

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ ENERJİ ENSTİTÜSÜ

**DÜŞEY BORULARDA SU-BUHAR AKIŞI İÇİN İKİ-FAZLI SÜRTÜNME
ÇARPANI HESAPLAMASINDA KULLANILAN DENEYSEL VERİLERİN,
KORELASYONLARIN VE BASINÇ DÜŞÜMÜ BİLEŞENLERİNİN ANALİZİ**

**YÜKSEK LİSANS TEZİ
İsmail Ahmet ODABAŞ**

Anabilim Dalı : Enerji Bilim ve Teknoloji

Programı : Enerji Bilim ve Teknoloji

HAZİRAN 2011

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ ENERJİ ENSTİTÜSÜ

**DÜŞEY BORULARDA SU-BUHAR AKIŞI İÇİN İKİ-FAZLI SÜRTÜNME
ÇARPANI HESAPLAMASINDA KULLANILAN DENEYSEL VERİLERİN,
KORELASYONLARIN VE BASINÇ DÜŞÜMÜ BİLEŞENLERİNİN ANALİZİ**

**YÜKSEK LİSANS TEZİ
İsmail Ahmet ODABAŞ
(301081015)**

Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : 06 Mayıs 2011

Tezin Savunulduğu Tarih : 9 Haziran 2011

**Tez Danışmanı : Prof. Dr. Ahmet DURMAYAZ (İTÜ)
Diğer Jüri Üyeleri : Prof. Dr. Melih GEÇKİNLİ (İTÜ)
Doç. Dr. Mustafa ÖZDEMİR (İTÜ)**

HAZİRAN 2011

Anneme, Babama, Eşime ve Ablalarım,

ÖNSÖZ

Bu tez çalışmasında, düşey borularda sıvı su-buhar yukarı akışı için iki-fazlı akış sürtünme çarpanı deneysel toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları, Homojen Akış Modeli ve seçilen korelasyonlar kullanılarak hesaplanmıştır. Homojen Akış Modeli ve korelasyonlar kullanılarak elde edilen sonuçlar, basınç düşümü ölçümü sonuçları kullanılarak elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı sonuçları referans alınarak test edilmiştir. Isıtma etkisinin korelasyonlar üzerinde etkisi ve basınç düşümü bileşenleri irdelenmiştir. Son olarak korelasyonlar kullanılarak elde edilen sonuçlar, Homojen Akış Modeli kullanılarak elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı sonuçları referans alınarak test edilmiştir.

Bu tez çalışması ile iki-fazlı yukarı akışlarda sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümünü ve iki-fazlı akış sürtünme çarpanını belirlemek için kullanılan yöntemler ayrıntılı bir şekilde irdelenmiştir.

Beni bu araştırmaya dahil eden, bilgi ve tecrübeleri ile çalışmalarımı yönlendiren tez danışmanım Prof. Dr. Ahmet DURMAYAZ'a ve ayrıca bu tez kapsamındaki bilimsel araştırmaya bilgisi, deneyimi ve sağladığı olanaklarla destek veren University of Ottawa, Mech. Eng. Dept. öğretim üyesi Prof. D.C. GROENEVELD'e teşekkürlerimi sunarım. Bilimsel araştırmalarımıza iştirak eden ve katkı sağlayan değerli arkadaşım Yük. Müh. Nuh Emre GENGEÇ'e ve bilimsel araştırmalarından istifade ettiğim Fizik Yük. Lis. Gülsen ÜSTÜN'e teşekkür ederim. Öğrenim hayatım boyunca maddi ve manevi destekleri ile daima yanımda olan ve beni çalışmalarımda motive eden Anneme, Eşime ve tüm aile fertlerime teşekkürü bir borç bilirim.

Haziran 2011

İsmail Ahmet ODABAŞ

Makina Mühendisi

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ.....	v
İÇİNDEKİLER	vii
KISALTMALAR	ix
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xi
ŞEKİL LİSTESİ.....	xv
SEMBOLLER	xix
ÖZET.....	xxxii
SUMMARY	xxv
1. GİRİŞ	1
2. LİTERATÜR ARAŞTIRMALARI	3
3. İKİ-FAZLI AKIŞTA TEMEL BAĞINTILAR, AKIŞ REJİMLERİ, TEK- FAZLI VE İKİ-FAZLI AKIŞLARDA BASINÇ GRADYANLARI VE TEMEL İKİ-FAZLI AKIŞ MODELLERİ.....	7
3.1 İki-Fazlı Akışta Temel Bağıntılar.....	7
3.2 İki-Fazlı Akış Rejimleri.....	9
3.2.1 Düşey akışta akış rejimleri.....	10
3.2.1.1 Habbecikli akış.....	11
3.2.1.2 Birleşik-iri habbeli akış.....	11
3.2.1.3 Yarı halka şeklinde-çalkantılı akış.....	11
3.2.1.4 Habbecikli-halka şeklinde iç içe akış.....	11
3.2.1.5 Halka şeklinde iç içe akış.....	11
3.2.2 Yatay akışta akış rejimleri.....	12
3.2.2.1 Habbecikli akış.....	13
3.2.2.2 Tıkaç şeklinde akış.....	13
3.2.2.3 Fazları ayrılmış düzgün ara yüzeyli akış.....	13
3.2.2.4 Fazları ayrılmış dalgalı ara yüzeyli akış.....	13
3.2.2.5 Birleşik-iri habbeli akış.....	14
3.2.2.6 Halka şeklinde iç içe akış.....	14
3.3 Tek-Fazlı ve İki-Fazlı Akışlarda Basınç Gradyanları.....	15
3.3.1 Tek-fazlı akışta basınç düşümü.....	15
3.3.1.1 Tek-fazlı akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç gradyanı.....	16
3.3.1.1.1 Adyabatik akışta sürtünme katsayısı bağıntıları.....	17
3.3.1.1.2 Isıtılmış akışta sürtünme katsayısı bağıntıları.....	17
3.3.1.2 Tek-fazlı akışta ivmelenmeden kaynaklanan basınç gradyanı.....	18
3.3.1.3 Tek-fazlı akışta yer çekiminden kaynaklanan basınç gradyanı.....	18
3.3.2 İki-fazlı akışta basınç düşümü.....	18
3.3.2.1 İki-fazlı akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç gradyanı.....	19
3.3.2.2 İki-fazlı akışta ivmelenmeden kaynaklanan basınç gradyanı.....	19
3.3.2.3 İki-fazlı akışta yer çekiminden kaynaklanan basınç gradyanı.....	20
3.4 Temel İki-Fazlı Akış Modelleri.....	20

3.4.1 Homojen akış modeli	21
3.4.2 Ayrılmış akış modeli	22
4. KAYNAMA İLE ISI GEÇİŞİ	25
4.1 Havuz Tipi Kaynama	25
4.2 Zorlanmış Taşınımli Kaynama	26
4.2.1 Sıvı fazına (tek-fazlı) zorlanmış taşınımli ısı geçişi	26
4.2.2 Habbecikli kaynama başlangıcı	28
4.2.3 Net buhar üretim noktası	28
4.2.4 Sıvı-buhar ara yüzeyinde zorlanmış taşınımli ısı geçişi	30
4.2.5 Film kaynaması	30
4.2.6 Geçiş bölgesinde kaynama	30
4.2.7 Kritik ısı akısı	30
5. İKİ-FAZLI AKIŞTA SÜRTÜNME NEDENİYLE BASINÇ DÜŞÜMÜNÜN VE SÜRTÜNME ÇARPANININ BELİRLENMESİ	33
5.1 İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Tanımları	33
5.2 Sabit Isı Akısıyla Isıtılmış Düşey Borularda Sıvı Su-Buhar Akışı İçin Geliştirilmiş ve Bu Tez Çalışmasında Kullanılan İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Metodları ve Korelasyonları	34
5.2.1 Thom (1964) metodu	34
5.2.2 Chisholm (1973) korelasyonu	37
5.2.3 Friedel (1979) korelasyonu	38
5.2.4 Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu (CISE araştırmaları)	40
5.2.5 Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu	41
5.2.6 Tarasova vd. (1966) korelasyonu	42
6. İKİ-FAZLI AKIŞ SÜRTÜNME ÇARPANININ BASINÇ DÜŞÜMÜ ÖLÇÜMLERİ VE SEÇİLEN KORELASYONLAR KULLANILARAK HESAPLANMASI, HATA ANALİZLERİ VE SONUÇLARIN DEĞERLENDİRİLMESİ	45
6.1 Isıtılmış Düşey Borularda Sıvı Su-Buhar Akışında Deneysel Basınç Düşümü Ölçümlerinde İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Hesaplanması Örneği	48
6.2 Adyabatik Düşey Borularda Sıvı Su-Buhar Akışında Deneysel Basınç Düşümü Ölçümlerinde İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Hesaplanma Yöntemi	63
6.3 Deneysel Ölçüm Verilerinin Seçim Kıstasları ve Hesaplama Yöntemiyle Belirlenen İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Örnekleri	66
6.4 İki-Fazlı Akışta Basınç Düşümü Bileşenlerinin İrdelenmesi ve Karşılaştırılması	71
6.5 Literatürden Seçilmiş İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Korelasyonları İçin Isıtma Etkisinin İrdelenmesi, Hata Analizleri ve Değerlendirme	83
6.6 Literatürden Seçilmiş İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Korelasyonlarının Ayrıntılı Analizi	97
6.7 Isıtılmış Düşey Borularda Sıvı Su-Buhar Akışı Veri Tabanını Oluşturan Farklı Kaynaklardan Alınmış Verilere Ait Ortalama ve RMS Hata Değerlerinin Ayrıntılı Olarak İrdelenmesi	113
7. SONUÇLAR VE ÖNERİLER	119
KAYNAKLAR	125
EKLER	129

KISALTMALAR

HKB	: Habbecikli Kaynama Başlangıcı (ONB: Onset of Nucleate Boiling)
KIA	: Kritik Isı Akısı (CHF: Critical Heat Flux)
NBU	: Net Buhar Üretimi (NVG: Net Vapor Generation)
RMS	: Fark Kareleri Ortalamasının Kare Kökü (Root-Mean Square)

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 5.1 : Chisholm (1973) korelasyonunda düzgün yüzeyli borular için kullanılan B_{Ch} Chisholm parametresi (Leung, 1994; Quiben, 2005)	37
Çizelge 6.1 : Isıtılmış düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçüm sonuçları	46
Çizelge 6.2 : Adyabatik düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçüm sonuçları	46
Çizelge 6.3 : Örnek hesaplama için seçilen deneysel basınç düşümü ölçümüne ait veriler (Leung, 1994)	48
Çizelge 6.4 : Isıtılmış düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçümleri ve kullanılan Nusselt sayısı bağıntıları	63
Çizelge 6.5 : Kritik ısı akısı için tarama tablosu kabul edilme kriterleri (Groeneveld vd., 2007)	66
Çizelge 6.6 : Isıtılmış borulardaki basınç düşümü ölçümleri için bu tez çalışması sürecinde belirlenen ilave veri kabul etme kriterleri	67
Çizelge 6.7 : Seçim kriterlerinin uygulanması sonucu elenen veriler	68
Çizelge 6.8 : Alessandrini vd. (1963) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri	70
Çizelge 6.9 : Peterlongo vd. (1964) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri	70
Çizelge 6.10 : Leung (1994) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri	70
Çizelge 6.11 : Olekhovitch (1997) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri	70
Çizelge 6.12 : Olekhovitch vd. (2004) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri	71
Çizelge 6.13 : Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri	71
Çizelge 6.14 : Alessandrini vd. (1963) adyabatik düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimini (Şekil 6.2) çizdirmek için kullanılan veriler	72
Çizelge 6.15 : Klausner vd. (1990) adyabatik düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimini (Şekil 6.3) çizdirmek için kullanılan veriler	73
Çizelge 6.16 : Klausner vd. (1990) adyabatik düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimini (Şekil 6.4) çizdirmek için kullanılan veriler	74

Çizelge 6.17 : Leung (1994) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.5) çizdirmek için kullanılan veriler	75
Çizelge 6.18 : Leung (1994) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.6) çizdirmek için kullanılan veriler	76
Çizelge 6.19 : Leung (1994) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.7) çizdirmek için kullanılan veriler	77
Çizelge 6.20 : Leung (1994) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.8) çizdirmek için kullanılan veriler	78
Çizelge 6.21 : Klausner vd. (1990) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.9) çizdirmek için kullanılan veriler	79
Çizelge 6.22 : Klausner vd. (1990) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.10) çizdirmek için kullanılan veriler	80
Çizelge 6.23 : Klausner vd. (1990) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.11) çizdirmek için kullanılan veriler	81
Çizelge 6.24 : Klausner vd. (1990) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.12) çizdirmek için kullanılan veriler	82
Çizelge 6.25 : Isıtılmış veri tabanı için Tarasova vd. (1966) ısıtma etkisi korelasyonunun test edilmesi (Birimler: %).....	85
Çizelge 6.26 : Leung (1994) veri kaynağı için Tarasova vd. (1966) ısıtma etkisi korelasyonunun test edilmesi (Birimler: %).....	86
Çizelge 6.27 : Isıtılmış veri tabanında bulunan 9372 adet veri kullanılarak korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.	89
Çizelge 6.28 : Leung (1994)'te bulunan 828 adet veri kullanılarak korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.	90
Çizelge 6.29 : Alessandrini vd. (1963)'da bulunan 198 adet adyabatik veri kullanılarak korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.	90
Çizelge 6.30 : Isıtılmış veri tabanında bulunan 9372 adet veri kullanılarak korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.	91

Çizelge 6.31 : Leung (1994)'te bulunan 828 adet veri kullanılarak korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.....	92
Çizelge 6.32 : Alessandrini vd. (1963)'da bulunan 198 adet adyabatik veri kullanılarak korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.....	92
Çizelge 6.33 : Alessandrini vd. (1963) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.....	93
Çizelge 6.34 : Peterlongo vd. (1964) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.....	93
Çizelge 6.35 : Leung (1994) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.....	94
Çizelge 6.36 : Olekhovitch (1997) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.....	94
Çizelge 6.37 : Olekhovitch vd. (2004) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.....	94
Çizelge 6.38 : Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.....	95
Çizelge 6.39 : Tez çalışması sırasında elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerlerinin Leung (1994) doktora tezinde verilen ortalama ve RMS hata (%) değerleri ile korelasyon bazlı karşılaştırılması.....	96
Çizelge 6.40 : Veri elemesi sonrası ısıtılmış veri tabanında bulunan 9125 adet veri kullanılarak korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.....	108

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 3.1 : Düşey akışta iki-fazlı akış rejimleri (Bratland, 2010)	10
Şekil 3.2 : Düşey akış için akış rejimi haritası (Hewitt ve Roberts, 1972).....	12
Şekil 3.3 : Düşey akışta iki-fazlı akış rejimleri (Bratland, 2010)	13
Şekil 3.4 : Yatay akış için akış rejimi haritası (Baker, 1954)	14
Şekil 3.5 : Sıvı su-buhar karışımı için λ ve ψ değerleri (Collier, 1972).....	15
Şekil 3.6 : Boru içerisinde akış için seçilen bir kontrol hacmi üzerinden momentum dengesi (Leung, 1994).....	16
Şekil 4.1 : Havuz tipi kaynama grafiği (Collier ve Thome, 1996)	26
Şekil 5.1 : Thom ısıtılmış düşey kanalda sıvı su-buhar akışı için yerel iki-fazlı akış sürtünme çarpanı grafiği (Leung, 1994)	35
Şekil 5.2 : Thom ısıtılmış düşey kanalda sıvı su-buhar akışı için ortalama iki-fazlı akış sürtünme çarpanı grafiği (Leung, 1994)	36
Şekil 6.1 : Konumdan bağımsız olarak (düzgün) ısıtılmış boru için basınç düşümü dikkate alınarak oluşturulan ısıl denge ve h-s diyagramı.....	47
Şekil 6.2 : Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağında bulunan P=4982-5011 kPa ve G=1080-1110 kg/m ² s değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimi	72
Şekil 6.3 : Klausner vd. (1990) adyabatik veri kaynağında bulunan G=401 kg/m ² s değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimi	73
Şekil 6.4 : Klausner vd. (1990) adyabatik veri kaynağında bulunan G=256 kg/m ² s değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimi	74
Şekil 6.5 : Leung (1994) veri kaynağında bulunan P=9540-9570 kPa, G=1905-1937 kg/m ² s ve q''=811-1003 kW/m ² değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimi	75
Şekil 6.6 : Leung (1994) veri kaynağında bulunan P=9540-9550 kPa, G=1134-1190 kg/m ² s ve q''=235-837 kW/m ² değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimi	76
Şekil 6.7 : Leung (1994) veri kaynağında bulunan P=9620-9630 kPa, G=4756-4791 kg/m ² s ve q''=352-1625 kW/m ² değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimi	77
Şekil 6.8 : Leung (1994) veri kaynağında bulunan P=5030 kPa, G=4386-4430 kg/m ² s ve q''=1636-1856 kW/m ² değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimi	78

Şekil 6.9 : Klausner vd. (1990) veri kaynağında bulunan $G=401 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ve $q''=11,4 \text{ kW/m}^2$ değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.....	79
Şekil 6.10 : Klausner vd. (1990) veri kaynağında bulunan $G=256 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ve $q''=11,4 \text{ kW/m}^2$ değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi	80
Şekil 6.11 : Klausner vd. (1990) veri kaynağında bulunan $G=401 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ve $q''=4 \text{ kW/m}^2$ değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi	81
Şekil 6.12 : Klausner vd. (1990) veri kaynağında bulunan $G=256 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ve $q''=4 \text{ kW/m}^2$ değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi	82
Şekil 6.13 : Thom (1964) metodu ortalama hata histogramı	87
Şekil 6.14 : Korelasyonlar için ortalama hata histogramı.....	88
Şekil 6.15 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin basınca göre dağılımı	99
Şekil 6.16 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin basınca göre dağılımı.....	99
Şekil 6.17 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.....	100
Şekil 6.18 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı	100
Şekil 6.19 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı	101
Şekil 6.20 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı	101
Şekil 6.21 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı	102
Şekil 6.22 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı	102
Şekil 6.23 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin basınca göre dağılımı.....	104
Şekil 6.24 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin basınca göre dağılımı	104
Şekil 6.25 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.....	105
Şekil 6.26 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı	105
Şekil 6.27 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı	106
Şekil 6.28 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı	106

Şekil 6.29 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata histogramları	107
Şekil 6.30 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin basınca göre dağılımı.....	109
Şekil 6.31 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin basınca göre dağılımı	109
Şekil 6.32 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.....	110
Şekil 6.33 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı	110
Şekil 6.34 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin termodinamik kurulum derecesine göre dağılımı.....	111
Şekil 6.35 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin termodinamik kurulum derecesine göre dağılımı.....	111
Şekil 6.36 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı.....	112
Şekil 6.37 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı	112
Şekil 6.38 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin basınca göre dağılımı	114
Şekil 6.39 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin basınca göre dağılımı	114
Şekil 6.40 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı	115
Şekil 6.41 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı	115
Şekil 6.42 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin termodinamik kurulum derecesine göre dağılımı.....	117
Şekil 6.43 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin termodinamik kurulum derecesine göre dağılımı.....	117
Şekil 6.44 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı	118
Şekil 6.45 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı	118

SEMBOLLER

a, b, m, n	: Sabit sayı
A	: Alan (m^2)
A_a	: Akışkanın akış yönüne dik toplam kesit alanı (m^2)
A_{MSH}, B_{MSH}	: Muller-Steinhagen ve Heck parametreleri
A_{x-s}	: Akışkanın akış yönüne dik kesit alanı (m^2)
B_{Ch}, C_{Ch}	: Chisholm parametreleri
c_p	: Sabit basınçta özgül ısı ($kJ/kg \text{ } ^\circ C$)
C_o	: Dağılım parametresi
D_i	: Boru iç çapı (m)
F_{Ch}	: Chisholm integral terimi
Fr	: Froude sayısı
f	: Sürtünme katsayısı
G	: Kütlele akı ($kg/m^2 s$)
g	: Yer çekimi ivmesi ($9,806 m^2/s$)
h	: Entalpi (kJ/kg)
h_t	: Isı taşıma katsayısı ($kW/m^2 K$)
h_{sg}	: Buharlaştırma gizli entalpisi (kJ/kg)
k	: Isı iletim katsayısı ($kW/m K$)
k_s	: Yüzey pürüzlülüğü (m)
L	: Uzunluk (m)
Nu	: Nusselt sayısı
P	: Basınç (kPa)
Pe	: Peclet sayısı
Pr	: Prandtl sayısı
Re	: Reynolds sayısı
Q	: Hacimsel debi (m^3/s)
q	: Birim zamanda transfer edilen ısı (kW)
q''	: Isı akısı (kW/m^2)
S	: Borunun akışa dik kesitteki çevre uzunluğu (m)
s	: Kayma oranı
t	: Zaman (s)
T	: Sıcaklık ($^\circ C$)
u	: Hız (m/s)
u_{gj}	: Sürüklenme hızı (m/s)
u_{gs}	: Göreceli hız (m/s)
W	: Kütlele debi (kg/s)

We	: Weber sayısı
x_{din}	: Dinamik kuruluk derecesi
x_{HKB}	: Habbecikli kaynama başlangıcındaki termodinamik kuruluk derecesi
x_{NBU}	: Net buhar üretimi noktasındaki termodinamik kuruluk derecesi
x	: Termodinamik kuruluk derecesi
v	: Özgül hacim (m^3/kg)
z	: Eksenel uzunluğu ifade eden değişken parametre (m)

Grek Sembolleri

α	: Boşluk oranı
Γ	: Chisholm özellik katsayısı
ε	: Hata
θ	: Borunun yatay eksenle yaptığı açı
Δ	: Sonlu değişim miktarı
λ	: Baker (1954) akış rejimi haritasına ilişkin Şekil 3.4'te kullanılan faktör
μ	: Dinamik viskozite (m^2/s)
ρ	: Yoğunluk (kg/m^3)
σ	: Normal gerilme (N/m)
τ	: Kayma gerilmesi (Pa)
ϕ^2	: İki-fazlı akış sürtünme çarpanı
$\overline{\phi^2}$: Ortalama iki-fazlı sürtünme çarpanı
ψ	: Baker (1954) akış rejimi haritasına ilişkin Şekil 3.4'te kullanılan faktör

Alt indisler

a	: Akışkan
ady	: Adyabatik
CHF	: Kritik ısı akısı
çev	: Çevre
din	: Dinamik
doy	: Doyma sıcaklığı
duv	: Duvar
g	: Doymuş gaz
go	: Tamamen gaz fazıyla dolması hali
gir	: Giriş koşullarında
sg	: Gaz fazı ile sıvı fazı arasındaki fark
HKB	: Habbeceklili kaynama başlangıcı
i	: İç
j	: Sürüklenme
ivm	: İvmelenme
h	: Homojen

<i>hes</i>	: Hesaplanan
<i>kri</i>	: Kritik
<i>kor</i>	: Korelasyon
<i>L</i>	: Akış uzunluğu
$L_{1\phi}$: Tek-fazlı akış uzunluğu
$L_{2\phi}$: İki-fazlı akış uzunluğu
L_q	: Isıtılmış akış uzunluğu
<i>ort</i>	: Ortalama
<i>q</i>	: Isıtılan
<i>s</i>	: Doymuş sıvı
<i>so</i>	: Tamamen sıvı fazıyla dolması hali
<i>sur</i>	: Sürtünme
<i>yer</i>	: Yer çekimi
1ϕ	: Tek-fazlı
2ϕ	: İki-fazlı

Üst indisler

<i>n</i>	: Blasius denklemindeki geometriye bağlı sayı
----------	---

DÜŞEY BORULARDA SU-BUHAR AKIŞI İÇİN İKİ-FAZLI SÜRTÜNME ÇARPANI HESAPLAMASINDA KULLANILAN DENEYSEL VERİLERİN, KORELASYONLARIN VE BASINÇ DÜŞÜMÜ BİLEŞENLERİNİN ANALİZİ

ÖZET

İki-fazlı akışlarda basınç düşümünün ölçülmesi için birçok deneysel araştırma yapılmış, bu araştırma sonuçlarına dayalı olarak sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümünün ve iki-fazlı akış sürtünme çarpanının belirlenmesi için farklı akış koşullarında birçok korelasyon elde edilmiştir. Öte yanda, literatürde birçok farklı yayında yer alan iki-fazlı akışlardaki basınç düşümü (ΔP) ölçümü sonuçlarının derlenerek bir veri tabanı oluşturulmasına ihtiyaç vardır.

