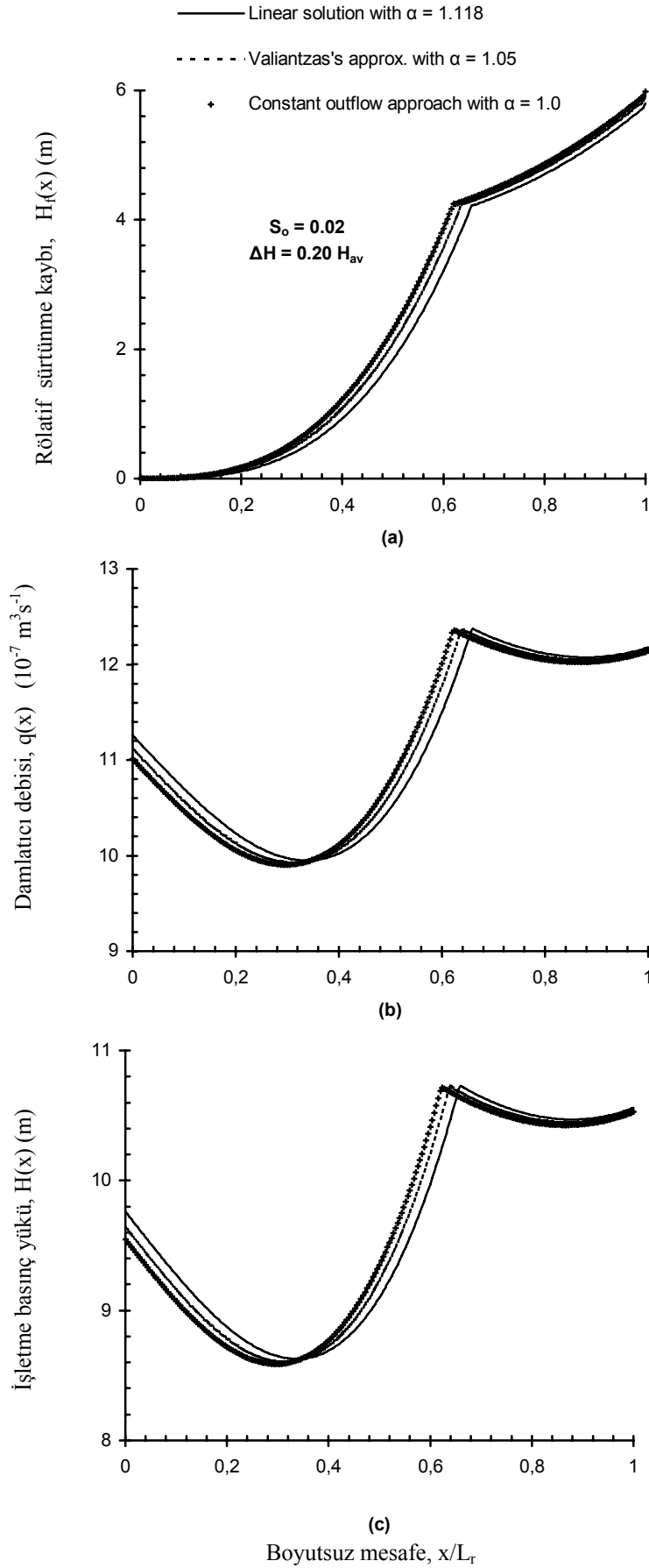


Şekil A.6: FSM, DM, SAA, RKM ve SAM metotlarına göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 0.5$ için tasarım parametrelerinin lateral iç çapı ile değişimi

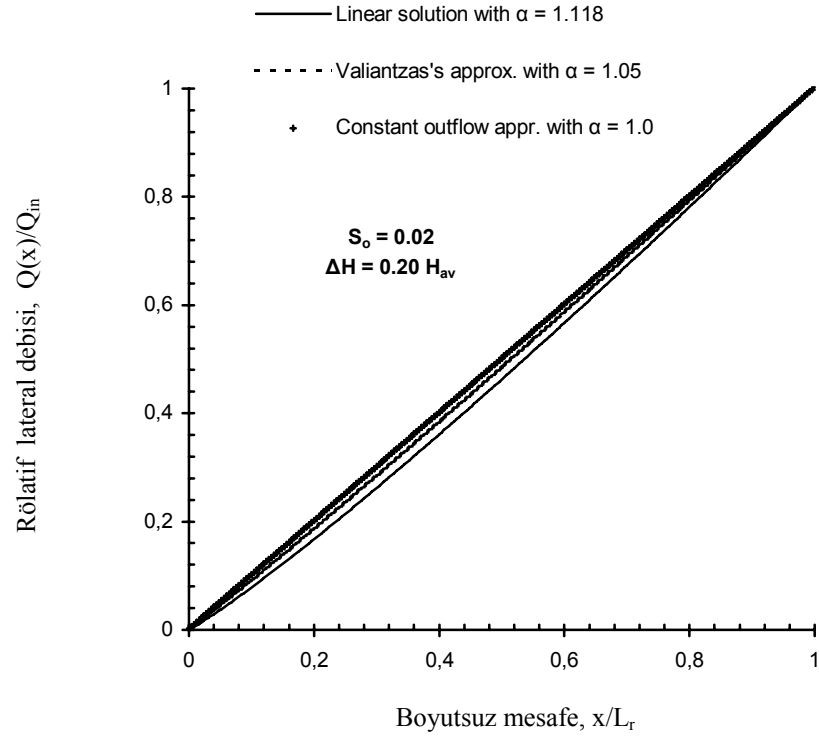


Şekil A.7: FSM, DM, CDM, VDM ve SAM metodlarına göre: $s_0 = 0.0$ ve $y = 1.0$ için tasarım parametrelerinin lateral iç çapı ile değişimi