Bu tez çalışmasında, düşey borularda iki-fazlı akış sürtünme çarpanının belirlenmesi amacıyla iki-fazlı akıştaki ΔP ölçümü sonuçlarından (i) biri sabit (homojen) ısı akısıyla ısıtılmış, (ii) diğeri adyabatik düşey borularda sıvı su-buhar yukarı akışı için iki ayrı veri tabanı oluşturulmuştur.

Bu veri tabanlarındaki ölçüm sonuçları, ölçüm koşulları için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve literatürden seçilen korelasyonlar kullanılarak iki-fazlı akış sürtünme çarpanları hesaplanmıştır. Ayrıca, ölçüm sonuçlarından hesaplanan (yer çekimi, ivmelenme ve sürtünme) ΔP bileşenlerine ait değerler hem birbirleriyle hem de Klausner vd. (1990) tarafından verilen ΔP bileşenleri ile karşılaştırılmıştır.

Veri tabanlarından yararlanılarak hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanları doğru kabul edilerek Homojen Akış Modeli'nden (McAdams vd., 1942) ve korelasyonlardan elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanlarına ait ortalama hataları ve fark kareleri ortalamasının kareköküyle hesaplanan (RMS) hataları belirlenmiştir. Ayrıca Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanları doğru kabul edilerek korelasyonlardan elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanlarına ait ortalama hataları ve fark kareleri ortalamasının kareköküyle hesaplanan (RMS) hataları belirlenmiştir.

Araştırma sonucunda; (i) ısıtmanın homojen model ve korelasyonlarla belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanları üzerindeki etkisi Tarasova vd. (1966) korelasyonu yardımıyla test edilmiş ve yapılan çalışma sonucu Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve korelasyonlara ısıtma etkisinin ilave edilmemesi sonucuna varılmış olup, (ii) ısıtılmış düşey borularda sıvı su-buhar yukarı akışı için iki-fazlı akış sürtünme çarpanı belirlenmesinde ortalama hata dağılımları ve RMS hata değerleri itibarıyla Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Chisholm (1973), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları, Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942), Friedel (1979) korelasyonu ve Thom (1964) metodu sonuçlarının en doğrudan en az doğruya doğru sıralandığı tespit edilmiştir. Ayrıca, (iii) adyabatik düşey borularda sıvı su-buhar yukarı akışı için iki-fazlı akış sürtünme çarpanı belirlenmesinde ise RMS hata değerleri itibarıyla en doğru sonucu Chisholm (1973) korelasyonunun verdiği belirlenmiştir.

ANALYSIS OF PRESSURE DROP MEASUREMENTS, TWO-PHASE FRICTION MULTIPLIER CORRELATIONS AND PRESSURE DROP COMPONENTS FOR WATER-STEAM FLOWS IN VERTICAL TUBES

SUMMARY

Many experiments have been performed and various correlations have been developed to predict the two-phase frictional pressure drop and the two-phase friction multiplier for various flow conditions. Based on these researches, experimental two-phase flow pressure drop (ΔP) data for steam-water in uniformly heated and adiabatic vertical tubes have need compiled from the literature.

Two sets of data have been compiled and used in this thesis study: (i) Two-phase flow ΔP data compilation for water in vertical heated tubes and (ii) the two-phase flow ΔP data in vertical adiabatic tubes. The compiled data have been used to calculate the two-phase friction multiplier and to assess the prediction accuracy of two-phase friction multiplier correlations selected from the literature and the homogeneous model (McAdams et al. 1942) for steam-water flow in vertical tubes. The effect of heat flux on two-phase friction is of particular interest in this study. Additionally, ΔP components (due to gravitation, acceleration and friction) have been examined for vertical heated tubes based on the databases. These ΔP components are also compared with those of presented by Klausner et al. (1990).

In this study, the two-phase friction multiplier predictions of the homogeneous model (McAdams et al. 1942) with and without the Tarasova et al. (1966) heating effect (THE) correction are compared with the two-phase friction multipliers extracted from the diabatic database of this study. Hence, the two-phase friction multiplier predictions of the homogeneous model (McAdams et al. 1942) with and without the Tarasova et al. (1966) heating effect correction are compared with the two-phase friction multipliers extracted from the diabatic database of this study.

Additionally, ΔP components (due to gravitation, acceleration and friction) have been examined for vertical heated tubes based on the databases. These ΔP components are also compared with those presented by Klausner et al. (1990).

The results for two-phase friction multipliers of this study are as follows: (i) The predictions of correlations and the homogeneous model (McAdams et al. 1942) without THE correction yield better results than those with THE correction. (ii) The predictions of Muller-Steinhagen and Heck (1986) correlation have the minimum errors and that of Chisholm (1973), Lombardi and Pedrocchi (1972) correlations, the homogeneous model (McAdams et al. 1942), Friedel (1979) correlation and Thom (1964) method follow it in the prediction accuracy rank based on the average and RMS errors. (iii) The predictions of the Chisholm (1973) correlation yield the least error for the flow in adiabatic tubes.

1. GİRİŞ

Nükleer reaktörler ve kazanlar gibi ısı enerjisi aktarımı için akışkan kullanılan enerji dönüşüm sistemlerinin akışkan nakil hatlarında, sistem dizaynından veya bir kazandan ötürü iki-fazlı akış meydana gelebilmektedir. Bu tarz enerji dönüşüm sistemlerinin optimum şartlarda dizayn edilebilmesi için iki-fazlı akışta basınç düşümü değerinin doğru olarak belirlenmesi gerekmektedir. İki-fazlı akışlarda basınç düşümü değeri belirlenirken en zor olan aşama sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşeninin hesaplanmasıdır. İki-fazlı akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşeninin daha kolay hesaplanabilmesi için iki-fazlı akış sürtünme çarpanı tanımlanmıştır.

İki-fazlı akış sürtünme çarpanı deneysel yöntemlerle belirlenmektedir ve şimdiye kadar deneysel yöntemlerin yerini alabilecek tam manasıyla güvenilir bir analitik model geliştirilememiştir. Konuyla ilgili İkinci Dünya Savaşı'ndan bu yana yapılan çalışmalar sonucunda birkaç yarı analitik model ve deneysel korelasyon geliştirilmiştir. Nükleer güç santrallerinin yaygınlaşması sonucu iki-fazlı akış sürtünme çarpanı üzerine yapılan çalışmalar yoğunlaşmıştır.

Bu çalışmada iki-fazlı akış sürtünme çarpanının belirlenmesi için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ile birlikte Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Chisholm (1973), Lombardi ve Pedrocchi (1972), Friedel (1979) korelasyonları, Thom (1964) metodu ve ayrıca ısıtmanın etkisinin irdelenmesi amacıyla Tarasova vd. (1966) korelasyonu kullanılmıştır. Hesaplamalarda kullanılmak üzere iki-fazlı sıvı su-buhar akışında basınç düşümü için toplam 10 529 adet ölçüm sonucundan oluşan iki adet veri tabanı oluşturulmuştur. Birinci veri tabanı, Alessandrini vd. (1963), Peterlongo vd. (1964), Leung (1994), Olekhovitch (1997) ve Olekhovitch vd. (2004)'den elde edilen 10 321 adet ısıtılmış düşey borularda iki-fazlı sıvı su-buhar akışı ölçüm sonucundan oluşmaktadır. İkinci veri tabanı ise Alessandrini vd. (1963)'den elde edilen 208 adet adyabatik düşey borularda iki-fazlı sıvı su-buhar akışı ölçüm sonucundan oluşmaktadır. Çalışmalar sırasında yapılan irdelemeler sonucunda bazı ölçüm sonuçlarının uygun olmadığı belirlenmiş ve bu

sonuçlar veri tabanlarından çıkartılmıştır. Eleme işlemi gerçekleştirildikten sonra geriye ısıtılmış dışey borularda iki-fazlı sıvı su-buhar akışı için oluşturulan birinci veri tabanında 9125 adet ve adyabatik dışey borularda iki-fazlı sıvı su-buhar akışı için oluşturulan ikinci veri tabanında ise 198 adet kullanılabilir basınç dışümü ölçüm sonucu kalmıştır.

Bu tez kapsamında, 2. Bölüm'de iki-fazlı sıvı su-buhar akışında basınç dışümü için literatürde yer alan araştırmalar irdelenmiştir.

3. Bölüm'de iki-fazlı akış için temel bağıntılar, akış rejimleri, tek-fazlı ve iki-fazlı akış için sürekli akışta, yer çekiminden, ivmelenmeden ve sürtünmeden kaynaklanan üç temel basınç gradyanı bileşeni ve akış modelleri irdelenmiştir.

4. Bölüm'de kaynama ile ısı geçişi anlatılmıştır.

5. Bölüm'de iki-fazlı akış sürtünme çarpanının farklı tanımlarından bahsedildikten sonra dışey borulardaki iki-fazlı sıvı su-buhar karışımı akışı için literatürden seçilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı metodları ve korelasyonları irdelenmiştir.

6. Bölüm'de deneysel basınç dışümü ölçümü sonuçlarından iki-fazlı akışta sürtünme çarpanının elde edilmesi için kullanılan hesaplama yöntemi örnek uygulama üzerinden anlatıldıktan sonra Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve literatürden seçilen korelasyonlarla hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme arpanları yine literatürden elde edilen basınç dışümü ölçümü sonuçlarından hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanlarıyla ayrıntılı olarak karşılaştırılmıştır. Ayrıca, toplam basınç dışümü ölçüm sonuçlarından hesaplanan iki-fazlı akıştaki yer çekimi, ivmelenme ve sürtünme basınç dışümü bileşenlerine ait değerlerin hem birbirleriyle hem de Klausner vd. (1990) tarafından verilen basınç dışümü bileşenleri ile karşılaştırılmalı analizleri gerçekleştirilmiştir.

7. Bölüm'de, bu tezde elde edilen genel sonuçlar sunularak irdelenmiş ve konu ile ilgili gelecekte ne tür araştırmaların yapılabileceği hususunda önerilerde bulunulmuştur.

2. LİTERATÜR ARAŞTIRMALARI

Bu bölümde, düşey borularda iki-fazlı sıvı su-buhar akışı için ısıtılmış ve adyabatik koşullarda sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü ile ilgili literatürde yer alan çalışmalar irdelenmiştir.

Aubé (1996), tek-fazlı ve iki-fazlı akış koşullarında 1000-4500 kPa basınç aralığının ve iki farklı boru çapı (13,4 ve 22,9 mm) için ısı akısının sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümüne etkisini araştırmıştır. İlk olarak tek-fazlı akış koşullarında iki farklı boru çapı için aksel basınç ve sıcaklık dağılımları 1000-11 000 kg/m²s kütleli akı ve 0-3500 kW/m² ısı akısı aralıklarında detaylı olarak ölçülmüştür. Bu ölçümler sonucunda sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümünün ısı akısı arttıkça azaldığını gözlemlemiştir. Sonrasında yapılan adyabatik iki-fazlı akış ölçümleri sonucunda iki-fazlı akış sürtünme çarpanının, dinamik kuruluk derecesinin artıp basıncın düştüğü koşullarda arttığı belirlenmiştir. Testler sonucunda aşırı soğuk ve düşük termodinamik kuruluk derecesinde doymuş kaynama koşullarında iki-fazlı akış sürtünme çarpanının dinamik kuruluk derecesi ve ısı akısının fonksiyonu olarak arttığı belirlenmiştir. Çalışmada test edilen bütün koşullar için ısı akısının sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu sonucuna varılmıştır.

Gengeç (2010), sabit (homojen dağılmış) ısı akısıyla ısıtılmış düşey borularda iki-fazlı akış sürtünme çarpanını belirlemek için literatürde bulunan iki-fazlı akış koşulunda toplam basınç düşümü ölçüm sonuçlarını derleyip veri tabanı oluşturmuştur. Oluşturulan veri tabanı için hesaplama yöntemi, Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve 5 farklı korelasyon kullanılarak iki-fazlı akış sürtünme çarpanlarını hesaplamıştır. Deneysel basınç düşümü ölçüm sonuçlarından yararlanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanları ile Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve korelasyonlardan elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanları karşılaştırıp ortalama hata değerlerini ve fark kareleri ortalamasının kare köküyle hesaplanan (RMS) hata değerlerini belirlemiştir. Benzer şekilde, Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ile belirlenen iki-fazlı akış

sürtünme çarpanları ile korelasyonlar kullanılarak elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanları arasındaki ortalama ve RMS hata değerlerini hesaplamış ve seçilen korelasyonların geçerliliklerini belirlenen hataların karşılaştırılması suretiyle test etmiştir. Araştırma sonucunda, iki-fazlı akış sürtünme çarpanı belirlenmesinde en düşük RMS hata değerini sırasıyla Chishom (1973) ve Reddy vd. (1982) korelasyonlarının verdiği tespit edilmiştir. Ayrıca, Friedel (1979) korelasyonunun iki-fazlı akış sürtünme çarpanı belirlenmesinde en yüksek RMS hata değerini veren korelasyon olduğu ve Lombardi-Pedrocchi (1972) korelasyonunun onu takip ettiği saptanmıştır.

Idsinga (1975), sıvı su-buhar karışımı için ısıtma yapıldığı şartlarda 2220 adet ve adyabatik şartlarda da 1230 adet deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarından oluşan iki adet veri tabanı oluşturmuştur. Bu veri tabanını kullanarak sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümünün hesaplanması için kullanılan 18 adet model ve korelasyonu karşılaştırmıştır. Veri tabanlarını oluşturan sıvı su-buhar akışı basınç düşümü ölçüm sonuçları 1724-10 343 kPa basınç, 271,2-4339 kg/m²s kütleli akı, aşırı soğutulmuş sıvı kaynaması-1,0 termodinamik kuruluk derecesi ve 2,286-33,02 mm boru çapı aralıklarında elde edilmiştir. Idsinga (1975) hata analizlerini ısıtılmış veya adyabatik borulara, boşluk oranı hesaplamalarına (Thom, Martinelli-Nelson ve Homojen Akış Modeli) ve farklı tek-fazlı akış sürtünme katsayısı hesaplamalarına göre ayrı ayrı değerlendirmiştir. Yapmış olduğu testlerin sonunda iki veri tabanı birleştirilerek kullanıldığında Thom (1964) metodunun en doğru sonucu verdiğini belirlemiştir. Test sonuçlarına göre Thom (1964) metodunu Baroczy (1965) korelasyonu ve Homojen Akış Modeli'nin izlediği belirlenmiştir.

Leung (1994), ısıtılmış kanalda sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşenini belirlemek amacıyla bir model oluşturmuş, tez çalışmasında yüksek basınç koşullarında kaynamalı akış üzerine odaklanmıştır (10 MPa'a kadar). Tezinde kullanmak üzere 5020-9730 kPa basınç, 1000-10 000 kg/m²s kütleli akı ve (-0,25)-1,0 termodinamik kuruluk derecesi aralıklarında deneysel bir araştırma yaparak 1141 adet veri elde etmiştir. Deneyler sırasında ısı akısının sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü üzerinde çok güçlü bir etkiye sahip olduğunu gözlemlemiştir. Leung (1994) oluşturduğu modeli kullanarak literatürden seçtiği 19 adet deneysel korelasyonun ve bu korelasyonları kullanarak oluşturduğu farklı kombinasyonların, kaynamalı akış koşulu için geçerliliğini test etmiştir. Test sonuçlarına göre tam

kuruma 6ncesinde (pre-dryout) hata analizleri karşılaştırdığında, kendi modelinden sonra en doğru sonucu sırasıyla Reddy vd. (1982), Chisholm(1973) ve Beattie (1973)'6n halka şeklinde i içe akış koşulu için geliştirmiş olduğu korelasyonların verdiğini belirlemiştir. Tam kuruma (dryout) sonrası hata analizleri karşılaştırdığında ise kendi modelinden sonra Beattie (1973)'6n tam kuruma sonrası için geliştirmiş olduğu korelasyonun en az hata ile sonuç verdiğini belirlemiştir.

3. İKİ- FAZLI AKIŞTA TEMEL BAĞINTILAR, AKIŞ REJİMLERİ, TEK-FAZLI VE İKİ-FAZLI AKIŞLARDA BASINÇ GRADYANLARI VE TEMEL İKİ-FAZLI AKIŞ MODELLERİ

Bu bölümde iki-fazlı akışla ilgili literatürde bulunan temel kavramlar ve akış esnasında oluşabilen farklı rejimler, tek-fazlı ve iki-fazlı akışlarda meydana gelen basınç gradyanları ve temel iki-fazlı akış modelleri ayrıntılı olarak anlatılacaktır.

3.1 İki-Fazlı Akışta Temel Bağıntılar

İki-fazlı akışta boşluk oranının, termodinamik ve dinamik kurulum derecelerinin belirlenmesi gerekmektedir.

Yerel boşluk oranı iki-fazlı akış içerisindeki bir noktada gaz fazına ait hacimsel oranın zaman üzerine ortalaması olarak tanımlanmaktadır. Verilen kesit alanında tüm akış için boşluk oranı yerel boşluk oranlarının verilen kesit alanı üzerine ortalamasıdır ve

$$\alpha \equiv \frac{1}{A_{x-s}} \int_{A_{x-s}} \alpha_{yerel} dA_{x-s} \quad (3.1)$$

şeklinde tanımlanır. Başka şekilde ifade edilecek olursa, boşluk oranı, gaz fazının kapladığı ve zaman üzerine ortalaması alınmış alanın toplam kesit alanına oranıdır. Bu tanım doğrultusunda boşluk oranı

$$\alpha \equiv \frac{A_g}{A_g + A_s} \quad (3.2)$$

olarak ifade edilir. İfadelerde gaz fazı için g ve sıvı fazı için s indisleri kullanılmıştır.

Sıvı ve gaz fazları için kütleli akı sırasıyla

$$G_s = u_s \rho_s (1 - \alpha) \quad (3.3a)$$

$$G_g = u_g \rho_g \alpha \quad (3.3b)$$

şeklinde yazılabilir.

Sıvı ve gaz fazları için hacimsel debi sırasıyla

$$Q_s \equiv u_s A_s \quad (3.4a)$$

$$Q_g \equiv u_g A_g \quad (3.4b)$$

şeklinde tanımlanmıştır.

Denklem (3.3a) ve (3.3b) toplam kesit alanıyla çarpılarak sıvı ve gaz fazları için sırasıyla

$$W_s = u_s \rho_s (1 - \alpha) A \quad (3.5a)$$

$$W_g = u_g \rho_g \alpha A \quad (3.5b)$$

şeklinde kütleli debi bağıntıları elde edilir.

Akış için dinamik ve hacimsel kuruluk dereceleri sırasıyla

$$x_{din} \equiv \frac{W_g}{W_s + W_g} \quad (3.6)$$

$$\beta \equiv \frac{Q_g}{Q_g + Q_s} \quad (3.7)$$

şeklinde tanımlanır. Akış için hesaplanan dinamik kuruluk derecesiyle enerji balansı kullanılarak hesaplanan ısı denge dinamik kuruluk derecesi birbirine eşit olmayabilir. Bunlar iki faz arasında ısı denge olduğu durumda birbirine eşit olurlar. Ayrıca aşırı soğuk ve film kaynamaları gibi büyük ısıl gradyanların olduğu durumlar dışında hesaplanan değerler arasındaki fark oldukça azdır.

Denklem (3.3a) ve (3.3b)

$$G_s = G (1 - x_{din}) \quad (3.8a)$$

$$G_g = G x_{din} \quad (3.8b)$$

şeklinde tekrar yazılabilir. Elde edilen bağıntıların da toplam akış alanına bölünmesiyle sıvı ve gaz fazları için kütleli debi sırasıyla

$$W_s = W (1 - x_{din}) \quad (3.9a)$$

$$W_g = W x_{din} \quad (3.9b)$$

şeklinde ifade edilebilir.

Denklem (3.2), (3.6) ve (3.7)'de tanımlanan parametreler Denklem (3.3)-(3.5), (3.8) ve (3.9)'da uygun yerlere yerleştirilerek birbirleriyle

$$\left(\frac{1-\alpha}{\alpha}\right) = \left(\frac{u_g}{u_s}\right) \left(\frac{\rho_g}{\rho_s}\right) \left(\frac{1-x_{din}}{x_{din}}\right) \quad (3.10)$$

$$\left(\frac{1-\alpha}{\alpha}\right) = \left(\frac{u_g}{u_s}\right) \left(\frac{1-\beta}{\beta}\right) \quad (3.11)$$

$$\left(\frac{1-x_{din}}{x_{din}}\right) = \left(\frac{\rho_s}{\rho_g}\right) \left(\frac{1-\beta}{\beta}\right) \quad (3.12)$$

olmak üzere farklı şekillerde ilişkilendirilebilirler.

Gaz fazı hızının sıvı fazı hızına oranı kayma oranı olarak isimlendirilir ve

$$s = \frac{u_g}{u_s} = \frac{W_g \rho_s A_s}{W_s \rho_g A_g} = \left(\frac{x_{din}}{1-x_{din}}\right) \left(\frac{\rho_s}{\rho_g}\right) \left(\frac{1-\alpha}{\alpha}\right) \quad (3.13)$$

şeklinde tanımlanır.

Homojen Akış Modeli'nde $u_g = u_s$ olarak kabul edildiği için kayma oranı $s = 1$ olur.

Termodinamik kuruluk derecesi ise

$$x = \frac{h - h_s}{h_{sg}} \quad (3.14)$$

şeklinde tanımlanmaktadır. Burada h_s doyma sıcaklığındaki sıvı fazı entalpisini, h_{sg} ise doyma sıcaklığındaki buharlaşma gizli entalpisini göstermektedir.

Denklem (3.10) kullanılarak boşluk oranının hesaplanabilmesi için dinamik kuruluk derecesi ve kayma oranı bilinmelidir.

3.2 İki-Fazlı Akış Rejimleri

İki-fazlı akış, sıvı ve gaz bileşenlerinin anlık faz hızlarına, basınçlarına, akış doğrultusuna, akış yönüne, akış geometrisine ve sisteme verilen ısı akısına bağlı olarak farklı şekillerde gerçekleşebilmektedir. Akış rejimleri düşey ve yatay akış için farklılık arz etmektedir. Adyabatik akış koşullarında düşey akış için 5 farklı akış rejimi, yatay akış için ise 6 farklı akış rejimi oluşmaktadır. Yer çekiminin etkisinden

dolayı yatay akışta, düşey akıştakinden 1 adet fazla akış rejimi oluşmaktadır (Hewitt, 1977).

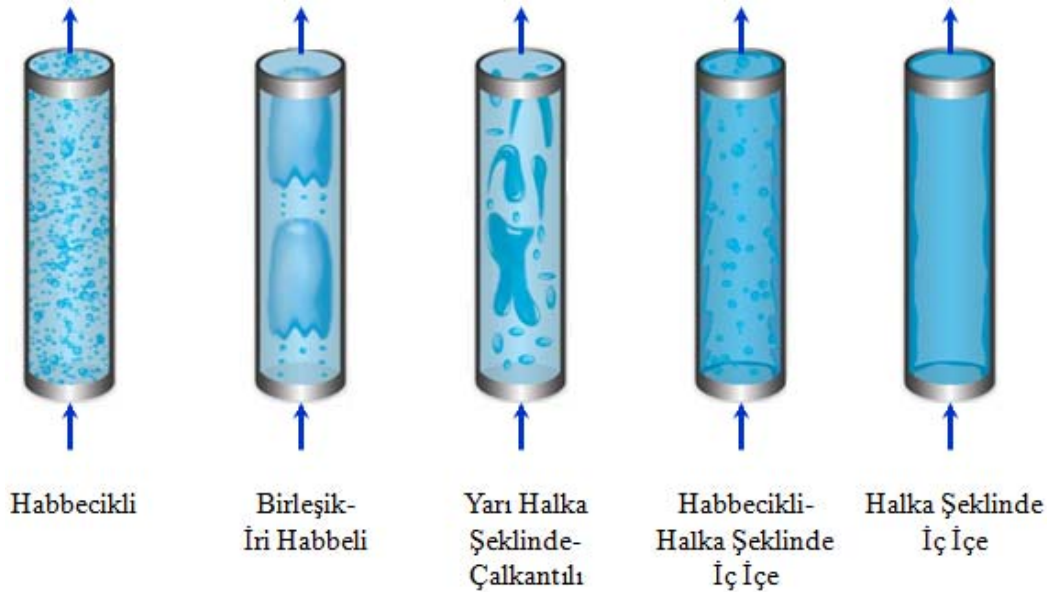
3.2.1 Düşey akışta akış rejimleri

Şekil 3.1’de düşey akış için kısaca iki-fazlı akış rejimleri tasvir edilmiştir. Akış rejimlerinin tanımlanması için kullanılan çeşitli terminolojiler olmakla beraber genel olarak adyabatik akış için

- habbecikli akış (bubbly flow)
- birleşik-iri habbeli akış (slug flow)
- yarı-halka şeklinde çalkantılı akış (churn flow)
- habbecikli-halka şeklinde iç içe akış (wispy-annular flow)
- halka şeklinde iç içe akış (annular flow)

olmak üzere 5 farklı sınıflandırma yapılır.

Isıtılmış kanal içerisindeki akış rejimi kanal boyunca yerel şartların değişmesinden dolayı sürekli değişir. Şekil 3.2’de yüksek ve düşük kuruluk derecesine sahip akışlar için akış rejiminin değişimi gösterilmiştir. Adyabatik akış için akış rejimleri ısıtılan kanal içerisinde de gözlenmiştir ve kritik ısı akısı (KIA) ilerisindeki şartlar için 2 adet akış rejimi daha ilave edilebileceği belirlenmiştir.



Şekil 3.1 : Düşey akışta iki-fazlı akış rejimleri (Bratland, 2010).

3.2.1.1 Habbecikli akış

Habbecikli akış rejiminde, gaz fazı sürekli sıvı faz içerisinde dağınık olarak habbecikler şeklinde bulunur. Habbecikler anormal olarak küçük küre, geniş küre başlığı veya bitiş yüzeyinin düz olması gibi farklı şekillerde olababilirler. Ama bu sıra dışı durumlarda bile habbecik çapı boru çapına ulaşamaz. Habbecikli akış birleşik-iri habbeli akış ile karıştırılabilmektedir.

3.2.1.2 Birleşik-iri habbeli akış

Bu akış rejiminde gaz habbecikleri bir araya gelmekte ve büyüklükleri yaklaşık olarak boru çapına ulaşmaktadır. Habbelerin uç kısmı küre başlığı şeklindedir ve habbe içerisindeki gaz, sıvı filminin yavaşça incilmesi ile boru çeperinden ayrılır. Sıvı akışı ard arda gaz habbelerinin ayrılmaları ile oluşan sıvı fazındaki iri habbeleride kapsamaktadır. Ana gaz habbesinin uzunluğu kayda değer şekilde farklı olabilmektedir.

3.2.1.3 Yarı halka şeklinde-çalkantılı akış

Yarı halka şeklinde-çalkantılı akış birleşik-iri habbeli akışta oluşan büyük gaz habbelerinin bölünmesi sonucu meydana gelmektedir. Akış karakteristiği zamanla veya salınımla değişebildiği için yarı halka şeklinde-çalkantılı akış adını almıştır. Bu bölüm bazen yarı halka şeklinde iç içe akış veya birleşik-iri habbeli halka şeklinde iç içe akış olarakta isimlendirilmektedir.

3.2.1.4 Habbecikli-halka şeklinde iç içe akış

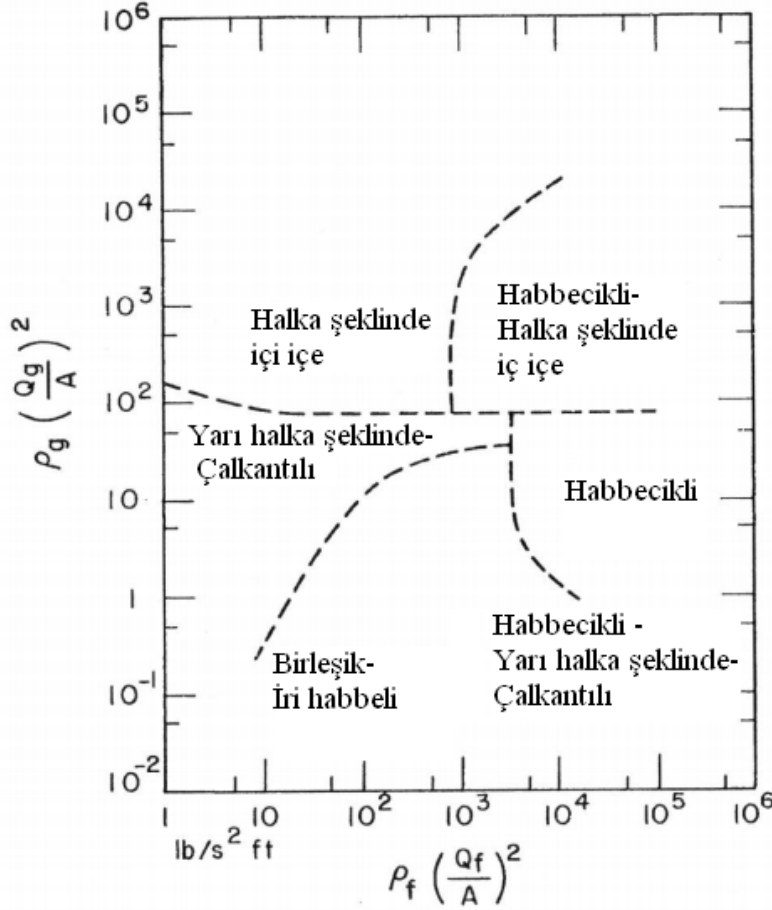
Bu akış rejimi ilk olarak Hewitt ve Hall-Taylor (1970)'de yapılan çalışma sonucu farklı bir akış modeli olarak tanımlanmıştır. Boru çeperi üzerindeki sıvı filmi kalınlığına bağlı olarak akışın merkezinde bulunan gaz içerisine kayda değer miktarda sıvının katılmasıyla birlikte meydana gelen akış şeklidir. Bu akış yüksek kütleli hızlarda gerçekleşmektedir.

3.2.1.5 Halka şeklinde iç içe akış

Halka şeklinde içi içe akışta boru çeperinde sıvı filmi varken akışın merkezinde de gaz bulunmaktadır. Büyük genliğe sahip ahenkli dalgalar film yüzeyinde görülmektedir. Bu dalga şekillerinin sürekliliği gaz içerisinden farklı miktarlarda

damlacıklar katılımlarıyla kesilmektedir. Bu durumun habbecikli-halka şeklinde iç içe akıştan farkı damlacıkların bir arada olmayıp ayrı ayrı bulunmalarıdır.

Şekil 3.2’de düşey akış rejimleri için oluşturulan akış rejimi haritası sunulmuştur.



Şekil 3.2 : Düşey akış için akış rejimi haritası (Hewitt ve Roberts, 1972).

3.2.2 Yatay akışta akış rejimleri

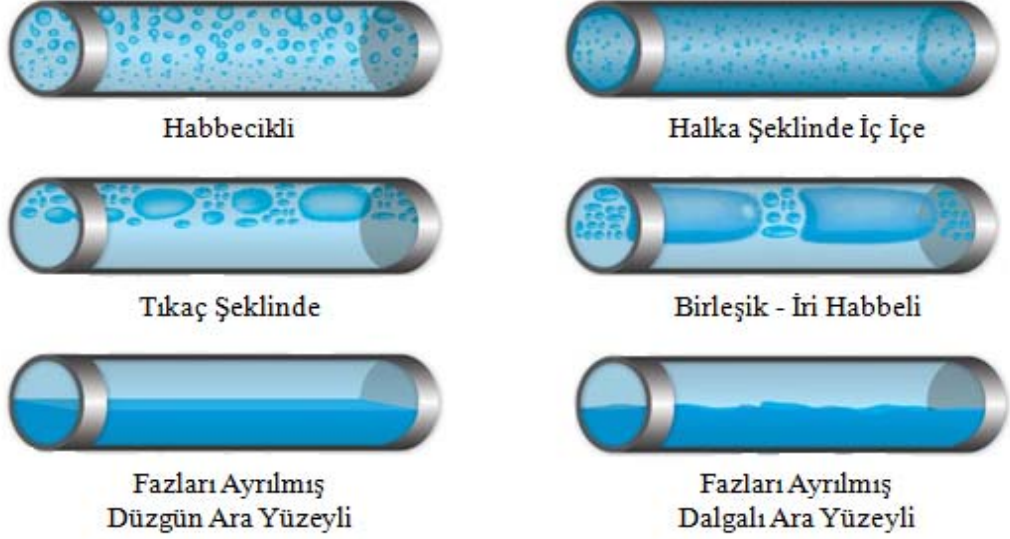
Şekil 3.3’te yatay akış için kısaca iki-fazlı akış rejimleri tasvir edilmiştir. Yatay akışta iki-fazlı akış rejimleri 6 farklı şekilde sınıflandırılabilirler. Yatay akışta yer çekimi etkisi sonucu oluşan asimetri sebebiyle akış rejimleri düşey akıştakine nazaran daha kompleksdir.

Yatay borularda akış rejimleri genel olarak

- habbecikli akış (bubbly flow)
- tıkaç şeklinde akış (plug flow)
- fazları ayrılmış düzgün ara yüzeyli akış (stratified flow)
- fazları ayrılmış dalgalı ara yüzeyli akış (wavy flow)

- birleşik-iri habbeli akış (slug flow)
- halka şeklinde iç içe akış (annular flow)

şeklinde isimlendirilmektedir.



Şekil 3.3 : Düşey akışta iki-fazlı akış rejimleri (Bratland, 2010).

3.2.2.1 Habbecikli akış

Bu akış modeli düşey akıştaki habbecikli akışa benzer olmakla beraber iki akışı ayıran fark oluşan gaz habbeciklerinin borunun üst kısmına doğru hareket etmesidir. Gaz bulunan bölgeler genelde sıvı içerisine dengeli olarak dağılmaz. Bu rejimde büyük ve küçük gaz bölgeleri görülebilir.

3.2.2.2 Tıkaç şeklinde akış

Düşey akışta görülen birleşik-iri habbecikli akış rejimine benzer. Burada da gaz habbeleri borunun üst kısmına hareket etme eğilimindedir.

3.2.2.3 Fazları ayrılmış düzgün ara yüzeyle akış

Bu model sıvı ve gaz fazlarına ait hızların çok küçük değerlere sahip olduğu zamanlarda meydana gelir. İki-fazlı akış düzgün bir ara yüzey ile ayrılmıştır.

3.2.2.4 Fazları ayrılmış dalgalı ara yüzeyle akış

Gaz fazı hızının artması sonucu ara yüzeyin düzgünlüğü bozulur. Ara yüzeyde akış yönünde hareket eden dalgalar oluşur.

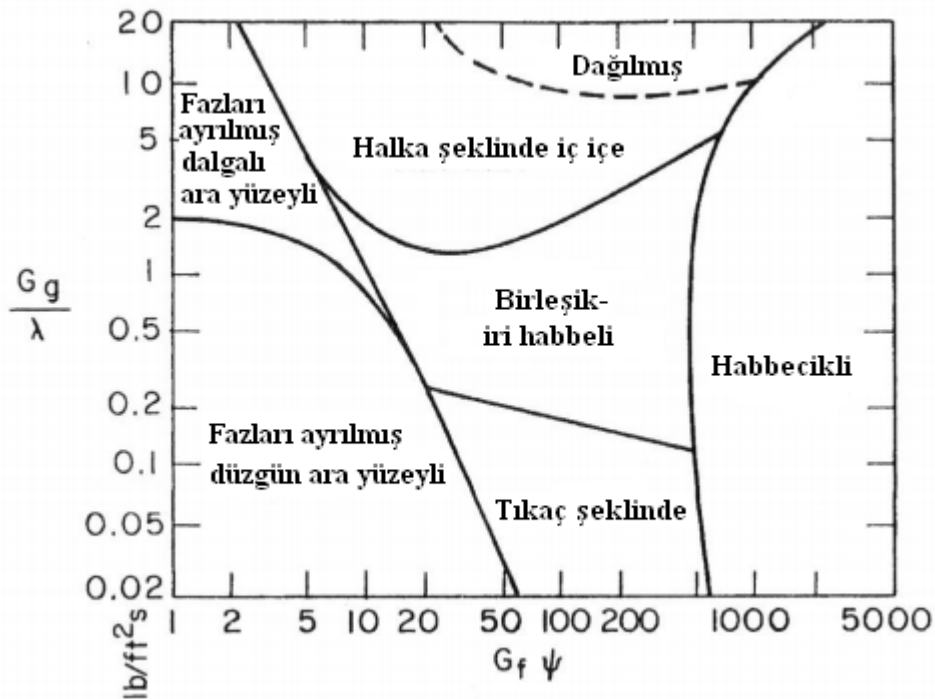
3.2.2.5 Birleşik-iri habeli akış

Gaz fazı hızının biraz daha artmasıyla başka bir ifadeyle sıvı ve gaz fazları hız farkının artmasıyla ara yüzeyde oluşan dalga boyları da artar. Oluşan dalgaların borunun üst kısmına ulaşması durumunda birleşik-iri habeli akış rejimine geçilmiş olur.

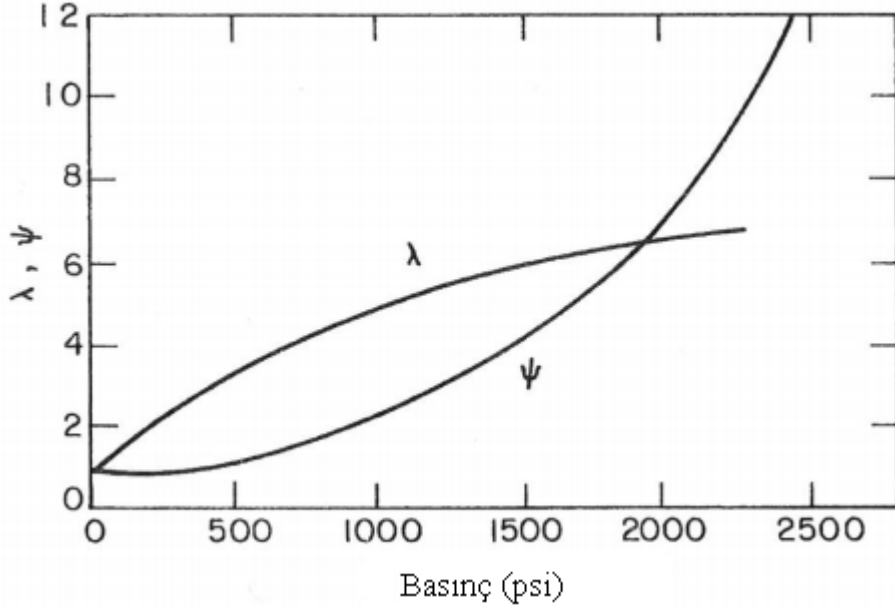
3.2.2.6 Halka şeklinde iç içe akış

Bu rejimde hala gaz fazı hızı sıvı fazı hızından daha yüksektir. Boru çeperlerinde sıvı varken iç kısımlarda gaz bulunmaktadır. Çeperdeki sıvı filmi boru çeperinin her yerinde olabilir de olmayabilir de ama kesin olan borunun alt yüzeyinde daha kalın olduğudur.

Şekil 3.4'te yatay akış rejimleri için oluşturulan harita sunulmuştur. Şekil 3.5'te ise sıvı su-buhar karışımı için Şekil 3.4'te kullanmak üzere gerekli olan λ ve ψ değişkenlerinin değerleri verilmiştir.



Şekil 3.4 : Yatay akış için akış rejimi haritası (Baker, 1954).



Şekil 3.5 : Sıvı su-buhar karışımı için λ ve ψ değerleri (Collier, 1972).

3.3 Tek-Fazlı ve İki-Fazlı Akışlarda Basınç Gradyanları

3.3.1 Tek-fazlı akışta basınç düşümü

Basınç düşümü akış tarafından akış sınırları üzerine uygulanan kuvvetlerde oluşan büyüklük değişimleridir. Şekil 3.6'da gösterildiği gibi bir boru için kontrol hacmi düşünülerek momentum dengesi denklemi

$$\int_A \left[P - \left(P + \frac{dP}{dz} dz \right) \right] dA = \int_S \tau_{duv} dz dS + \int_A \frac{d}{dz} (Gu) dz dA + \int_A \rho g \sin \theta dz dA \quad (3.15)$$

şeklinde yazılabilir.

Burada $A = A_{x-s}$ olup akışın geçtiği kesit alanını, S borunun çevresini ve θ borunun yatay eksenle yapmış olduğu açığı ifade etmektedir. Sabit kütleli akı, duvar kayma gerilimi ve akışkan yoğunluğu için (ısıtılmamış boru içerisinden adyabatik akışta olduğu gibi) Denklem (3.15)

$$-\frac{dP}{dz} = \frac{S}{A} \tau_{duv} + G \frac{du}{dz} + \rho g \sin \theta \quad (3.16)$$

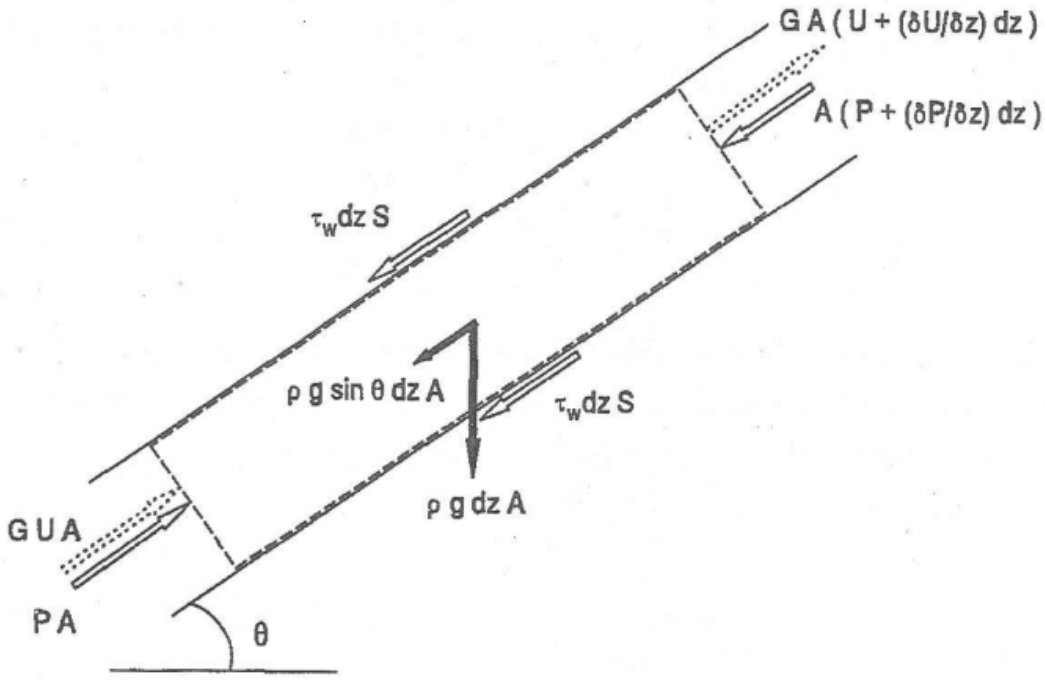
şeklinde basitleşmektedir.

Basınç düşümü üç ayrı bileşenden oluşmaktadır. Bunlar sürtünme, ivmelenme ve yer çekiminden kaynaklanan bileşenlerdir.

Kesit alanı üzerinde sabit bir basınç düşümü olduğu varsayımıyla radyal kayma gerilimi Denklem (3.16) yardımıyla

$$\tau_{duv} = -\frac{r}{2} \left(\frac{dP}{dz} + G \frac{du}{dz} + \rho g \sin \theta \right) \quad (3.17)$$

şeklinde hesaplanabilir.



Şekil 3.6 : Boru içerisinde akış için seçilen bir kontrol hacmi üzerinden momentum dengesi (Leung, 1994).

3.3.1.1 Tek-fazlı akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç gradyanı

Sürtünmeden kaynaklanan basınç gradyanı büyük ölçüde kanal yüzeyi ile akışkan arasındaki sürtünmeden meydana gelir. Tek-fazlı akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç gradyanı

$$\left(-\frac{dP}{dz} \right)_{sur} = \frac{S}{A} \tau_{duv} = \frac{\pi D_i}{\pi \frac{D_i^2}{4}} \tau_{duv} = \frac{4 \tau_{duv}}{D_i} \quad (3.18)$$

şeklinde hesaplanır.

Ayrıca D'arcy-Weisbach denklemi kullanılarak tek-fazlı akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç gradyanı

$$\left(-\frac{dP}{dz}\right)_{sur} = \frac{f}{D_i} \frac{\rho u^2}{2} \quad (3.19)$$

şeklinde hesaplanabilir (Leung, 1994). Burada f , sürtünme katsayısı (friction factor) olarak bilinmektedir.

3.3.1.1.1 Adyabatik akışta sürtünme katsayısı bağıntıları

Laminer akış koşullarında sürtünme katsayısı

$$f = \frac{64}{Re} \quad (3.20)$$

şeklinde ifade edilir.

Denklem (3.21)'de yer alan Reynolds sayısı

$$Re = \frac{G D_i}{\mu} \quad (3.21)$$

şeklinde tanımlanabilirken μ dinamik viskoziteyi göstermektedir.

Türbülanslı akımda sürtünme katsayısının belirlenmesi için analitik bir çözüm bulunmamaktadır ve sürtünme katsayısı deneysel olarak elde edilir. Deneysel ölçümler sonucu birçok bağıntı oluşturulmuştur. Gregory ve Fogorosi (1985)'te 12 sürtünme katsayısı korelasyonunu karşılaştırılmış ve referans alınan Colebrook (1939) denklemine en yakın sonucu Chen (1979) korelasyonunun verdiği belirtilmiştir (Leung, 1994).

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left(\frac{k_s/D_i}{3,7065} - \frac{5,0452}{Re} \log \left(\frac{\left(k_s/D_i\right)^{1,1098}}{2,8257} + \frac{5,8506}{Re^{0,8981}} \right) \right) \quad (3.22)$$

3.3.1.1.2 Isıtılmış akışta sürtünme katsayısı bağıntıları

Sieder ve Tate (1936) yaptıkları araştırma sonucunda

$$\frac{f_q}{f_{ady}} = \left(\frac{\mu_a}{\mu_{duv}} \right)^m \quad (3.23)$$

bağıntısını geliştirmişlerdir. Buradaki m sayısı laminer akışta -0,25, türbülanslı akışta -0,14 olarak belirlenmiştir.

Daha sonra Leung vd. (2004)'te yapılan araştırmalar sonucu m sayısının -0,28 değeri almasının daha uygun olduğu belirlenmiştir.

3.3.1.2 Tek-fazlı akışta ivmelenmeden kaynaklanan basınç gradyanı

İvmelenmeden kaynaklanan basınç gradyanı kanal boyunca akışta meydana gelen momentum değişimidir ve

$$\left(-\frac{dP}{dz}\right)_{ivm} = G \frac{du}{dz} \quad (3.24)$$

şeklinde hesaplanır (Leung, 1994).