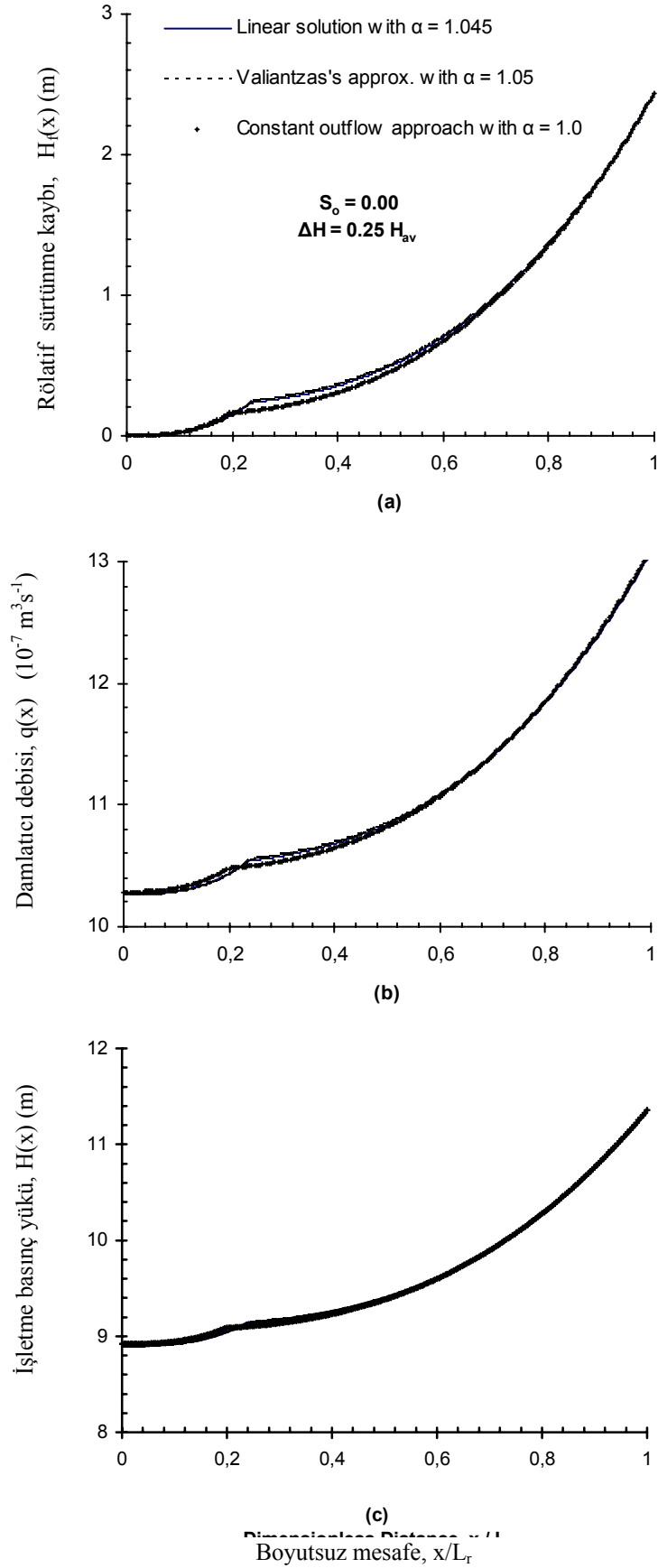
EK B: 5. Bölüm Uygulamaları İçin Tasarım Eğrileri