3.3.1.3 Tek-fazlı akışta yer çekiminden kaynaklanan basınç gradyanı

Tek fazlı akışta yer çekimi nedeniyle oluşan basınç gradyanı

$$\left(-\frac{dP}{dz}\right)_{yer} = \rho g \sin \theta \quad (3.25)$$

şeklinde hesaplanır.

3.3.2 İki-fazlı akıřta basınç dūřümü

şeki 3.6'da gōsterilen ve seçilen bir kontrol hacmi için oluşturulan momentum dengesi denklemini iki-fazlı akış için de geçerlidir.

$$\int_A \left[P - \left(P + \frac{dP}{dz} dz \right) \right] dA = \int_S \tau_{duv} dz dS + \int_A \frac{d}{dz} (G_s u_s + G_g u_g) dz dA + \int_A \rho_{2\phi} g \sin \theta dz dA \quad (3.26)$$

Burada $\rho_{2\phi}$ iki-fazlı akış yoğunluğu olup farklı şekillerde tanımlanabilmektedir.

Tanımlardan biri boşluk oranı üzerine temellendirilmiştir ve

$$\rho_{2\phi} = \alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_s \quad (3.27)$$

şeklinde ifade edilir.

Denklem (3.16)'nın integre edilmesiyle basınç dūřümü bağıntısı

$$-\frac{dP}{dz} = \frac{S}{A} \tau_{duv} + \frac{d}{dz} \left((1 - \alpha) G_s u_s + \alpha G_g u_g \right) + \left(\alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_s \right) g \sin \theta \quad (3.28)$$

şeklinde yazılabilir.

Denklem (3.28) dinamik kuruluk derecesine de bağılı olarak

$$-\frac{dP}{dz} = \frac{S}{A} \tau_{duv} + G^2 \frac{d}{dz} \left(\frac{x_{din}^2}{\alpha \rho_g} + \frac{(1-x_{din})^2}{(1-\alpha) \rho_s} \right) + (\alpha \rho_g + (1-\alpha) \rho_s) g \sin \theta \quad (3.29)$$

şeklinde ifade edilebilir.

İki-fazlı akışta da basınç düşümü üç ayrı bileşenden oluşmaktadır. Bunlar sürtünme, ivmelenme ve yer çekiminden kaynaklanan bileşenlerdir.

3.3.2.1 İki-fazlı akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç gradyanı

Tek-fazlı akışta olduğu gibi iki-fazlı akışta da sürtünmeden kaynaklanan basınç gradyanı genel tanımından yararlanılarak

$$\left(-\frac{dP}{dz} \right)_{sur} = \frac{S}{A} \tau_{duv} \quad (3.30)$$

şeklinde yazılabilir.

3.3.2.2 İki-fazlı akışta ivmelenmeden kaynaklanan basınç gradyanı

İki-fazlı akışta ivmelenmeden kaynaklanan basınç gradyanı momentum akısında meydana gelen değişiklik sonucu oluşmaktadır.

Ayrılmış Akış Modeli için ivmelenmeden kaynaklanan basınç gradyanı

$$\left(-\frac{dP}{dz} \right)_{ivm} = G^2 \frac{d}{dz} \left(\frac{x_{din}^2}{\alpha \rho_g} + \frac{(1-x_{din})^2}{(1-\alpha) \rho_s} \right) \quad (3.31)$$

şeklinde ifade edilebilir.

Burada dinamik kuruluk derecesi Kroeger ve Zuber (1968) tarafından önerilen ve Leung (1994)'te de anlatılan

$$x_{din} = \frac{x - x_{NBU} \exp\left(\frac{x}{x_{NBU}} - 1\right)}{1 - x_{NBU} \exp\left(\frac{x}{x_{NBU}} - 1\right)} \quad (3.32)$$

bağıntısı kullanılarak ve boşluk oranı da Zuber ve Findlay (1965)

$$\alpha = \frac{x_{din} \rho_s G}{G C_o (x_{din} \rho_s + (1-x_{din}) \rho_g) + \rho_s \rho_g u_{gj}} \quad (3.33)$$

denklemini kullanılarak hesaplanır.

Denklem (3.23)'te bulunan u_{gj} terimi sürüklenme hızını, C_o ise dağılım parametresini ifade etmektedir. Zuber ve Findlay (1965) boru içi akışta dağılım parametresinin 1,13 olmasını önermişlerdir. Yine Zuber ve Findlay (1965) sürüklenme hızı için

$$u_{gj} = 1,41 \left(\frac{\sigma g (\rho_s - \rho_g)}{\rho_s^2} \right)^{1/4} \quad (3.34)$$

denklemini önermişlerdir. Burada σ yüzey gerilimini göstermektedir.

Homojen Akış Modeli için ivmelenmeden kaynaklanan basınç gradyanı

$$\left(-\frac{dP}{dz} \right)_{ivm} = G^2 \frac{d}{dz} \left(\frac{1}{\rho_h} \right) \quad (3.35)$$

şeklinde tanımlanabilir.

Burada iki-fazlı akış yoğunluğu

$$\frac{1}{\rho_h} = \frac{x_{din}}{\rho_g} + \frac{(1-x_{din})}{\rho_s} \quad (3.36)$$

şeklinde hesaplanır.

3.3.2.3 İki-fazlı akışta yer çekiminden kaynaklanan basınç gradyanı

Ayrılmış Akış Modeli için yer çekiminden kaynaklanan basınç gradyanı

$$\left(-\frac{dP}{dz} \right)_{yer} = \rho_{2\phi} g \sin \theta \quad (3.37)$$

şeklinde hesaplanabilir.

Homojen Akış Modeli için yer çekiminden kaynaklanan basınç gradyanı ise

$$\left(-\frac{dP}{dz} \right)_{yer} = \rho_h g \sin \theta \quad (3.38)$$

şeklinde hesaplanabilir.

3.4 Temel İki-Fazlı Akış Modelleri

Bu bölümde iki-fazlı gaz-sıvı akışı için en önemli 2 model anlatılacaktır. Modeller mühendislik dizayn hesaplamalarında ve özellikle de yüksek basınca ve sıcaklığa sahip sistemleri modellemek için kullanılmaktadır.

Bu önemli 2 model Homojen Akış Modeli (Homogeneous Model) ve Ayrılmış Akış Modeli (Separated Flow Model) olarak adlandırılır.

3.4.1 Homojen akış modeli

Homojen Akış Modeli sıvı ve gaz fazlarının aynı hıza ve ısıl dengeye sahip oldukları varsayımı üzerine oluşturulmuştur. Bu sebeple kayma oranı 1 olmaktadır. Ayrıca bu model sürtünme faktörü veya sisli akış modeli olarakta bilinmektedir. Modelde iki-fazlı akış tek-fazlı gibi düşünülür ve hesaplamalarda akışkana ait ortalama özellikler kullanılır. Homojen Akış Modeli buhar üretimi, petrol ve soğutma endüstrilerinde farklı şekillerde kullanılmaktadır.

Akış rejimleri düşünüldüğü zaman özellikle yüksek liner hız ve basınç değerlerinde habbecikli ve habbecikli-halka şeklinde iç içe akışlar için uygun olabileceği beklenmektedir.

Tek-fazlı akışta sürtünmeden kaynaklanan birim boydaki basınç gradyanı

$$\left(-\frac{dP}{dz} \right)_{sur} = \frac{f}{D_i} \frac{\rho u^2}{2} = \frac{f}{D_i} \frac{G^2}{2\rho} \quad (3.39)$$

şeklinde yazılabilir. Benzer bir denklem iki-fazlı akış için

$$\left(-\frac{dP}{dz} \right)_{2\phi,sur} = \frac{f_{2\phi}}{D_i} \frac{G^2}{2\rho_{2\phi}} \quad (3.40)$$

şeklinde yazılabilir.

Buradan hareketle, sadece sıvı fazına bağlı iki-fazlı akış sürtünme çarpanı

$$\phi_{so}^2 = \frac{(dP/dz)_{2\phi}}{(dP/dz)_{so}} = \frac{f_{2\phi}}{f_{so}} \frac{\rho_s}{\rho_{2\phi}} \quad (3.41)$$

olarak elde edilir.

Homojen Akış Modeli'nde iki-fazlı akış sürtünme çarpanının hesaplanabilmesi için iki-fazlı yoğunluk ($\rho_{2\phi}$) ve viskozite ($\mu_{2\phi}$) terimlerinin belirlenmesi gerekmektedir.

İki-fazlı yoğunluk değeri

$$\frac{1}{\rho_{2\phi}} = \frac{x_{din}}{\rho_g} + \frac{(1-x_{din})}{\rho_s} \quad (3.42)$$

bağıntısı ile belirlenirken iki-fazlı viskozite değeri de McAdams vd. (1942)

tarafından önerilen

$$\frac{1}{\mu_{2\phi}} = \frac{x_{din}}{\mu_g} + \frac{(1-x_{din})}{\mu_s} \quad (3.43)$$

bağıntısı kullanılarak belirlenir.

Yine McAdams vd. (1942) tarafından iki-fazlı akış sürtünme çarpanı

$$\phi_{so}^2 = \left(1 + x_{din} \left(\frac{\rho_s}{\rho_g} - 1 \right) \right) \left(1 + x_{din} \left(\frac{\mu_s}{\mu_g} - 1 \right) \right)^{-0.25} \quad (3.44)$$

olarak verilmiştir (Leung, 1994).

3.4.2 Ayrılmış akış modeli

Ayrılmış Akış Modeli'nde akışın sıvı ve gaz olmak üzere tam olarak 2 bölüme ayrıldığı düşünülür. Modeli basitleştirmek için her bir akışın ortalama bir hızda hareket ettiği kabul edilir. Ayrılmış Akış Modeli, Lockhart ve Martinelli 1944 yılında konuyla ilgili ilk makalelerini yayınladıklarından beri sürekli geliştirilmektedir.

Ayrılmış Akış Modeli'nde,

- sıvı ve gaz fazlarının hızları sabittir ve birbirine eşit olması gerekmez
- fazlar arasında termodinamik denge oluşmuştur
- akışa ait bağımsız değişkenlerle iki-fazlı akış sürtünme çarpanı ve boşluk oranı arasında ilişki kurabilmek için deneysel korelasyonlar veya basitleştirilmiş kavramlar kullanılabilir

varsayımları yapılmıştır.

Ayrılmış Akış Modeli'nin en basit şekli ile sürekli halde faz sıcaklıkları aynı kabul edilip faz hızlarının farklılığı göz önüne alınarak 1-boyutlu korunum denklemleri;

süreklilik (kütle korunumu) denklemi

$$W = W_s + W_g = \rho_s u_s A_s + \rho_g u_g A_g = \text{sabit} \quad (3.45)$$

şeklinde, momentum dengesi denklemi

$$-\frac{dP}{dz} = 4 \frac{\tau_{duv}}{D_i} + \frac{W}{A} \frac{d}{dz} (x_{din} u_g + (1-x_{din}) u_s) + (\alpha \rho_g + (1-\alpha) \rho_s) g \sin \theta \quad (3.46)$$

şeklinde ve enerji korunumu denklemi de

$$\frac{1}{W} \left(\frac{dq}{dz} - \frac{dw}{dz} \right) = \frac{d}{dz} (x h_g + (1-x) h_s) + \frac{d}{dz} \left(x \frac{u_g^2}{2} + (1-x) \frac{u_s^2}{2} \right) + g \sin \theta \quad (3.47)$$

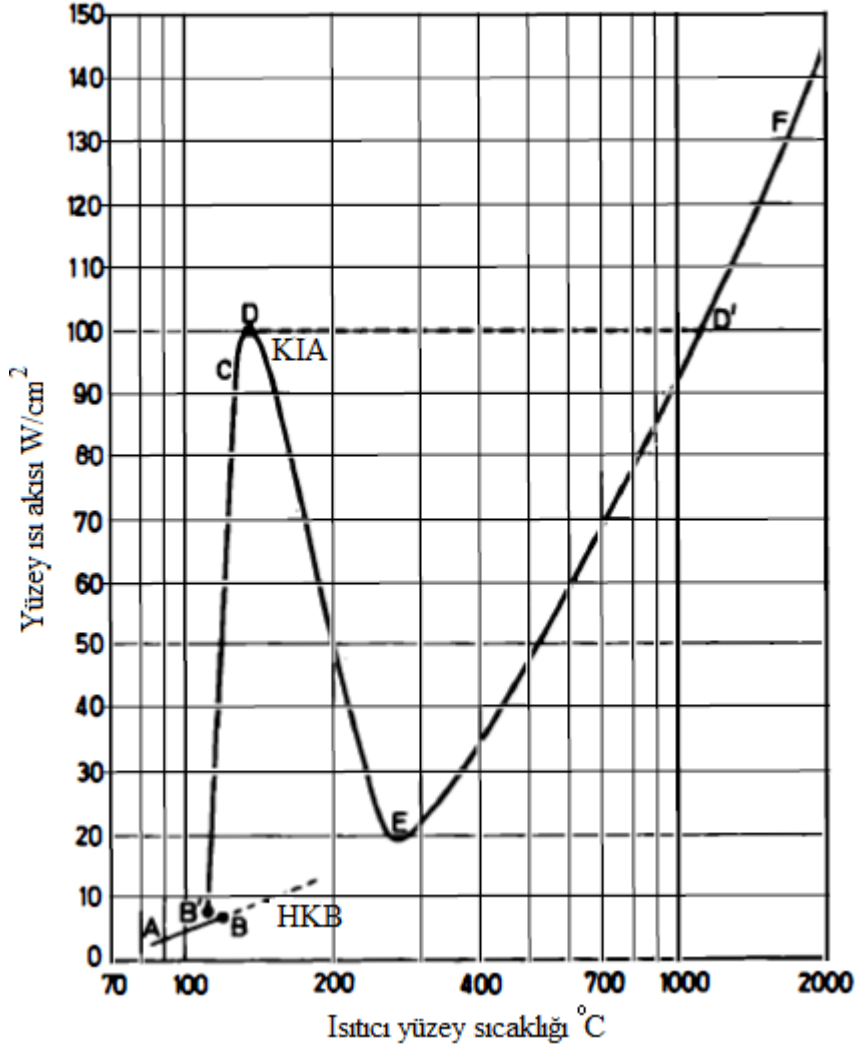
şeklinde yazılabilir.

4. KAYNAMA İLE ISI GEÇİŞİ

Kaynamayı havuz tipi kaynama ve zorlanmış taşınımlı kaynama olarak iki bölüme ayırmak mümkündür.

4.1 Havuz Tipi Kaynama

Havuz tipi kaynama (pool boiling), aşırı soğutulmuş fazdaki durgun akışkanın içerisine ısıtılmış bir yüzey daldırılması veya dış yüzeyinden ısıtılması sonucu meydana gelmektedir. Şekil 4.1’de havuz tipi kaynamada ısı akısının ısıtılan yüzey sıcaklığına göre değişimi yarı logaritmik eksen takımında sunulmuştur. Şekil 4.1’de A-B noktaları arasındaki bölümünde sıvı fazına doğal taşınımla ısı geçişi gerçekleşmektedir. Isıtmaya devam edildikçe ısıtılan yüzeyde habbecikler oluşmaya başlar ve B’ noktasında habbecikli kaynama başlangıcı görülür. Akışkan, B’-C noktaları arasında habbecikli kaynama rejimine geçer. Isıtılan yüzeyde sıvı tabaka kalınlığı azalır ve bu yüzden ısı transfer mekanizmasının iletim ve taşınımdan ziyade ışınım ile olması sonucu ısı yeteri kadar transfer edilemez. Bu durum kritik ısı akısının oluşmasına sebep olur. Isıtılan yüzeyden ısı transferi yeteri kadar gerçekleşmediği için yüzeydeki sıcaklık aşırı derecede artar, öyle ki D’ noktasında ısıtılan yüzeydeki malzeme zarar görebilir. Kritik ısı akısı şartlarında, yüzey sıcaklığının değişimi kontrol altına alınabilirse, akışkan D-E yolunu izleyebilir. Bu bölüme geçiş bölgesinde kaynama denilir. Bu bölümdeki kaynama rejimi çok değişkenlik gösterir ve tayin edilmesi zordur. Geçiş bölgesinde, habbecikli kaynama ile film kaynaması rejimleri arası ısı transfer rejimi görülür. E-D’ bölümünde yüzeyde gaz fazında film tabakası bulunur. Film kaynamasında iletim ve taşınımla ısı transferi mekanizmaları yanında özellikle yüzey sıcaklığı arttığında ışınım ile ısı transfer mekanizması da etkin hale gelir.



Şekil 4.1 : Havuz tipi kaynama grafiği (Collier ve Thome, 1996).

4.2 Zorlanmış Taşınımlı Kaynama

Dış yüzeyinden sabit ısı akısıyla ısıtılan borularda zorlanmış taşınımla dolaşımı sağlanan akışkanın basınç düşümü, akışkan içindeki radyal sıcaklık dağılımından etkilenmektedir. Radyal sıcaklık dağılımı ise ısı transferi rejimlerine bağlı olarak değişmektedir. Basınç düşümünün doğru hesaplanabilmesi için ısı transfer rejimlerinin iyi belirlenmesi gerekir.

4.2.1 Sıvı fazına (tek-fazlı) zorlanmış taşınımla ısı geçişi

Sıvı fazına (tek-fazlı) ısı geçişi ile ilgili Nusselt sayısına bağlı olarak bir çok korelasyonu geliştirilmiştir.

Korelasyonlarda kullanılan Nusselt sayısı

$$Nu = \frac{h_t D_i}{k} \quad (4.1)$$

şeklinde tanımlanır. Burada h_t ısı taşınım k ise ısı iletim katsayılarıdır. Laminer akışta, Nusselt sayısı basınç ve kütle akısından bağımsızdır.

Laminer akışta sabit sıcaklıktaki yüzeyde

$$Nu = 3,6568 \quad (4.2)$$

olarak, yüzeye sabit ısı akısı uygulandığında ise

$$Nu = 4,3636 \quad (4.3)$$

olarak kabul edilebileceği Bhatti ve Shah (1987)'de ifade edilmiştir.

Türbülanslı akışta Nusselt sayısı için geliştirilen korelasyonların çoğu Reynolds ve Prandtl sayılarına bağlı olarak tanımlanmıştır.

Dittus-Boelter (1930) korelasyonu türbülanslı akış için en önemli korelasyonlarda birisidir. Dittus-Boelter (1930) korelasyonu pürüzsüz borular için geçerlidir. Bu korelasyona göre Nusselt sayısı

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,4} \quad (4.4)$$

şeklinde hesaplanır. Burada Prandtl sayısı

$$Pr = \frac{\mu c_{p,s}}{k} \quad (4.5)$$

şeklinde hesaplanırken Reynolds sayısı da

$$Re = \frac{G D_i}{\mu} \quad (4.6)$$

bağıntısı kullanılarak hesaplanır.

Colburn (1933) Nusselt sayısının daha kolay hesaplanabilmesi için film sıcaklığına bağlı olarak

$$Nu = 0,023 Re_{film}^{0,8} Pr_{film}^{1/3} \quad (4.7)$$

bağıntısını geliştirmiştir.

Rohsenow ve Clark (1951) yüksek basınçta sıvı su-buhar için ısı transferi verilerinden yararlanarak Nusselt sayısı için

$$Nu = 0,019 Re^{0,8} Pr^{1/3} \quad (4.8)$$

korelasyonunu geliştirmiştir.

Benzer şekilde Dormer ve Bergles (1964) dūřuk basınçta sıvı su-buhar akışı için ısı transferi verilerinden yararlanarak Nusselt sayısı için

$$Nu = 0,0157 Re^{0,85} Pr^{0,4} \quad (4.9)$$

korelasyonunu geliştirmiştir.

4.2.2 Habbecikli kaynama başlangıcı

Akış esnasında gaz fazının oluştuğu ilk noktaya habbecikli kaynama başlangıcı denir. Habbecikli kaynama başlangıcı için Davis ve Anderson (1966) alçak ve yūsek basınç koşullarında geçerli olan

$$(\Delta T)_{doy,HKB} = (T_{duv} - T_{doy})_{HKB} = \left(\frac{8 \sigma q'' T_{doy}}{h_{sg} k \rho_g} \right)_{HKB}^{0,5} \quad (4.10)$$

korelasyonunu geliştirilmiştir.

4.2.3 Net buhar ūretim noktası

Dūřey boruya ısı verilmeye devam edildiğinde bir sūre sonra yūzeydeki habbeciklerin sayısı ve būyūklūđu artacaktır. Habbecikler ūzerindeki sūrūklenme (drag force) ve yūzdūrme (buoyancy force) kuvvetleri yūzey gerilim kuvvetini yendiđi anda habbecikler yūzeyden ayrılırlar. Fakat habbeciđe gūre sođuk olan sıkıřtırılmıř sıvı fazındaki akıřkan bu habbecikleri hemen yođuřturur. Isı akısının artması ile sıvı akıřkanın entalpisinin artması ve doyma kořullarına eriřilmesi durumunda bu habbecikler artık sıvı içerisinde yođuřmazlar. İřte bu akıřa katılan habbeciklerin oluřtuđu ilk noktaya net buhar ūretim noktası (point of net vapour generation) denir.

Net buhar ūretim noktasının tayini için Levy (1967), Staub (1967) ve Ahmad (1969) araştırma yapmıştır. Fakat bu araştırmalar ūzel bir takım koşullar için geçerli olduğundan genelleme yapılamamıştır (Leung, 1994).

Saha ve Zuber (1974) akıř řartlarına bađlı olarak net buhar ūretiminin ısıl veya hidrodinamik olarak belirlenen bir durum olduđunu dūřūnmūřlerdir. Arařtırma yapmak için boru, halka ve dikdūrtgen kanal gibi farklı geometrilere sahip, sođutucu

akışkan olarak su, Freon-114 ve Freon-22 gibi farklı akışkanlar kullanılarak elde edilmiş deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarını bir araya getirmişlerdir. Elde edilen veriler kullanılarak Stanton ve Peclet sayıları arasında sistematik bir trend olduğu belirlenmiş ve bu trende bağlı olarakta net buhar üretim noktasını veren bir korelasyon oluşturulmuştur (Leung, 1994).

Peclet sayısı (Pe)

$$Pe = \frac{G D_i c_{p,s}}{k} \quad (4.11)$$

olarak tanımlanırken Stanton sayısı

$$St = \frac{Nu}{Pe} \quad (4.12)$$

şeklinde tanımlanır. Saha ve Zuber (1974)'in kurdukları ilişkiye göre

Stanton sayısı, $Pe < 70\,000$ olduğunda

$$St = \frac{455}{Pe} \quad (4.13)$$

şeklinde $Pe > 70\,000$ olduğunda ise

$$St = 0,0065 \quad (4.14)$$

sabit sayısı olarak verilmiştir.

Net buhar üretim (NBU) noktası korelasyonu, $Pe < 70\,000$ olduğunda

$$x_{NBU} = -0,0022 \frac{q'' D_i c_{p,s}}{h_{sg} k} \quad (4.15)$$

şeklinde $Pe > 70\,000$ olduğunda ise

$$x_{NBU} = -154 \frac{q''}{G h_{sg}} \quad (4.16)$$

şeklinde tanımlanmıştır.

Yukarıdaki bağıntılarda yer alan x_{NBU} net buhar üretim noktasındaki termodinamik kurulum derecesini, q'' ısı akısını, $c_{p,s}$ sıvının sabit basınçtaki özgül ısısını ve k ısı iletim katsayısını göstermektedir.

Ayrıca Stanton sayısının genel tanımından yola çıkarak Saha ve Zuber (1974)'in verdikleri Stanton sayısı bağıntısına ait özellikler kullanılarak Nusselt sayısı hesaplanabilmektedir.

Nusselt sayısı, $Pe < 70\,000$ olduğunda

$$Nu = 455 \quad (4.17)$$

olarak sabit iken $Pe > 70\,000$ olduğunda

$$Nu = 0,0065 Pe \quad (4.18)$$

şeklinde hesaplanabilir (Aubé, 1996).

4.2.4 Sıvı-buhar arayüzeyinde zorlanmış taşınım ile ısı geçişi

Isıtılan düşey borularda ısıtılan yüzeyle, merkezde bulunan gaz fazındaki akışkan arasında sıvı film tabaka bulunur. Bu akış halkalı akış rejiminde görülür.

4.2.5 Film kaynaması

Film kaynamasında, ısıtılan yüzey gaz fazındaki akışkan tarafından soğutulmaya başlamıştır. Isıtılan yüzeyden sıvıya ısı geçişi iletim, taşınım ve ışıma yoluyla gerçekleşmektedir fakat ısı geçişi çok düşük seviyelerdedir. Bu sebeple yüzeydeki sıcaklık ve yüzey ile akışın merkezi arasında sıcaklık farkı artar. Bu durumda akışın faz dağılımı termodinamik kurulum derecesine bağlıdır.

İki çeşit film kaynaması vardır. Birincisi ters çevrilmiş halkalı akışta film kaynamasıdır. Bu durumda, ısıtılan borularda merkezdeki sıvı buharlaşarak veya gaz film tabakasına karışarak azalır. İkincisinde ise yüksek boşluk oranlarında merkezde akan sıvı damlacıklar halinde olur ve ısı transfer rejimi dağılmış damlacıklı akışta film kaynaması haline gelir.

4.2.6 Geçiş bölgesinde kaynama

Kritik ısı akısıyla film kaynama arasında yer alan geçiş bölgesindeki ısı transfer mekanizması çok değişkenlik gösterir. Burada film kaynaması ile habbecikli kaynama arasında bir kaynama mekanizması gözlemlenir.

4.2.7 Kritik ısı akısı

Isıtılan yüzey ile akışkan arasındaki sıvı film tabakasının bittiği noktada kritik ısı akısı görülür. Bu noktadan itibaren ısı verildikçe ısıtılan yüzeyden akışkana yeteri

kadar ısı transfer edilemez. Bu yüzden yüzeydeki sıcaklık aşırı artar ve yüzey malzemesinin yapısını bozabilir.

5. İKİ-FAZLI AKIŞTA SÜRTÜNME NEDENİYLE BASINÇ DÜŞÜMÜNÜN VE SÜRTÜNME ÇARPANININ BELİRLENMESİ

5.1 İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Tanımları

İki-fazlı akış sürtünme çarpanı, iki-fazlı akıştaki sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümünün tek-fazlı akıştaki sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümüne oranı olup iki-fazlı akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümünün belirlenmesinde kullanılan en yaygın yöntemdir.

İki-fazlı akış sürtünme çarpanı farklı tanımlar kullanılarak hesaplanabilmektedir. Bu tanımlar

$$\phi_{so}^2 = \frac{(\Delta P/\Delta z)_{2\phi}}{(\Delta P/\Delta z)_{so}} \quad (5.1)$$

$$\phi_{go}^2 = \frac{(\Delta P/\Delta z)_{2\phi}}{(\Delta P/\Delta z)_{go}} \quad (5.2)$$

$$\phi_s^2 = \frac{(\Delta P/\Delta z)_{2\phi}}{(\Delta P/\Delta z)_s} \quad (5.3)$$

$$\phi_g^2 = \frac{(\Delta P/\Delta z)_{2\phi}}{(\Delta P/\Delta z)_g} \quad (5.4)$$

şeklindedir.

Kütlesel akı Denklem (5.1)'de $G_{so} = G$, Denklem (5.2)'de $G_{go} = G$, Denklem (5.3)'te $G_s = (1 - x_{din})G$ ve Denklem (5.4)'te $G_g = x_{din}G$ değerine eşit olmaktadır. En çok tercih edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı bağıntısı Denklem (5.1)'de verilen bağıntıdır.

Bu çalışmada iki-fazlı akış sürtünme çarpanı Denklem (5.1)'den faydalanılarak hesaplanacaktır.

5.2 Sabit Isı Akısıyla Isıtılmış Düşey Borularda Sıvı Su-Buhar Akışı İçin Geliştirilmiş ve Bu Tez Çalışmasında Kullanılan İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Metodları ve Korelasyonları

Bu bölümde çalışma sırasında kullanılan ve düşey borularda sıvı su-buhar akışı için geliştirilmiş metodlar ve korelasyonlar anlatılacaktır.

Kullanılan yöntemler

A.Grafiksel metodlar

a.Thom metodu

B.Adyabatik akış araştırmaları

a. Chisholm korelasyonu

b. Friedel korelasyonu

C.Isıtılmış borularda akış araştırmaları (Isıtmanın etkisinin ihmal edildiği)

a. CISE araştırmaları

b. Muller-Steinhagen ve Heck araştırmaları

D.Isıtılmış borularda akış araştırmaları (Isıtmanın etkisinin gözönüne alındığı)

a.Tarasova vd. deneyi

şeklinde gruplandırılabilir.

5.2.1 Thom (1964) metodu

Thom (1964), Martinelli ve Nelson (1948) tarafından ısıtılmış yatay kanallar için oluşturulan grafiksel metodu sıvı su-buhar kaynamalı düşey akış şartları için genişletmiştir. Thom (1964) geliştirmiş olduğu bu metodu 1-22 MPa basınç ve 0,01-1 termodinamik kuruluk derecesi aralıkları için elde etmiştir (Leung, 1994; Quiben, 2005). Isıtılmış kanal için yerel ve ortalama iki-fazlı akış sürtünme çarpanları basınca bağlı olarak Şekil 5.1 ve 5.2'de sunulmuştur.

Thom (1964) metoduyla belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı Martinelli ve Nelson (1948) metoduyla belirlenenden genel olarak daha küçük değerler almaktadır.

Thom (1964) metodunda iki-fazlı akış sürtünme çarpanı

$$\phi_{so}^2 = \frac{f_{2\phi}}{2 f_{so}} \left(\frac{v}{v_s} + 1 \right) \quad (5.5)$$

şeklinde tanımlanmıştır. Burada v çıkıştaki özgül hacim olup

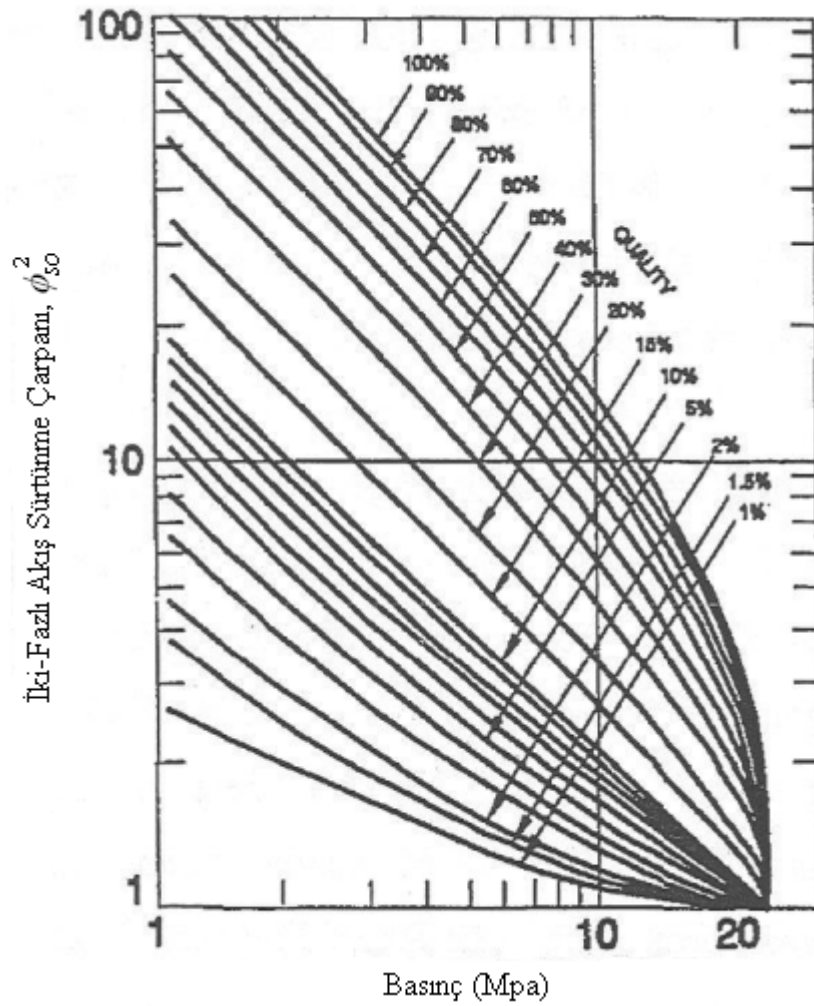
$$v = \left(\frac{(1 - x_{din})^2}{1 - \alpha} v_s \right) + \left(\frac{x_{din}^2}{\alpha} v_g \right) \quad (5.6)$$

şeklinde tanımlanmıştır.

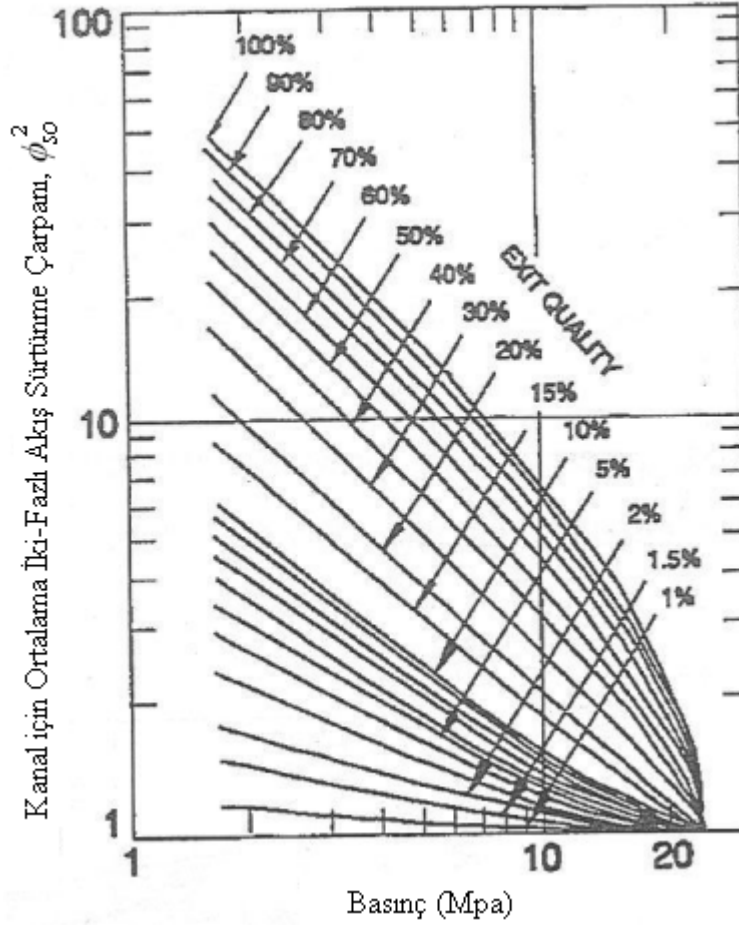
Thom (1964)'te bulunan tek-fazlı sürtünme katsayısı için

$$f_{so} = 0,0064 \quad (5.7)$$

sabit değeri kullanılmıştır.



Şekil 5.1 : Thom ısıtılmış düşey kanalda sıvı su-buhar akışı için yerel iki-fazlı akış sürtünme çarpanı grafiği (Leung, 1994).



Şekil 5.2 : Thom ısıtılmış düşey kanalda sıvı su-buhar akışı için ortalama iki-fazlı akış sürtünme çarpanı grafiği (Leung, 1994).

Tez kapsamında Thom (1964) metodu için iki-fazlı akış sürtünme çarpanları; ortalama dinamik kuruluk derecesi ve ortalama basınç değerleri kullanılarak grafiklerden alınmıştır.

Ortalama dinamik kuruluk derecesi

$$x_{din,ort} = x_{din} / 2 \quad (5.8)$$

şeklinde ve ortalama basınç

$$P_{ort,2\phi} = (P_{HKB} + P) / 2 \quad (5.9)$$

şeklinde hesaplanmıştır.

5.2.2 Chisholm (1973) korelasyonu

Chisholm (1973) adyabatik akış koşullarında pürüzlü ve düzgün yüzeyli borular için iki-fazlı akış sürtünme çarpanı bağıntısını

$$\phi_{so}^2 = 1 + \left(\Gamma^2 - 1 \right) \left(B_{Ch} x_{din}^{(2-n)/2} (1-x_{din})^{(2-n)/2} + x_{din}^{2-n} \right) \quad (5.10)$$

şeklinde vermiştir (Leung, 1994).

Bu denklemde yer alan B_{Ch} Chisholm parametresidir ve düzgün yüzeyli borular için Çizelge 5.1'den okunur.

Γ özellik indeksi ise

$$\Gamma = \left(\frac{\rho_s}{\rho_g} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_g}{\mu_s} \right)^{n/2} \quad (5.11)$$

şeklinde tanımlanmıştır (Leung, 1994).

Denklem (5.10)'de bulunan n , Blasius sabiti olup $n = 0,25$ 'tir.

Whalley (1980) yapmış olduğu karşılaştırmalar neticesinde Chisholm (1973) korelasyonunun $\mu_s/\mu_g \geq 1000$ ve $G > 100$ için uygun sonuçlar verdiğini belirlemiştir (Hewitt, 1982).

Chisholm (1973) korelasyonu ile elde edilen sonuçlar Baroczy (1965) sonuçları ile uyuşmuştur ve Becker vd. (1962a)'nın kaynamalı akış verileri için de geçerlidir (Leung, 1994).

Çizelge 5.1 : Chisholm (1973) korelasyonunda düzgün yüzeyli borular için kullanılan B_{Ch} Chisholm parametresi (Leung, 1994; Quiben, 2005).

Özellik indeksi, Γ	Kütleli akı [kg/m^2s], G	Katsayı, B_{Ch}
$\leq 9,5$	≤ 500	4,8
	$500 < G < 1900$	$2400/G$
	≥ 1900	$55/G^{0,5}$
$9,5 < \Gamma < 28$	≤ 600	$520/(\Gamma G^{0,5})$
	> 600	$21/\Gamma$
≥ 28		$15\ 000/(\Gamma^2 G^{0,5})$

Tez kapsamında yapılan hesaplamalarda, Denklem (5.10) iki-fazlı akış uzunluğu boyunca integre edilerek ortalama iki-fazlı akış sürtünme çarpanı elde edilmiştir.

Chisholm (1973) ortalama iki-fazlı akış sürtünme çarpanı

$$\overline{\phi_{so}^2} = \frac{1}{L_{2\phi}} \int_0^{L_{2\phi}} \phi_{so}^2 dL = \frac{1}{x_{din}} \int_0^{x_{din}} \phi_{so}^2 dx_{din} = \left[1 + (\Gamma^2 - 1) \left(B_{Ch} F_{Ch} + \frac{x_{din}^{2-n}}{3-n} \right) \right] \quad (5.12)$$

bağıntısı kullanılarak hesaplanmıştır.

Burada F_{Ch} Chisholm integral terimi olup çıkış şartlarındaki dinamik kuruluk derecesi $x_{din} < 0,5$ için %2 hata ile

$$F_{Ch} = \frac{1}{x_{din}} \int_0^{x_{din}} x_{din}^{(2-n)/2} (1-x_{din})^{(2-n)/2} dx_{din} \quad (5.13)$$

$$F_{Ch} x_{din} = \frac{x_{din}^{(2-n/2)+1}}{(2-n/2)+1} - \frac{(2-n/2)x_{din}^{(2-n/2)+2}}{(2-n/2)+2} + \frac{(2-n/2)((2-n/2)-1)x_{din}^{(2-n/2)+3}}{2((2-n/2)+3)} - \frac{(2-n/2)((2-n/2)-1)((2-n/2)-2)x_{din}^{((2-n/2)+3)}}{6((2-n/2)+4)} \quad (5.14)$$

şeklinde $x_{din} \geq 0,5$ için ise benzer şekilde

$$F_{Ch} = \frac{1}{x_{din}} \left(0,2056 - \int_0^{1-x_{din}} x_{din}^{(2-n)/2} (1-x_{din})^{(2-n)/2} dx_{din} \right) \quad (5.15)$$

şeklinde hesaplanmıştır.

5.2.3 Friedel (1979) korelasyonu

Friedel (1979) düşey ve yatay borulardan elde edilmiş 25 000 adet basınç düşümü ölçüm sonucundan oluşan veri tabanını kullanarak iki-fazlı akış sürtünme çarpanını

$$\phi_{so}^2 = C_{F1} + \frac{3,24 C_{F2}}{Fr^{0,045} We^{0,035}} \quad (5.16)$$

şeklinde tanımlamıştır (Tran, 1998).

Burada kullanılan C_{F1} ve C_{F2} sayıları sırasıyla

$$C_{F1} = (1 - x_{din})^2 + x_{din}^2 \left(\frac{\rho_s}{\rho_g} \right) \left(\frac{f_{go}}{f_{so}} \right) \quad (5.17)$$

$$C_{F2} = x_{din}^{0,78} (1 - x_{din})^{0,24} \left(\frac{\rho_s}{\rho_g} \right)^{0,91} \left(\frac{\mu_g}{\mu_s} \right)^{0,19} \left(1 - \frac{\mu_g}{\mu_s} \right)^{0,7} \quad (5.18)$$

şeklinde hesaplanırken Froude ve Weber sayıları da

$$Fr = \frac{G^2}{g D_i \rho_{2\phi}^2} \quad (5.19)$$

$$We = \frac{G^2 D_i}{\rho_{2\phi} \sigma} \quad (5.20)$$

şeklinde hesaplanmaktadır (Tran, 1998. Leung, 1994).

İki-fazlı akıştaki ortalama yoğunluk terimi ise

$$\rho_{2\phi} = \left(\frac{x_{din}}{\rho_g} + \frac{1 - x_{din}}{\rho_s} \right)^{-1} \quad (5.21)$$

şeklinde tanımlanmıştır (Leung, 1994).

İki-fazlı sürtünme katsayısı Reynold sayısına bağlı olarak

$Re_{so} < 1055$ için

$$f = 64 / Re \quad (5.22)$$

ve

$Re_{so} \geq 1055$ için

$$f = \left(0,86859 \ln \left(\frac{Re_{so}}{(1,964 \ln Re_{so} - 3,8215)} \right) \right)^{-2} \quad (5.23)$$

şeklinde hesaplanır.

Friedel (1979) korelasyonu $0 \leq x_{din} < 1$ aralığı için kullanılabilir (Quiben, 2005). Ayrıca Whalley (1980), Friedel (1979) korelasyonunun $\mu_s/\mu_g < 1000$ koşulunda uygun sonuçlar verdiğini belirlemiştir (Hewitt, 1982; Quiben, 2005).

Tez kapsamında yapılan hesaplamalarda, ortalama iki-fazlı akış sürtünme çarpanını elde etmek amacıyla Denklem (5.17), Denklem (5.18) ve Denklem (5.21)'de bulunan x_{din} yerine Denklem (5.8)'de tanımlanan $x_{din,ort}$ kullanılmıştır.

5.2.4 Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu (CISE araştırmaları)

Bu korelasyon iki-fazlı dūşey adyabatik ve ısıtılmış ölçüm sonuçları kullanılarak geliştirilmiş ve yine aynı koşullarda elde edilen ölçüm sonuçlarına karşı test edilip doğru olduğu kanıtlanmıştır (Idsinga, 1975).

Lombardi ve Pedrocchi (1972) boru içerisindeki akışta iki-fazlı akış sürtünme çarpanını

$$\phi_{so}^2 = \frac{1,66 \sigma^{0,4} \rho_s}{f_{2\phi} \rho_{2\phi}^{0,86} G^{0,6} D_i^{0,2}} \quad (5.24)$$

şeklinde tanımlamaktadır (Leung, 1994).

Buradaki iki-fazlı akış sürtünme katsayısı ve yoğunluk terimi Friedel (1979)'da verilen bağıntılar kullanılarak hesaplanmaktadır.

Lombardi ve Pedrocchi (1972) geliştirdikleri korelasyonun

$$1055 \leq Re_{so}$$

$$500 \leq G \leq 5000 \text{ kg} / \text{m}^2 \text{ s}$$

$$0,005 \leq D_i \leq 0,025 \text{ m}$$

$$0,02 \leq \sigma \leq 0,08 \text{ N} / \text{m}$$

$$15 \leq P \leq 100 \text{ bar}$$

$$0,1 \leq L \leq 4 \text{ m}$$

$$0,01 \leq x_{ter} \leq 0,98$$

$$15 \leq \rho_s / \rho_g \leq 100$$

aralıklarında geçerli olduğunu belirtmiştir.

Tez kapsamında yapılan hesaplamalarda, Denklem (5.24) iki-fazlı akış uzunluğu boyunca integre edilerek ortalama iki-fazlı akış sürtünme çarpanı elde edilmiştir.

Lombardi ve Pedrocchi (1972) ortalama iki-fazlı akış sürtünme çarpanı

$$\begin{aligned} \overline{\phi_{so}^2} &= \frac{1}{L_{2\phi}} \int_0^{L_{2\phi}} \phi_{so}^2 dL = \frac{1}{x_{din}} \int_0^{x_{din}} \phi_{so}^2 dx_{din} \\ &= \frac{1,66 \sigma^{0,4} \rho_s}{f_{2\phi} G^{0,6} D_i^{0,2} x_{din}^{1,86}} \frac{1}{\left(\frac{1}{\rho_g} - \frac{1}{\rho_s} \right)} \left(\left(\frac{x_{din}}{\rho_g} + \frac{1-x_{din}}{\rho_s} \right)^{1,86} - \left(\frac{1}{\rho_s} \right)^{1,86} \right) \end{aligned} \quad (5.25)$$

bağıntısı kullanılarak hesaplanmıştır.

5.2.5 Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu

Muller-Steinhagen ve Heck (1986) farklı akışkanlar için sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümünü hesaplayabilmek için basit bir korelasyon türettiler. Bu korelasyon, sıvı ve gaz fazlarının basınç düşümlerine ilaveten dinamik kuruluk derecesi de dikkate alınarak liner interpolasyon yapılması üzerine temellendirilmiştir. Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu

$$\begin{aligned} \left(\frac{dP}{dz} \right)_{sur} &= \left(\left(\frac{dP}{dz} \right)_{sur,so} + 2 x_{din} \left(\left(\frac{dP}{dz} \right)_{sur,go} - \left(\frac{dP}{dz} \right)_{sur,so} \right) \right) (1-x_{din})^{1/3} \\ &\quad + x_{din}^3 \left(\frac{dP}{dz} \right)_{sur,go} \end{aligned} \quad (5.26)$$

şeklinde ifade edilmektedir. Burada

$$\left(\frac{dP}{dz} \right)_{sur,so} = f_{so} \frac{G^2}{2 \rho_s D_i} = A_{MSH} \quad (5.27)$$

$$\left(\frac{dP}{dz} \right)_{sur,go} = f_{go} \frac{G^2}{2 \rho_g D_i} = B_{MSH} \quad (5.28)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. f_{so} ve f_{go} terimleri ise

$Re_{so}, Re_{go} \leq 1187$ olması durumunda,

$$f_{so} = \frac{64}{Re_{so}} \quad (5.29)$$

$$f_{go} = \frac{64}{Re_{go}} \quad (5.30)$$

ve $Re_{so}, Re_{go} > 1187$ olması durumunda

$$f_{so} = \frac{0,3164}{Re_{so}^{1/4}} \quad (5.31)$$

$$f_{go} = \frac{0,3164}{Re_{go}^{1/4}} \quad (5.32)$$

şeklinde belirlenmelidir.

Denklem (5.29)-(5.32)'de yer alan Reynolds sayıları

$$Re_{so} = \frac{G D_i}{\mu_s} \quad (5.33)$$

$$Re_{go} = \frac{G D_i}{\mu_g} \quad (5.34)$$

şeklinde tanımlanır (Leung, 1994).

Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu $0 \leq x_{din} < 1$ aralığı için kullanılabilir. Ayrıca, Muller-Steinhagen ve Heck (1986) türettikleri korelasyon için uygulama alanının $Re_{so} > 100$ akış koşullarında ve gaz fazına ait basınç düşümü değerinin sıvı fazına ait olandan fazla olduğu durumlarda geçerli olacak şekilde sınırlandırılmasını tavsiye etmiştir (Leung, 1994).

Tez kapsamında yapılan hesaplamalarda, ortalama iki-fazlı akış sürtünme çarpanını elde etmek amacıyla Denklem (5.26)'da bulunan x_{din} yerine Denklem (5.8)'de tanımlanan $x_{din,ort}$ kullanılmıştır.

5.2.6 Tarasova vd. (1966) korelasyonu

Tarasova vd. (1966) borularda ve halkalarda yüksek basınçlı sıvı su-buhar akışı için yerel koşullarda ısıtma etkisini gözlemlemiştir. Çalışmada ısıtılmış kanallarda aşırı soğuk ve doymuş kaynama durumlarında basınç gradyanının arttığı ve zorlanmış taşınımli buharlaşma durumunda da basınç gradyanının azaldığı belirlenmiştir. Tarasova vd. (1966)'da doymuş kaynama durumu için

$$\frac{\phi_{so,q}^2}{\phi_{so,ady}^2} = 1 + 0,0044 \left(\frac{q''}{G} \right)^{0,7} \quad (5.35)$$

düzeltilme faktörü geliştirilmiştir (Leung, 1994).

Burada q'' ısı akısını G ise kütleli akıyı ifade etmektedir.

Aşırı soğutulmuş kaynama koşulları için bu faktör

$$\frac{\phi_{so,q}^2}{\phi_{so,ady}^2} = 1 + \frac{20Z}{1,315Z} \left(\frac{q}{h_{sg}G} \right)^{0,7} \left(\frac{\rho_s}{\rho_g} \right)^{0,08} \quad (5.36)$$

şeklinde tanımlanmıştır.

Burada Z katsayısı

$$Z = \frac{h - h_{HKB}}{h_{NBU} - h_{HKB}} = \frac{z - z_{HKB}}{z_{NBU} - z_{HKB}} \quad (5.37)$$

olarak hesaplanmaktadır.

Denklem (5.37)'deki z , z_{HKB} ve z_{NBU} noktaları arasında aşırı soğuk kaynama bölgesinde kalan bir aksel mesafeyi ve h o noktadaki entalpiyi ifade etmektedir.

Tez kapsamında Tarasova vd. (1966) korelasyonu, deneysel ölçüm sonuçlarında verilen bilgiler yetersiz olduğu için sadece doymuş kaynama şartları için geçerli olan ve Denklem (5.35)'te verilen bağıntı kullanılarak sınırlı olarak uygulanabilmiş ve bu sebeple ısıtma etkisi tam olarak test edilememiştir.

6. İKİ-FAZLI AKIŞ SÜRTÜNME ÇARPANININ BASINÇ DÜŞÜMÜ ÖLÇÜMLERİ VE SEÇİLEN KORELASYONLAR KULLANILARAK HESAPLANMASI, HATA ANALİZLERİ VE SONUÇLARIN DEĞERLENDİRİLMESİ

Bu bölümde iki fazlı akış sürtünme çarpanının (ϕ_{so}^2) basınç düşümü (ΔP) ölçümlerinden hesaplanması yöntemi örnek bir uygulama üzerinde ayrıntılı olarak anlatılacaktır. Literatürden elde edilen ΔP ölçümleri için hem bu hesaplama yöntemi hem de seçilen korelasyonlar kullanılarak ϕ_{so}^2 değerleri hesaplanacaktır. Kullanılan hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile ϕ_{so}^2 belirlendikten sonra hesaplama yöntemi ile bulunan $\phi_{so,hes}^2$ sonuçları doğru kabul edilip, korelasyonlar kullanılarak bulunan $\phi_{so,kor}^2$ her korelasyon için ayrı ayrı olmak üzere ortalama ve RMS hata oranları bulunacaktır. Bulunan ortalama ve RMS hata oranları basınç, kütleli akı, termodinamik kuruluk derecesi ve ısı akısına bağlı olarak ayrı ayrı irdelenecektir. İrdelenecek sonuçta ölçümle belirlenlerle en uyumlu olduğu düşünülen korelasyon belirlenecek ve bu korelasyon yardımıyla deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarının ortalama ve RMS hataları karşılaştırılacaktır.

Literatürde yer alan ve bu tez kapsamında incelenen ısıtılmış ve adyabatik düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçüm sonuçları Çizelge 6.1 ve Çizelge 6.2’de özetlenmiştir. Farklı araştırmacılara ait deneysel basınç düşümü ölçümlerini aynı çizelgede sunabilmek için boru iç çapları ve basınç değerleri gibi bazı verilerin birimleri dönüştürülürken literatürde sunulmayan veya basınç düşümü dikkate alınmaksızın enerji dengesi denkleminde hesaplanarak literatürde sunulan termodinamik kuruluk derecesi verileri de basınç düşümü dikkate alınarak yazılan enerji dengesi denkleminde hesaplanmıştır.

Isıtılmış borularda ısıtılmış uzunluktan çıkış koşulları veya adyabatik borularda boru çıkışı koşulları için verilen veya hesaplanan basınç, sıcaklık, termodinamik kuruluk derecesi, dinamik kuruluk derecesi, boşluk oranı gibi değerler ifade

edilirken çıkış koşullarına ait olduğunu belirtmek üzere herhangi bir alt indis kullanılmamıştır.

Çizelge 6.1 : Isıtılmış düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçüm sonuçları.

Araştırmacı	D_i (m)	L_q (m)	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	ΔP (kPa)	Veri sayısı
Alessandrini vd. (1963)	0,0152-0,0249	2,45	4992-5090	1080-3890	0,022-0,515	1680-2710	30,40-136,32	48
Peterlongo vd. (1964)	0,0151	4,02	4982-5050	1070-3940	0,145-0,608	1080-2260	72,56-279,49	79
Leung (1994)	0,0055	2,50	5020-9730	1130-9980	-0,20-0,563	113-3220	0,00-1553,80	1141
Olekhovitch (1997)	0,0080	1,00-3,50	507-4036	977-6122	0,047-0,760	523-5550	56,00-1742,00	479
Olekhovitch vd. (2004)	0,0080-0,0157	1,00-3,00	980-3993	910-6140	-0,06-0,648	57-4663	10,00-926,70	8574

Çizelge 6.2 : Adyabatik düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçüm sonuçları.

Araştırmacı	D_i (m)	L (m)	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	ΔP (kPa)	Veri sayısı
Alessandrini vd. (1963)	0,0152-0,0249	0,82-2,49	4913-5992	1080-3890	0,016-0,648	0	11,86-242,52	208

Konumdan bağımsız olarak (düzgün) ısıtılmış boru için çıkış şartlarındaki termodinamik kuruluk derecesi literatürde basınç kaybı ihmal edilerek yazılan ısıl denge bağıntısı ile

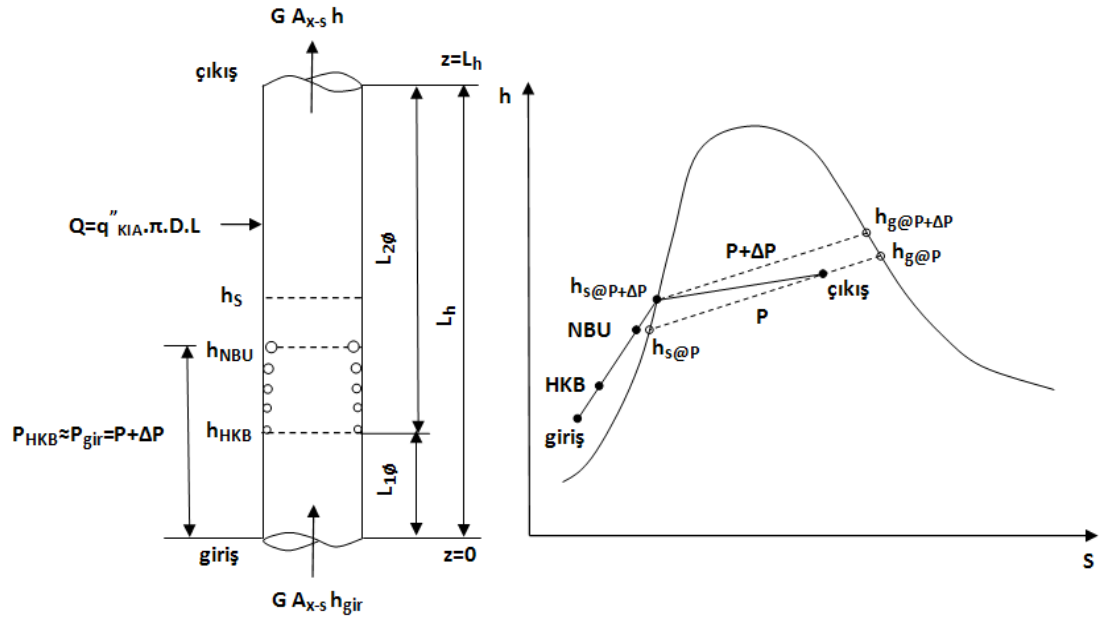
$$x = 4 \left(\frac{q''}{G h_{sg@P_{gir}}} \right) \left(\frac{L_q}{D_i} \right) - \left(\frac{\Delta h_{gir}}{h_{sg@P_{gir}}} \right) \quad (6.1)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Basınç düşümünün dikkate alındığı durumda ise çıkış şartlarındaki termodinamik kuruluk derecesi yine Şekil 6.1 yardımıyla yazılan ısıl denge bağıntısı ile

$$x = 4 \left(\frac{q''}{G h_{sg@P}} \right) \left(\frac{L_q}{D_i} \right) - \left(\frac{h_{s@P} - h_{gir@(P,T) gir}}{h_{sg@P}} \right) \quad (6.2)$$

şeklinde hesaplanabilir.

Şekil 6.1'de $G A_{x-s} h_{gir}$ girişteki toplam akış entalpisini, $G A_{x-s} h$ çıkıştaki toplam akış entalpisini, P çıkıştaki basıncı ve P_{gir} giriş basıncını ifade etmektedir. Bu çalışmada düzgün ısıtılmış boru için çıkıştaki termodinamik kuruluk derecesi Denklem (6.2) kullanılarak hesaplanacaktır.



Şekil 6.1 : Konumdan bağımsız olarak (düzgün) ısıtılmış boru için basınç düşümü dikkate alınarak oluşturulan ısıl denge ve h-s diyagramı.

İki-fazlı akışın meydana geldiği iki-fazlı akış uzunluğu da ($L_{2\phi}$), Şekil 6.1'den yararlanılarak

$$L_{2\phi} = \frac{G D_i h_{sg@P} (x - x_{HKB})}{4 q''} \quad (6.3)$$

şeklinde yazılan enerji dengesi bağıntısı kullanılarak hesaplanmıştır. Bu bağıntıda yer alan habbecikli kaynamanın başlangıcındaki termodinamik kuruluk derecesi Şekil 6.1'den yararlanılarak

$$x_{HKB} = \frac{h_{@(P,T_a)HKB} - h_{s@P}}{h_{sg@P}} \quad (6.4)$$

olarak hesaplanabilir.

6.1 Isıtılmış Düşey Borularda Sıvı Su-Buhar Akışında Deneysel Basınç Düşümü Ölçümlerinde İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Hesaplanması Örneği

Çizelge 6.3'te gösterilen veriler, Leung (1994) tarafından doktora tezi çalışmasında elde edilmiş deneysel basınç düşümü ölçümlerinden bir tanesine ait olup hesaplama yönteminin ayrıntılı olarak anlatılacağı örnekte kullanılmak üzere seçilmiştir. Benzeri bir hesaplama örneği Gengeç (2010)'da da mevcuttur. Ancak bu tez çalışmasındaki yöntem ile hesaplamanın daha doğru sonuçlar vermesi sağlanmıştır. Burada bir karşılaştırma yapmaya olanak sağlamak amacıyla örnek hesaplama için Gengeç (2010)'da kullanılan deneysel basınç düşümü ölçüm verisi seçilmiştir.

Çizelge 6.3 : Örnek hesaplama için seçilen deneysel basınç düşümü ölçümüne ait veriler (Leung, 1994).

Kod	Tarih	P (MPa)	T_{gir} (°C)	T (°C)	$T_{çev}$ (°C)	W (g/s)	q (kW)	ΔP (kPa)
DPB74310	27/09/89	7,05	255,65	288,35	23,26	101,84	50,16	345,24

Leung (1994) doktora tezinde, deney düzeneğinde kullandığı boruya ait iç çap D_i , ısıtılan uzunluk L_q ve yüzey pürüzlülüğü k_s değerleri için aşağıdaki bilgileri vermiştir.

$$D_i = 5,45 \text{ mm} = 0,00545 \text{ m}$$

$$L_q = 2,5 \text{ m}$$

$$k_s = 5,6135 \text{ } \mu\text{m}$$

Yukarıda yer alan deneysel olarak belirlenmiş basınç düşümü verileri hesaplama yönteminde kullanılarak iki-fazlı akış sürtünme çarpanı elde edilecektir. İki-fazlı akış sürtünme çarpanı Denklem (5.1)'de verilen

$$\phi_{so}^2 = \frac{\Delta P_{sur,2\phi@L_{2\phi}}}{\Delta P_{sur,1\phi@L_{2\phi}}}$$

bağıntısı kullanılarak hesaplanacaktır.

İki-fazlı akış sürtünme çarpanını hesaplayabilmek için sırasıyla iki-fazlı akış uzunluğu, hesaplanan iki-fazlı akış uzunluğu boyunca tek-fazlı akış olması durumunda sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü ve son olarak yine

hesaplanan iki-fazlı akış uzunluğu boyunca iki-fazlı akış olması durumunda sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü değerleri belirlenmelidir.

Hesaplamalar sırasında sıvı su ve su buharı ile ilgili termodinamik ve termofiziksel özelliklerin tamamı ChemicaLogic SteamTab Companion Thermodynamic and Transport Properties of Water and Steam Version 2.0 (TTPWS-v2.0) programı kullanılarak belirlenecektir.

İki-fazlı akışın meydana geldiği iki-fazlı akış uzunluğu $L_{2\phi}$ Denklem (6.3)'ten yararlanılarak hesaplanır. Hesaplama yöntemine göre iki-fazlı akış uzunluğunu hesaplayabilmek için aşağıda anlatılan yol izlenmiştir.

Öncelikle Denklem (4.10)'da sunulan

$$(\Delta T)_{doy,HKB} = (T_{duv} - T_{doy})_{HKB} = \left(\frac{8 \sigma q'' T_{doy}}{h_{sg} k \rho_g} \right)_{HKB}^{0,5}$$

Davis ve Anderson (1966) bağıntısından yararlanarak habbecikli kaynamanın başladığı koşullardaki duvar sıcaklığının $T_{duv,HKB}$ belirlenmesi gerekmektedir.

Buna göre

$$(\Delta T)_{doy,HKB} = \left(\frac{8 \times (0,01676 \text{ N/m}) \times (1171,85 \text{ kW/m}^2) \times (562,72 \text{ K})}{(1479,63 \text{ kJ/kg}) \times (0,5657 \text{ W/mK}) \times (38,85 \text{ kg/m}^3)} \right)^{0,5} = 1,65 \text{ K}$$

olarak hesaplanır. Burada, boru girişindeki basınç

$$P_{gir} = P + \Delta P$$

$$= (7,05 \times 10^3 \text{ kPa}) + (345,24 \text{ kPa}) = 7395,24 \text{ kPa}$$

olarak belirlenmiştir. Ayrıca, boru içerisine suyun aşırı soğutulmuş sıvı fazında girdiği ve boru içerisinde tek-fazlı sıvı akışının gerçekleştiği uzunlukta meydana gelen basınç düşümünün hesaplamasının bu aşamasında ihmal edilebileceği varsayımıyla $P_{HKB} \cong P_{gir}$ olarak kabul edilmiştir.

HKB'deki basınca (P_{HKB}) bağlı olarak termodinamik ve termofiziksel özellikler TTPWS-v2.0 programı yardımıyla

$$T_{doy@P_{HKB}} = 562,72 \text{ K}$$

$$\rho_g @ P_{HKB} = 38,85 \text{ kg} / \text{m}^3$$

$$\rho_s @ P_{HKB} = 732,72 \text{ kg} / \text{m}^3$$

$$k @ P_{HKB} = 0,5657 \text{ W} / \text{mK}$$

$$h_s @ P_{HKB} = 1287,71 \text{ kJ} / \text{kg}$$

$$h_{sg} @ P_{HKB} = 1479,63 \text{ kJ} / \text{kg}$$

$$\sigma @ P_{HKB} = 0,01676 \text{ N} / \text{m}$$

$$\mu_s @ P_{HKB} = 89,82 \times 10^{-6} \text{ Ns} / \text{m}^2$$

olarak belirlenir.

Denklem (4.10)'daki q'' ısı akısını ifade etmektedir ve

$$q'' = \frac{q}{\pi D_i L_q} = \frac{50,16 \text{ kW}}{\pi \times (0,00545 \text{ m}) \times (2,5 \text{ m})} = 1171,85 \text{ kW} / \text{m}^2$$

şeklinde hesaplanır. HKB koşullarındaki duvar sıcaklığı

$$(\Delta T)_{doy} = (T_{duv} - T_{doy})_{HKB} = 1,65 \text{ K} = T_{duv} - (562,72 \text{ K})$$

$$T_{duv,HKB} = 564,37 \text{ K}$$

olarak belirlendikten sonra akışkanın HKB'deki akış kesiti üzerine ortalaması alınmış sıcaklığı

$$T_{a,HKB} = T_{duv,HKB} - \left(\frac{q''}{h_t} \right) \quad (6.5)$$

şeklinde yazılabilen Newton'un Soğurma Yasası yardımıyla iteratif olarak hesaplanır.

Burada iterasyonu başlatabilmek için akışkanın HKB'deki akış kesiti üzerine ortalaması alınmış sıcaklığı ile ilgili bir öngöründe bulunmak gerekir. Bunun için örneğin

$$T_{a,ilk,HKB} = T_{doy,HKB} - 5 = (562,72 \text{ K}) - 5 = 557,72 \text{ K}$$

alınabilir. Buna bağlı olarak HKB'deki film sıcaklığı ve o sıcaklıktaki akışkan için

ısı taşınım katsayısı h_t belirlenip Denklem (6.5)'te yerine konarak $T_{a,HKB}$ hesaplanır.

İterasyonun sonuçlanması için ise

$$\frac{T_{a,HKB} - T_{a,ilk,HKB}}{T_{a,HKB}} \leq 0,01$$

yakınsaması koşulu belirlenmiş bu koşul sağlanana kadar bulunan her sonuç sonrasında

$$T_{a,ilk,HKB} = 0,1 \times T_{a,HKB} + 0,9 \times T_{a,ilk,HKB}$$

olarak kabul edilerek iterasyon işlemleri tekrarlanmıştır.

Bu örnek için yapılan iterasyon sonucunda HKB'deki akış kesiti üzerine ortalaması alınmış akışkan ve film sıcaklıkları sırasıyla

$$T_{a,HKB} = (564,37 K) - \left(\frac{1171,85 kW / m^2}{40,36 kW / m^2 K} \right) = 535,34 K$$

$$T_{film,HKB} = \frac{(T_{a,ilk} + T_{duv})_{HKB}}{2} = 550,06 K$$

olarak belirlenmiştir.

Son iterasyonda HKB'deki film sıcaklığına ($T_{film,HKB}$) bağlı olarak termodinamik ve termofiziksel özellikler TTPWS-v2.0 programı yardımıyla

$$k_{@T_{film,HKB}} = 0,5859 W / mK$$

$$c_{p,s@T_{film,HKB}} = 5,23 kJ / kg K$$

$$\mu_s@T_{film,HKB} = 94,72 \times 10^{-6} Ns / m^2$$

olarak belirlenmiştir.

Yine son iterasyonda HKB'deki film sıcaklığı koşulunda ısı taşınım katsayısı h_t Denklem (4.1)'den yararlanılarak

$$h_t = \frac{Nu k_{@T_{film,HKB}}}{D_i} = \frac{375,44 \times (0,5859 \times 10^{-3} kW / mK)}{0,00545 m} = 40,36 kW / m^2 K$$

şeklinde hesaplanır. Isı taşınım katsayısının hesaplanabilmesi için gerekli olan Nusselt sayısı ise Rohsenow ve Clark (1951) tarafından oluşturulan ve Denklem (4.8)'de sunulan bağıntı ile

$$Nu = 0,019 Re^{0,8} Pr^{1/3} = 0,019 \times 251183,32^{0,8} \times 0,846^{1/3} = 375,44$$

şeklinde hesaplanmıştır.

Burada Prandtl sayısı Denklem (4.5) kullanılarak

$$Pr = \frac{\mu_{@T_{film,HKB}} c_{p,s@T_{film,HKB}}}{k_{@T_{film,HKB}}} = \frac{(94,72 \times 10^{-6} \text{ Ns/m}^2) \times (5,23 \text{ kJ/kg K})}{0,5859 \times 10^{-3} \text{ kW/mK}} = 0,846$$

olarak belirlenirken, Reynolds sayısı da Denklem (4.6) kullanılarak

$$Re = \frac{G D_i}{\mu_{@T_{film,HKB}}} = \frac{(4365,52 \text{ kg/m}^2\text{s}) \times (0,00545 \text{ m})}{94,72 \times 10^{-6} \text{ Ns/m}^2} = 251183,32$$

şeklinde hesaplanmıştır.

Reynolds bağıntısında bulunan G kütleli akıyı temsil etmektedir ve

$$G = \frac{W}{\pi D_i^2 / 4} = \frac{101,84 \times 10^{-3} \text{ kg/s}}{\pi \times (0,00545 \text{ m})^2 / 4} = 4365,52 \text{ kg/m}^2\text{s}$$

şeklinde hesaplanmıştır.

Akışkanın HKB'deki akış kesiti üzerine ortalaması alınmış sıcaklığı ($T_{a,HKB}$) belirlendikten sonra iterasyon sırasında herhangi bir hata olup olmadığını kontrol etmek için iterasyon sırasında bulunan $T_{film,HKB}$ değeri belirlenen $T_{a,HKB}$ değeri kullanılarak tekrardan hesaplanabilir. Buna göre son $T_{film,HKB}$ değeri

$$T_{film,HKB} = \frac{(T_a + T_{duv})_{HKB}}{2} = \frac{(535,34 \text{ K}) + (564,37 \text{ K})}{2} = 549,86 \text{ K}$$

olur. İterasyon sırasında bulunan $T_{film,HKB} = 550,06 \text{ K}$ değeri sondan bir önceki $T_{a,HKB}$ değeri kullanılarak elde edildiği için sondan bir önceki $T_{film,HKB} = 549,86 \text{ K}$ değerinden biraz farklı olması iterasyon yapıldığı ve yakınsama kriterini sağladığı için beklenen bir sonuçtur.

Denklem (6.4)'te ifade edilen HKB'deki termodinamik kuruluk derecesi

$$x_{HKB} = \frac{h_{s@P,T_a,HKB} - h_{s@P}}{h_{sg@P}} = \frac{(1144,9 \text{ kJ/kg}) - (1270,23 \text{ kJ/kg})}{1501,75 \text{ kJ/kg}} = -0,08346$$

şeklinde hesaplanır.

Çıkış basıncına (P) bağlı olarak termodinamik ve termofiziksel özellikler TTPWS-v2.0 programı yardımıyla

$$\rho_{g@P} = 36,82 \text{ kg/m}^3$$

$$\rho_{s@P} = 738,83 \text{ kg/m}^3$$

$$h_{s@P} = 1270,23 \text{ kJ/kg}$$

$$h_{sg@P} = 1501,75 \text{ kJ/kg}$$

$$\sigma_{@P} = 0,01752 \text{ N/m}$$

ve P_{HKB} , $T_{a@HKB}$ şartlarına bağlı olarak termodinamik ve termofiziksel özellikler TTPWS-v2.0 programı yardımıyla

$$h_{s@P,T_a,HKB} = 1144,9 \text{ kJ/kg}$$

$$\rho_{s@P,T_a,HKB} = 783,66 \text{ kg/m}^3$$

$$c_{p,s@P,T_a,HKB} = 4,9687 \text{ kJ/kg K}$$

$$k_{@P,T_a,HKB} = 0,6102 \times 10^{-3} \text{ kW/m K}$$

olarak belirlenir.