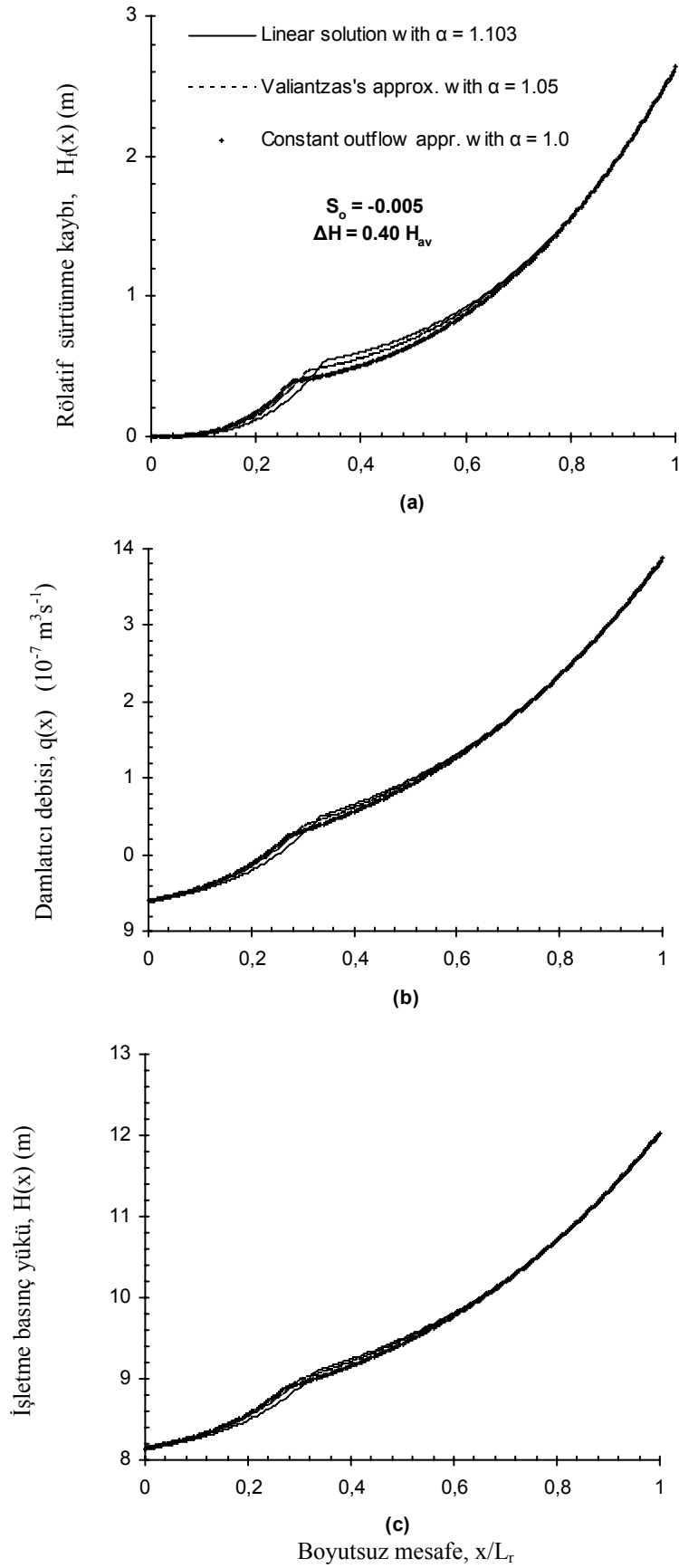
Şekil B.1: Lineer çözüm metodu, Valiantzas'ın eşdeğer debi üssü yaklaşımı ve sabit debi yaklaşımına göre, (a) tasarım kombinasyonu için: (a): sürtünme kaybının, (b): damlatıcı debisinin ve (c): işletme basınç yükünün, boyutsuz mesafe ile değişimi



Şekil B.2: Lineer çözüm metodu, Valiantzas'ın eşdeğer debi üssü yaklaşımı ve sabit debi yaklaşımına göre: **(a)** tasarım kombinasyonu için rölatif lateral debisinin boyutsuz mesafe ile değişimi



Şekil B.3: Lineer çözüm metodu, Valiantzas'ın eşdeğer debi üssü yaklaşımı ve sabit debi yaklaşımına göre, **(b)** tasarım kombinasyonu için: (a): sürtünme kaybının, (b): damlatıcı debisinin ve (c): işletme basınç yükünün, boyutsuz mesafe ile değişimi



Şekil B.4: Lineer çözüm metodu, Valiantzas'ın eşdeğer debi üssü yaklaşımı ve sabit debi yaklaşımına göre, **(c)** tasarım kombinasyonu için: (a): sürtünme kaybının, (b): damlatıcı debisinin ve (c): işletme basınç yükünün, boyutsuz mesafe ile değişimi

ÖZGEÇMİŞ

Gürol YILDIRIM, 1973 yılında Konya’da doğdu. İlk, orta ve lise öğrenimini Konya’da tamamladı. 1995 yılında Selçuk Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümünden mezun oldu. 1995-1996 yılları arasında proje mühendisi ve İnşaat Mühendisleri Odası Konya Şubesinde kontrol mühendisi olarak görev yaptı. 1996 yılında Niğde Üniversitesi Aksaray Mühendislik Fakültesinde Araştırma Görevlisi olarak göreve başladı. 1997 yılında İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Su mühendisliği Programında yüksek lisans eğitimine başladı. 2001 yılında yüksek lisans eğitimini tamamlayarak, aynı yıl doktora eğitimine başladı. 2006 yılında doktora tez çalışmasını tamamlayıp, halen aynı bölümde Araştırma Görevli olarak, akademik çalışmalarını sürdürmektedir. Evli ve iki çocuk babası olan Gürol YILDIRIM’ın ASCE’de yayımlanmış bilimsel makale ve tartışmaları bulunmaktadır.