Denklem (6.3)'te bulunan x çıkıştaki termodinamik kuruluk derecesini ifade etmektedir ve Şekil 6.1'den yararlanılarak yazılan Denklem (6.2) yardımıyla

$$x = 4 \left(\frac{q''}{G h_{sg@P}} \right) \left(\frac{L_q}{D_i} \right) - \left(\frac{h_{s@P} - h_{gir@P,T} gir}{h_{sg@P}} \right)$$

$$= 4 \times \left(\frac{1171,85 \text{ kW/m}^2}{(4365,52 \text{ kg/m}^2 \text{ s}) \times (1501,75 \text{ kJ/kg})} \right) \times \left(\frac{2,5 \text{ m}}{0,00545 \text{ m}} \right)$$

$$-\left(\frac{(1270,23 \text{ kJ/kg}) - (1113,17 \text{ kJ/kg})}{1501,75 \text{ kJ/kg}}\right)$$

$$= 0,22339$$

olarak hesaplanır.

Borunun ısıtılan bölümü girişindeki P_{gir} , T_{gir} şartlarına bağlı olarak termodinamik ve termofiziksel özellikler TTPWS-v2.0 programı yardımıyla

$$h_{gir@(P,T)_{gir}} = 1113,17 \text{ kJ/kg}$$

$$\rho_{s@(P,T)_{gir}} = 794,06 \text{ kg/m}^3$$

olarak belirlenir.

Artık iki-fazlı akış uzunluğunu hesaplayabilmek için gerekli bütün değerler bilinmektedir. Denklem (6.3)'ten yararlanarak iki-fazlı akış uzunluğu

$$L_{2\phi} = \frac{G D_i h_{sg@P} (x - x_{HKB})}{4 q''}$$

$$= \frac{(4365,52 \text{ kg/m}^2 \text{ s}) \times (0,00545 \text{ m}) \times (1501,75 \text{ kJ/kg}) \times (0,22339 - (-0,08346))}{4 \times (1171,85 \text{ kW/m}^2)}$$

$$= 2,3389 \text{ m} \cong 2,34 \text{ m}$$

şeklinde hesaplanır.

İki-fazlı akış uzunluğunu belirledikten sonra ısıtılmış borularda iki-fazlı akış uzunluğu boyunca tek-fazlı akış olması durumunda sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü Denklem (3.23)'te verilen

$$\Delta P_{sur,1\phi@L_{2\phi}} = \Delta P_{sur,1\phi,ady@L_{2\phi}} \left(\frac{\mu_{s@T_{a,HKB}}}{\mu_{s@T_{duv,HKB}}} \right)^{-0,28}$$

Sieder ve Tate (1936) bağıntısından yararlanılarak hesaplanır. Denklem (3.23)'te belirtilen iki-fazlı akış uzunluğu boyunca tek-fazlı adyabatik akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü Denklem (3.19)'da verilen D'arcy-Weisbach denklemine göre

$$\begin{aligned}
\Delta P_{sur,1\phi,ady}@L_{2\phi} &= f \frac{L_{2\phi} G^2}{2 D_i \rho_s @ (P,T_a)_{HKB}} \\
&= 0,0209 \times \frac{(2,34 m) \times (4365,52 kg / m^2 s)^2}{2 \times (0,00545 m) \times (783,66 kg / m^3)} \\
&= 109113,86 Pa \cong 109,1 kPa
\end{aligned}$$

şeklinde hesaplanır.

Tek-fazlı sürtünme katsayısı f ise Denklem (3.22)'de sunulan Chen (1979) korelasyonu kullanılarak

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left(\frac{\left(\frac{5,6135 \times 10^{-6} m}{0,00545 m} \right)}{3,7065} - \frac{5,0452}{264886,26} \times \log \left(\frac{\left(\frac{5,6135 \times 10^{-6} m}{0,00545 m} \right)^{1,1098}}{2,8257} + \left(\frac{5,8506}{264886,26^{0,8981}} \right) \right) \right)$$

$$f = 0,0209$$

olarak hesaplanır.

Tek-fazlı akıştaki Reynolds sayısı ise Denklem (4.6) kullanılarak

$$\begin{aligned}
Re &= \frac{G D_i}{\mu_s @ P_{HKB}} = \frac{(4365,52 kg / m^2 s) \times (0,00545 m)}{89,82 \times 10^{-6} Ns / m^2} \\
&= 264886,26
\end{aligned}$$

olarak hesaplanır.

Isıtılmış borularda iki-fazlı akış uzunluğu boyunca tek-fazlı akış olması durumunda sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü Denklem (3.23) yardımıyla

$$\begin{aligned}
\Delta P_{sur,1\phi}@L_{2\phi} &= (109,1 kPa) \times \left(\frac{100,75 \times 10^{-6} Ns / m^2}{89,19 \times 10^{-6} Ns / m^2} \right)^{-0,28} \\
&= 105,4 kPa
\end{aligned}$$

şeklinde hesaplanır.

Habbecikli kaynamanın (iki-fazlı akışın) başlangıcında boru iç yüzeyi (duvar) sıcaklığında ($T_{duv,HKB}$) ve akış kesiti üzerine ortalama akışkan sıcaklığında ($T_{a,HKB}$) suyun viskozite değerleri TTPWS-v2.0 programı yardımıyla

$$\mu_s@T_{duv,HKB} = 89,19 \times 10^{-6} \text{ Ns} / \text{m}^2$$

$$\mu_s@T_{a,HKB} = 100,75 \times 10^{-6} \text{ Ns} / \text{m}^2$$

olarak belirlenir.

Son olarak iki-fazlı akış uzunluğu boyunca iki-fazlı akış olması durumunda sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü değeri belirlenmelidir. Bu değeri hesaplayabilmek için öncelikle deneysel ölçümlerle elde edilen toplam basınç düşümünden, ısıtılan boru içerisinde tek-fazlı akışın gerçekleştiği uzunluk boyunca ($L_{1\phi}$) meydana gelen basınç düşümü değeri çıkarılarak

$$\begin{aligned} \Delta P_{@L_{2\phi}} &= \Delta P - \Delta P_{1\phi@L_{1\phi}} \\ &= (345,24 \text{ kPa}) - (8,4 \text{ kPa}) = 336,84 \text{ kPa} \end{aligned}$$

bulunur.

Tek-fazlı akış HKB'de son bulmaktadır ve bu sebeple tek-fazlı akış ile ilgili basınç düşümü bileşenlerinin hesaplanmasında giriş özellikleri olarak akışkanın borunun ısıtılan bölümüne girişindeki veriler kullanılırken tek-fazlı akıştan çıkış özellikleri olarak ise akışkanın HKB'deki özellikleri kullanılmaktadır. Burada tek-fazlı akışın gerçekleştiği uzunluk boyunca meydana gelen basınç düşümü, ivmelenme, yer çekimi ve sürtünme kaynaklı basınç düşümü olmak üzere üç bileşenden oluşmaktadır. İvmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü çok küçük değerlere sahip olacağı varsayımıyla ihmal edilmiştir. Böylece yer çekiminden kaynaklanan basınç düşümü ile sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü değerlerini belirlemek tek-fazlı akışın gerçekleştiği uzunluk boyunca meydana gelen toplam basınç düşümünü hesaplamak için yeterli olacaktır.

Tek-fazlı akışın gerçekleştiği uzunluk boyunca (HKB'ye kadar olan bölümde) meydana gelen basınç düşümü

$$\Delta P_{1\phi@L_{1\phi}} = \Delta P_{yer,1\phi@L_{1\phi}} + \Delta P_{sur,1\phi@L_{1\phi}}$$

$$= (1,25 \text{ kPa}) + (7,15 \text{ kPa}) = 8,4 \text{ kPa}$$

şeklinde hesaplanır.

Burada, tek-fazlı akışın gerçekleştiği uzunluk boyunca yer çekiminden kaynaklanan basınç düşümü

$$\begin{aligned} \Delta P_{yer,1\phi @ L_{1\phi}} &= \rho_{s @ (P,T)_{gir}} g (L_q - L_{2\phi}) \\ &= (794,06 \text{ kg} / \text{m}^3) \times (9,806 \text{ m} / \text{s}^2) \times ((2,5 \text{ m}) - 2,34 \text{ m}) \\ &= 1245,85 \text{ Pa} \cong 1,25 \text{ kPa} \end{aligned}$$

şeklinde hesaplanırken, sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü de

$$\begin{aligned} \Delta P_{sur,1\phi @ L_{1\phi}} &= f \frac{(L_q - L_{2\phi}) G^2}{2 D_i \rho_{s @ P_{gir}, T_{ort}}} \left(\frac{\mu_{s @ P_{gir}, T_{ort,1\phi}}}{\mu_{s @ P_{gir}, T_{duv-ort,1\phi}}} \right)^{-0,28} \\ &= 0,0209 \times \frac{((2,5 \text{ m}) - (2,34 \text{ m})) \times (4365,52 \text{ kg} / \text{m}^2 \text{ s})^2}{2 \times (0,00545 \text{ m}) \times (788,84 \text{ kg} / \text{m}^3)} \\ &\quad \times \left(\frac{102,96 \times 10^{-6} \text{ N s} / \text{m}^2}{90,46 \times 10^{-6} \text{ N s} / \text{m}^2} \right)^{-0,28} \\ &= 7147,98 \text{ Pa} \cong 7,15 \text{ kPa} \end{aligned}$$

olarak hesaplanır.

Tek-fazlı akış uzunluğu boyunca ortalama akışkan sıcaklığı ise

$$\begin{aligned} T_{ort,1\phi} &= \frac{T_{a,HKB} + T_{gir}}{2} \\ &= \frac{(535,34 \text{ K}) + (528,8 \text{ K})}{2} = 532,07 \text{ K} \end{aligned}$$

şeklinde hesaplanır.

$T_{duv-ort,1\phi}$ tek-fazlı akış uzunluğu boyunca ortalama duvar sıcaklığını ifade etmektedir ve hesaplanabilmesi için bir kabul yapılması gerekmektedir. Bu hesaplamalarda tek-fazlı akış uzunluğu boyunca duvar sıcaklığında meydana gelen artış miktarı aynı bölgede akışkanın akış kesiti üzerine ortalaması alınmış

sıcaklığındaki artış miktarına eşit kabul edilmiştir. Yapılan bu kabule göre tek-fazlı akış uzunluğu boyunca ortalama duvar sıcaklığı

$$T_{duv-ort,1\phi} = T_{duv,HKB} - \frac{(T_{a,HKB} - T_{gir})}{2}$$

$$= (564,37 K) - \frac{(535,34 K) - (528,8 K)}{2} = 561,1 K$$

şeklinde hesaplanır.

P_{gir} , $T_{ort,1\phi}$ şartlarına bağlı olarak termodinamik ve termofiziksel özellikler TTPWS-v2.0 programı yardımıyla

$$\mu_s @ P_{gir}, T_{ort,1\phi} = 102,96 \times 10^{-6} \text{ Ns} / \text{m}^2$$

$$\rho_s @ P_{gir}, T_{ort,1\phi} = 788,84 \text{ kg} / \text{m}^3$$

ve P_{gir} , $T_{duv-ort,1\phi}$ şartlarına bağlı olarak viskozite ise

$$\mu_s @ P_{gir}, T_{duv-ort,1\phi} = 90,46 \times 10^{-6} \text{ Ns} / \text{m}^2$$

olarak belirlenir.

İki-fazlı akış uzunluğu boyunca meydana gelen toplam basınç düşümü de ivmelenmeden, yer çekiminden ve sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşenlerinden oluşmaktadır. Sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümünü belirlemek için iki-fazlı akış uzunluğu boyunca meydana gelen toplam basınç düşümünden ivmelenmeden ve yer çekiminden kaynaklanan basınç düşümü bileşenlerinin çıkarılması gerekir. Bu sebeple öncelikle iki-fazlı akış uzunluğu boyunca yer çekiminden ve ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümleri belirlenmelidir.

İki-fazlı akışta yer çekiminden kaynaklanan basınç düşümü Denklem (3.38)'den yararlanılarak

$$\Delta P_{yer} @ L_{2\phi} = \left(\frac{\alpha}{2} \rho_g @ P_{ort,2\phi} + \left(1 - \frac{\alpha}{2} \right) \rho_s @ P_{ort,2\phi} \right) g L_{2\phi}$$

$$= \left(\frac{0,751}{2} \times (37,83 \text{ kg} / \text{m}^3) + \left(1 - \frac{0,751}{2} \right) \times (735,77 \text{ kg} / \text{m}^3) \right) \times (9,806 \text{ m} / \text{s}^2) \times (2,34 \text{ m}) = 10\,869,39 \text{ Pa} \cong 10,87 \text{ kPa}$$

şeklinde hesaplanabilir.

Buradaki $P_{ort,2\phi}$ iki-fazlı akış uzunluğu $L_{2\phi}$ boyunca giriş ve çıkış basınç değerlerinin ortalaması olup

$$P_{ort,2\phi} = \frac{P_{HKB} + P}{2} = \frac{(7395,24 \text{ kPa}) + (7,05 \times 10^3 \text{ kPa})}{2} = 7222,62 \text{ kPa}$$

şeklinde hesaplanır.

İki-fazlı akış uzunluğu boyunca ortalama basınca ($P_{ort,2\phi}$) bağlı olarak termodinamik ve termofiziksel özellikler TTPWS-v2.0 programı yardımıyla

$$\rho_{g@P_{ort,2\phi}} = 37,83 \text{ kg} / \text{m}^3$$

$$\rho_{s@P_{ort,2\phi}} = 735,77 \text{ kg} / \text{m}^3$$

olarak belirlenir.

İki-fazlı akış uzunluğu boyunca yer çekiminden kaynaklanan basınç düşümü belirlendikten sonra, aynı uzunluk boyunca ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü Denklem (3.31)'e benzer şekilde giriş koşulu olarak iki-fazlı akışın başladığı HKB şartları dikkate alınarak

$$\Delta P_{ivm@L_{2\phi}} = G^2 \left[\left(\left(\frac{x_{din}^2}{\alpha \rho_{g@P}} \right) + \left(\frac{(1-x_{din})^2}{(1-\alpha)\rho_{s@P}} \right) \right)_{cik} - \left(\frac{1}{\rho_{s@P}} \right)_{HKB} \right] = (4365,52 \text{ kg} / \text{m}^2 \text{ s})^2 \times \left[\left(\left(\frac{0,22339^2}{0,751 \times (36,82 \text{ kg} / \text{m}^3)} \right) + \left(\frac{(1-0,22339)^2}{(1-0,751) \times (738,83 \text{ kg} / \text{m}^3)} \right) \right)_{cik} - \left(\frac{1}{732,72 \text{ kg} / \text{m}^3} \right)_{HKB} \right]$$

$$= 70\,862,83 \text{ Pa} \cong 70,86 \text{ kPa}$$

şeklinde hesaplanır.

İki-fazlı akışın başladığı HKB'deki boşluk oranı (α_{HKB}) ve dinamik kuruluk derecesi ($x_{din,HKB}$) değerleri bu bölgede henüz gaz fazı olmadığı için sifıra eşit olmaktadır.

İki-fazlı akış uzunluğu boyunca ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşenini hesaplayabilmek için çıkıştaki boşluk oranı (α) ve çıkıştaki dinamik kuruluk derecesi (x_{din}) değerleri hesaplanmalıdır. Bu iki değeri hesaplayabilmek için sırasıyla aşağıdaki işlemleri takip edilmiştir.

x_{din} değerini hesaplayabilmek için net buhar üretim noktasındaki termodinamik kuruluk derecesi (x_{NBU}) belirlenmelidir ve bu değer belirlenmesinde kullanılacak bağıntıyı seçebilmek için Peclet sayısına (Pe) ihtiyaç duyulmaktadır.

Peclet sayısı Denklem (4.11)'den yararlanılarak

$$Pe = \frac{G D_i c_{p,s}@ (P,T_a)_{HKB}}{k @ (P,T_a)_{HKB}}$$

$$= \frac{(4365,52 \text{ kg} / \text{m}^2 \text{ s}) \times (0,00545 \text{ m}) \times (4,9687 \text{ kJ} / \text{kg} \text{ K})}{0,6102 \times 10^{-3} \text{ kW} / \text{m} \text{ K}} = 193\,718,56$$

olarak hesaplanmıştır.

$Pe = 193\,718,56 > 70\,000$ olduğu için net buhar üretim noktasındaki termodinamik kuruluk derecesi Denklem (4.16)'da verilen Saha ve Zuber (1974) bağıntısına göre

$$x_{NBU} = -154 \frac{q''}{G h_{sg}@ P_{HKB}} = -154 \times \frac{1171,85 \text{ kW} / \text{m}^2}{(4365,52 \text{ kg} / \text{m}^2 \text{ s}) \times (1479,63 \text{ kJ} / \text{kg})} = -0,02794$$

olarak bulunur.

Boru çıkışındaki dinamik kuruluk derecesi (x_{din}) Kroeger ve Zuber (1968) tarafından önerilen Denklem (3.32)'ye göre

$$x_{din} = \frac{x - x_{NBU} \exp\left(\frac{x}{x_{NBU}} - 1\right)}{1 - x_{NBU} \exp\left(\frac{x}{x_{NBU}} - 1\right)}$$

$$= \frac{0,22339 - (-0,02794) \times \exp\left(\frac{0,22339}{(-0,02794)} - 1\right)}{1 - (-0,02794) \times \exp\left(\frac{0,22339}{(-0,02794)} - 1\right)} = 0,22339$$

şeklinde hesaplanabilir.

Çıkıştaki boşluk oranı (α) ise Denklem (3.33)'teki Zuber ve Findlay (1965) bağıntısına göre

$$\alpha = \frac{x_{din} \rho_{s@P} G}{G C_o (x_{din} \rho_{s@P} + (1 - x_{din}) \rho_{g@P}) + \rho_{s@P} \rho_{g@P} u_{gj}}$$

$$= \frac{0,22339 \times 738,83 \times 4365,52}{4365,52 \times 1,13 \times (0,22339 \times 738,83 + (1 - 0,22339) \times 36,82) + 738,83 \times 36,82 \times 0,172}$$

$$= 0,751$$

olarak hesaplanır.

Burada sürüklenme hızı olarak tanımlanan u_{gj} ifadesi Denklem (3.34)'e göre

$$u_{gj} = 1,41 \left(\frac{\sigma_{@P} g (\rho_{s@P} - \rho_{g@P})}{\rho_{s@P}^2} \right)^{1/4}$$

$$= 1,41 \times \left(\frac{(0,01752 \text{ N/m}) \times (9,806 \text{ m/s}^2) \times ((738,83 \text{ kg/m}^3) - (36,82 \text{ kg/m}^3))}{(738,83 \text{ kg/m}^3)^2} \right)^{1/4}$$

$$= 0,172$$

olarak hesaplanırken, dağılım parametresi (C_o) Zuber ve Findlay (1965)'in önerdiği gibi 1,13 olarak kabul edilmiştir.

İki-fazlı akış uzunluğu boyunca sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü ise

$$\Delta P_{sur,2\phi@L2\phi} = \Delta P_{@L2\phi} - \Delta P_{yer@L2\phi} - \Delta P_{ivm@L2\phi}$$

$$\begin{aligned}
&= (336,84 \text{ kPa}) - (10,86 \text{ kPa}) - (70,86 \text{ kPa}) \\
&= 255,12 \text{ kPa}
\end{aligned}$$

şeklinde bulunur.

Böylece iki-fazlı akış sürtünme çarpanını belirlemek için gereken tüm değerler belirlendikten sonra Denklem (5.1) kullanılarak iki-fazlı akış sürtünme çarpanı elde edilmektedir.

$$\begin{aligned}
\phi_{so}^2 &= \frac{\Delta P_{sur,2\phi@L2\phi}}{\Delta P_{sur,1\phi@L2\phi}} \\
&= \frac{255,12 \text{ kPa}}{105,4 \text{ kPa}} = 2,42
\end{aligned}$$

Bu bölümde uygulama örneği anlatılan hesaplama yöntemi Nusselt sayısının hesaplanmasında farklı bağıntılar kullanılması dışında değişiklik içermeksizin Çizelge 6.1’de gösterilen ısıtılmış düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarının tamamına uygulanmıştır.

Literatürde bulunan Nusselt sayısı bağıntılarının hepsi teker teker her bir araştırmacıya ait deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçları için test edilmiştir ve nihai hesaplamalar yapılırken uygun olduğu belirlenen bağıntılar kullanılmıştır. Farklı araştırmacılara ait deneysel basınç düşümü ölçümleri için kullanılan Nusselt sayısı bağıntıları Çizelge 6.4’te gösterilmektedir.

Kullanılacak Nusselt bağıntılarının belirlenebilmesi için Dittus-Boelter (1930) Denklem (4.4), Colburn (1933) Denklem (4.7), Rohsenow ve Clark (1951) Denklem (4.8), Dormer ve Bergles (1964) Denklem (4.9), Saha ve Zuber (1974) Denklem (4.18) ve Saha ve Zuber (1974) Denklem (4.17) - (4.18) bağıntılarının her biri basınç düşümü ölçüm kaynaklarına ayrı ayrı uygulanmış, sonuçlar bağıntılar oluşturulurken kullanılan ölçüm kaynaklarının özellikleri de dikkate alınarak yorumlanmış ve ölçüm kaynakları için en uygun olan Nusselt sayısı bağıntısı belirlenmiştir.

Çizelge 6.4 : Isıtılmış düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçümleri ve kullanılan Nusselt sayısı bağıntıları.

Basınç Düşümü Ölçümleri Kaynağı	Kullanılan Nusselt Sayısı Bağıntısı
Alessandrini vd. (1963)	Saha ve Zuber (1974), Denklem (4.18)
Peterlongo vd. (1964)	Saha ve Zuber (1974), Denklem (4.18)
Leung (1994)	Rohsenow ve Clark (1951), Denklem (4.8)
Olekhnovitch (1997)	Saha ve Zuber (1974), Denklem (4.17) - (4.18)
Olekhnovitch vd. (2004)	Saha ve Zuber (1974), Denklem (4.17) - (4.18)

6.2 Adyabatik Düşey Borularda Sıvı Su-Buhar Akışında Deneysel Basınç Düşümü Ölçümlerinde İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Hesaplanma Yöntemi

Hesaplama yöntemi, Çizelge 8.2’de gösterilen adyabatik düşey borularda sıvı su-buhar akışı deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarına aşağıda anlatılan şekilde uygulanabilmektedir.

Adyabatik düşey borularda akışkan boru içerisine iki-fazlı olarak girmekte ve borunun toplam uzunluğu boyunca iki-fazlı akış gerçekleşmektedir. Yani

$$L_{2\phi} = L$$

olmaktadır.

Denklem (3.19)’da belirtilen D’arcy-Weisbach denklemine göre iki-fazlı akış uzunluğu boyunca tek-fazlı adyabatik akışta sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü

$$\Delta P_{sur,1\phi,ady @L_{2\phi}} = f \frac{L_{2\phi} G^2}{2 D_i \rho_s @ (P,T)_{gir}}$$

şeklinde hesaplanmaktadır.

Burada, tek-fazlı sürtünme katsayısı f Denklem (3.22)’de sunulan Chen (1979) korelasyonu kullanılarak hesaplanırken bu korelasyondaki Reynolds sayısı Denklem (4.11)’den yararlanılarak

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left(\frac{\left(\frac{k_s}{D_i} \right)}{3,7065} - \frac{5,0452}{\text{Re}} \log \left(\frac{\left(\frac{k_s}{D_i} \right)^{1,1098}}{2,8257} + \frac{5,8506}{\text{Re}^{0,8981}} \right) \right)$$

$$\text{Re} = \frac{G D_i}{\mu_{s@P_{gir}}}$$

şeklinde hesaplanmaktadır.

Adyabatik boru içerisinde herhangi bir yerde tek-fazlı akış gerçekleşmediği varsayıldığı için

$$\Delta P_{1\phi @ L_{1\phi}} = \Delta P_{yer,1\phi @ L_{1\phi}} + \Delta P_{sur,1\phi @ L_{1\phi}} = 0$$

$$\Delta P_{yer,1\phi @ L_{1\phi}} = 0$$

$$\Delta P_{sur,1\phi @ L_{1\phi}} = 0$$

değerleri sıfır olmaktadır. Bu sebeple ölçüm sonucu elde edilmiş olan basınç düşümü değeri

$$\Delta P_{@L_{2\phi}} = \Delta P - \Delta P_{1\phi @ L_{1\phi}} = \Delta P - 0 = \Delta P$$

şeklinde iki-fazlı basınç düşümü değeri olmaktadır.

İki-fazlı akışta yer çekiminden kaynaklanan basınç düşümü Denklem (3.37)'den yararlanılarak

$$\Delta P_{yer @ L_{2\phi}} = (\alpha \rho_{g@P_{ort,2\phi}} + (1 - \alpha) \rho_{s@P_{ort,2\phi}}) g L_{2\phi}$$

şeklinde hesaplanırken ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü Denklem (3.31)'e benzer şekilde

$$\Delta P_{ivm @ L_{2\phi}} = G^2 \left[\left(\left(\frac{x_{din}^2}{\alpha \rho_{g@P}} \right) + \left(\frac{(1 - x_{din})^2}{(1 - \alpha) \rho_{s@P}} \right) \right)_{cik} - \left(\frac{1}{\rho_{s@P}} \right)_{HKB} \right]$$

bağıntısı kullanılarak hesaplanmaktadır.

Çıkıştaki termodinamik kurulum derecesi (x) değeri ilgili kaynakta araştırmacı tarafından verilmiş olsa dahi borulardaki basınç düşümünü dikkate alarak yazılan

Denklem (6.2) yardımıyla yeniden hesaplanmış olup çıkıştaki dinamik kuruluk derecesine (x_{din}) eşit kabul edilmiştir.

$$x_{din} = x$$

Çıkıştaki boşluk oranı (α) Denklem (3.33)'teki Zuber ve Findlay (1965) bağıntısına göre

$$\alpha = \frac{x_{din} \rho_{s@P} G}{G C_o (x_{din} \rho_{s@P} + (1 - x_{din}) \rho_{g@P}) + \rho_{s@P} \rho_{g@P} u_{gj}}$$

olarak hesaplanırken sürüklenme hızı olarak tanımlanan u_{gj} ifadesi Denklem (3.34)'e göre

$$u_{gj} = 1,41 \left(\frac{\sigma_{@P} g (\rho_{s@P} - \rho_{g@P})}{\rho_{s@P}^2} \right)^{1/4}$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Dağılım parametresi (C_o) ise Zuber ve Findlay (1965)'in önerdiği gibi 1,13 olarak kabul edilmiştir.

Isıtma yapılmadığı için girişteki boşluk oranı (α_{gir}) çıkıştaki boşluk oranına (α) eşit kabul edilmiştir.

$$\alpha_{gir} = \alpha$$

İki-fazlı akış uzunluğu ($L_{2\phi}$) boyunca sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü

$$\Delta P_{sur,2\phi@L_{2\phi}} = \Delta P_{@L_{2\phi}} - \Delta P_{yer@L_{2\phi}} - \Delta P_{ivm@L_{2\phi}}$$

şeklinde hesaplanmaktadır.

İki-fazlı akış sürtünme çarpanını belirlemek için gereken değerler belirlendikten sonra Denklem (5.1) kullanılarak iki-fazlı akış sürtünme çarpanı

$$\phi_{so}^2 = \frac{\Delta P_{sur,2\phi@L_{2\phi}}}{\Delta P_{sur,1\phi@L_{2\phi}}}$$

şeklinde bulunmaktadır.

6.3 Deneysel Ölçüm Verilerinin Seçim Kıstasları ve Hesaplama Yöntemiyle Belirlenen İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Örnekleri

Önceki alt bölümlerde ısıtılmış ve adyabatik düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçları için hesaplama yöntemi anlatılmıştır.

Hesaplamalara başlamadan önce kullanılacak olan ısıtılmış ve adyabatik düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçüm sonuçlarının güvenilir olup olmadığı tek tek test edilip uygun görülmeyenlerin elenmesi gerekmektedir. Ayrıca hesaplamalar devam ederken elde edilen bazı sonuçlara göre de kullanılması uygun görülmeyen veriler elenmelidir. Verilerin test edilmesi için Çizelge 6.5'te gösterilen ve Groeneveld vd. (2007) tarafından kritik ısı akısı için tarama tablosu oluşturmada kullanılan seçim kıstasları ile birlikte Çizelge 6.6'da gösterilen ve bu çalışma sürecinde belirlenen ilave kabul edilme kıstasları kullanılmıştır. Bu tez çalışmasında Çizelge 6.6'da görüldüğü gibi Groeneveld vd. (2007) tarafından belirlenen kütleli akı (G) üst sınırı $8000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ değerinden $10\,000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ değerine çıkartılmıştır.

Çizelge 6.5 : Kritik ısı akısı için tarama tablosu kabul edilme kıstasları (Groeneveld vd., 2007).

Parametre	Kabul Edilme Kıstası
D_i (mm)	$3 < D_i < 25$
P (kPa)	$100 < P < 21\,000$
G ($\text{kg/m}^2\text{s}$)	$0 < G < 8000$
x_{CHF}	$x_{CHF} < 1,0$
T_{gir} ($^{\circ}\text{C}$)	$T_{gir} > 0,01$
$L/D_i, x_{gir} < 0$	$x_{KIA} > 0$ için $L/D_i > 50, x_{KIA} < 0$ için $L/D_i > 25$
$L/D_i, x_{gir} > 0$	$L/D_i > 100$
Isıl denge	Hata $< \%5$
Diğer	İkili tekrarların olmaması

Çizelge 6.6 : Isıtılmış borulardaki basınç düşümü ölçümleri için bu tez çalışması sürecinde belirlenen ilave veri kabul edilme kısıtları.

Parametre	Kabul Edilme Kısıtası
G ($kg / m^2 s$)	$0 < G < 10\ 000$
ΔP (kPa)	$\Delta P > 0$
x	$x_{HKB} < x$
q''	$q'' > 0$
ϕ_{so}^2 , ΔP bileşeni	$\phi_{so}^2 > 1$ veya ΔP bileşeni > 0

Çizelge 6.5 ve Çizelge 6.6’ da yer alan kabul edilme kısıtlarının tümü kullanılarak yapılan testlerin sonucunda elenen ısıtılmış ve adyabatik düşey borularda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçümleri Çizelge 6.7’de ayrıntıları belirtilerek gösterilmiştir.

Çizelge 6.7 : Seçim kısıtları uygulanması sonucu elenen veriler.

Parametre	Seçim Kısıtası	Alındıkları Kaynaklara Göre Elenen Veri Sayısı						Toplam
		Alessandrini vd.(1963) Adyabatik	Alessandrini vd. (1963)	Peterlongo vd. (1964)	Leung (1994)	Olekhovitch (1997)	Olekhovitch vd. (2004)	
Toplam veri sayısı		208	48	79	1141	479	8574	10,529
D_i (mm)	$3 < D_i < 25$	-	-	-	-	-	-	-
P (kPa)	$100 < P < 21000$	-	-	-	-	-	-	-
G (kg/m ² s)	$0 < G < 10000$	-	-	-	-	-	-	-
x	$x < 1,0$	-	-	-	-	-	-	-
T_{gir} (°C)	$T_{gir} > 0,01$	-	-	-	-	-	-	-
$L/D_i, x_{gir} < 0$	$x > 0$ için $L/D_i > 50, x < 0$ için $L/D_i > 25$	-	-	-	-	-	-	-
$L/D_i, x_{gir} > 0$	$L/D_i > 100$	-	-	-	-	-	-	-
Isıl denge	Hata < %5	X	-	-	-	-	-	-
Diğer	İkili tekrarlar olmaması	-	-	-	-	-	-	-
ΔP (kPa)	$\Delta P > 0$	-	-	-	64	-	-	64
x	$x_{HKB} < x$	X	-	-	103	-	49	152
q''	$q'' > 0$	X	-	-	60	-	-	60
$\phi_{so}^2, \Delta P$ bileşeni	$\phi_{so}^2 > 1$ veya ΔP bileşeni > 0	10	-	-	86	-	587	683
Elenen veri sayısı		-	-	-	313	-	636	959
Kullanılan veri sayısı		198	48	79	828	479	7938	9570

Çizelge 6.7’de bulunan seçim kıstaslarından bir kısmının adyabatik veri kaynağı için uygulanması mümkün değildir. Bu sebeple Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağı ile uygulanmayacak seçim kıstaslarının kesişim bölümlerine X işareti konulmuştur.

Eleme kıstaslarına göre yapılan testler sonucunda Alessandrini vd. (1963), Peterlongo vd. (1964) ve Olekhovitch (1997) veri kaynaklarında bulunan ölçüm sonuçlarının hepsinin güvenilir olduğuna hükmedilmiştir.

Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağındaki 10 adet ölçüm sonucu iki-fazlı akış sürtünme çarpanı değeri birden küçük veya basınç düşümü bileşenlerinden birinin değeri sıfırdan küçük olarak hesaplandığı için elenmiştir.

Leung (1994) veri kaynağındaki 64 adet ölçüm sonucu toplam basınç düşümü değeri sıfır olarak rapor edildiği için, 103 adet ölçüm sonucu iki fazlı akış gerçekleşmediği için, 60 adet ölçüm sonucu ısı akısı olmadığı (adyabatik olduğu) için ve 86 adet ölçüm sonucu iki-fazlı akış sürtünme çarpanı değeri birden küçük veya basınç düşümü bileşenlerinden birinin değeri sıfırdan küçük olarak hesaplandığı için elenmiştir.

Olekhovitch vd. (2004) veri kaynağındaki 49 adet ölçüm sonucu iki fazlı akış gerçekleşmediği için ve 587 adet ölçüm sonucu da iki-fazlı akış sürtünme çarpanı değeri birden küçük veya basınç düşümü bileşenlerinden birinin değeri sıfırdan küçük olarak hesaplandığı için elenmiştir.

Eleme işlemi gerçekleştirildikten sonra hesaplamalarda kullanılmak üzere elimizde 198 adet adyabatik düşey boruda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçümü sonucu ve 9372 adet ısıtılmış düşey boruda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçümü sonucu kalmıştır.

Geriye kalan ısıtılmış düşey boruda sıvı su-buhar akışında deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarına ait iki-fazlı akış sürtünme çarpanı değerleri hesaplama yöntemi kullanılarak belirlenmiştir. Farklı veri kaynaklarına ait bazı ölçüm sonuçları için hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanları örnek olarak Çizelge 6.8-6.13’te sunulmuştur.

Çizelge 6.8 : Alessandrini vd. (1963) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri.

Kod	D_i (m)	L_q (m)	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	ΔP (kPa)	ϕ_{so}^2 -
.470BN.	0,01520	2,45	5001	1150,0	0,5237	1726,00	56,88	11,62
.471BN.	0,01520	2,45	5001	1150,0	0,5268	1735,00	56,88	11,56
.467BD.	0,01520	2,45	5011	3760,0	0,1796	2370,00	136,31	2,89
.483BND.	0,01520	2,45	5011	3890,0	0,0994	2381,00	99,05	2,18

Çizelge 6.9 : Peterlongo vd. (1964) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri.

Kod	D_i (m)	L_q (m)	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	ΔP (kPa)	ϕ_{so}^2 -
.17BN.	0,01510	4,02	4992	1150,0	0,5946	1154,00	79,43	9,86
.18B(N)	0,01510	4,02	4992	1130,0	0,6015	1141,00	78,45	10,01
.57BN.	0,01510	4,02	4992	2280,0	0,3115	1833,00	125,53	5,91
.58B(N)	0,01510	4,02	4992	2280,0	0,3151	1845,00	125,53	5,85

Çizelge 6.10 : Leung (1994) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri.

Kod	D_i (m)	L_q (m)	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	ΔP (kPa)	ϕ_{so}^2 -
DPB94305	0,00545	2,50	9710	4932,2	0,0603	587,33	199,37	1,06
DPB94307	0,00545	2,50	9710	4922,4	0,1258	820,95	260,26	1,41
DPP77334	0,00545	2,50	7030	7098,2	0,3244	2480,83	826,54	1,92
DPP77335	0,00545	2,50	7030	7098,2	0,3272	2496,95	826,83	1,92

Çizelge 6.11 : Olekhovitch (1997) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri.

Kod	D_i (m)	L_q (m)	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	ΔP (kPa)	ϕ_{so}^2 -
26	0,0080	1,00	539	1010,0	0,4078	2437,00	192,00	108,29
27	0,0080	1,00	525	997,0	0,4005	2363,00	191,00	112,02
201	0,0080	1,80	825	3030,0	0,3273	2339,00	852,00	33,22
202	0,0080	1,80	828	3021,0	0,3367	2102,00	893,00	31,43

Çizelge 6.12 : Olekhovitch vd. (2004) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri.

Kod	D_i (m)	L_q (m)	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	ΔP (kPa)	ϕ_{so}^2 -
825	0,01260	2,00	999	997,1	0,0364	175,24	20,24	3,19
826	0,01260	2,00	1006	1000,0	0,0429	198,48	20,55	3,29
4001	0,01570	2,00	2985	1001,2	0,3074	1173,79	38,17	14,12
4002	0,01570	2,00	2993	996,3	0,3186	1208,24	39,30	14,86

Çizelge 6.13 : Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemiyle belirlenen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri.

Kod	D_i (m)	L (m)	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	ΔP (kPa)	ϕ_{so}^2 -
.407.	0,02490	2,5	4992	1090,0	0,4090	0	23,83	15,85
.408.	0,02490	2,5	4992	1090,0	0,2840	0	19,12	11,75
.106.	0,01520	1,66	5001	3710,0	0,6050	0	183,19	10,66
.109.	0,01520	1,66	5001	3710,0	0,5040	0	165,73	9,77

6.4 İki-Fazlı Akışta Basınç Düşümü Bileşenlerinin İrdelenmesi ve Karşılaştırılması

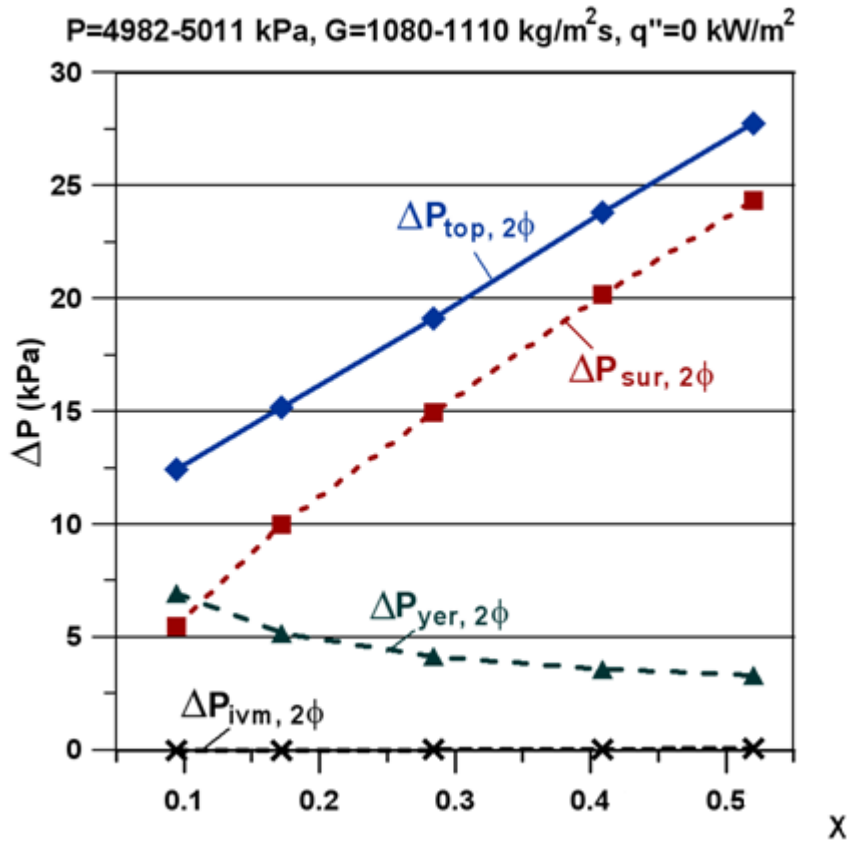
Bu bölümde iki-fazlı akış uzunluğu boyunca meydana gelen ve deneysel toplam basınç düşümü ölçüm değerlerinden hesaplanarak belirlenen basınç düşümü bileşenlerine ait değerler irdelenmiştir. Kıyaslama yapmak için Klausner vd. (1990)'da yapılmış olan çalışmadan da faydalanılmıştır. Klausner vd. (1990)'da yapılan çalışmada akışkan olarak R11, Alessandrini vd. (1963) ve Leung (1994)'te ise sıvı su-buhar çifti kullanılmıştır.

Çizelge 6.14-6.16'da sunulan düşey adyabatik borulardaki basınç düşümü ölçüm verileri kullanılarak, Şekil 6.2-6.4'te verilen ve iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini gösteren grafikler çizdirilmiştir. Her üç şekilde de ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşeni sıfır veya sıfıra çok yakındır ve trendi termodinamik kuruluk derecesi ile değişmemektedir. Yer çekiminden kaynaklanan basınç düşümü bileşeni termodinamik kuruluk derecesi arttıkça azalan bir trend göstermektedir.

Sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşeni ise termodinamik kuruluk derecesi arttıkça artan bir trend göstermektedir. Adyabatik veriler kullanılarak çizdirilen basınç düşümü bileşenlerine ait grafiklerde görülen trendler birbiri ile örtüşmektedir.

Çizelge 6.14 : Alessandrini vd. (1963) adyabatik düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.2) çizdirmek için kullanılan veriler.

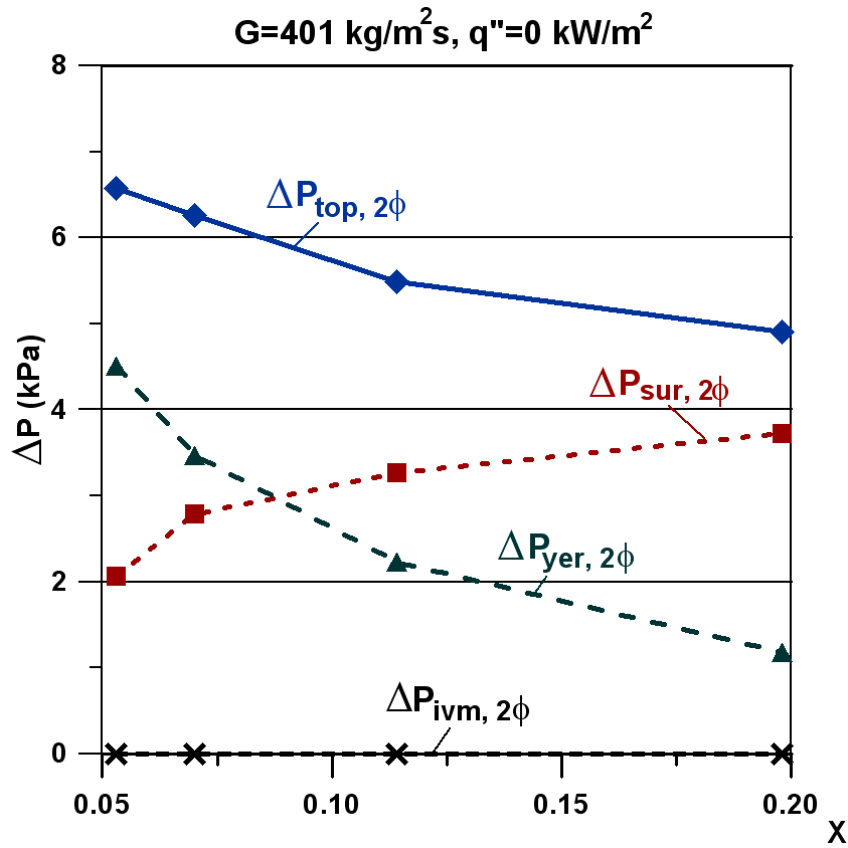
Kod	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
.410.	4982	1100	0,094	0	12,45	5,49	6,96	0
.409.	4992	1110	0,172	0	15,20	10,01	5,18	0
.408.	4992	1090	0,284	0	19,12	14,97	4,14	0,02
.407.	4992	1090	0,409	0	23,83	20,19	3,59	0,05
.406.	5011	1080	0,520	0	27,75	24,35	3,32	0,08



Şekil 6.2 : Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağında bulunan P=4982-5011 kPa ve G=1080-1110 kg/m²s değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.15 : Klausner vd. (1990) adyabatik düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.3) çizdirmek için kullanılan veriler.

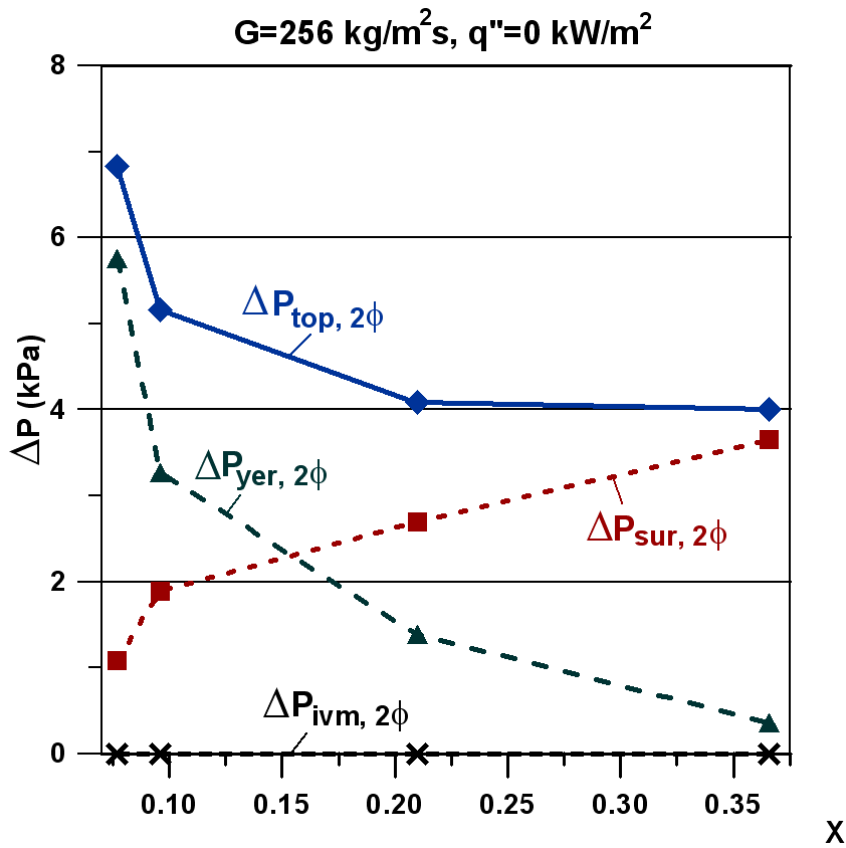
G (kg/m^2s)	x	q'' (kW/m^2)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
401	0,053	0	6,57	2,06	4,51	0
401	0,07	0	6,26	2,79	3,47	0
401	0,114	0	5,49	3,27	2,23	0
401	0,198	0	4,90	3,73	1,18	0



Şekil 6.3 : Klausner vd. (1990) adyabatik veri kaynağında bulunan $G=401 \text{ kg/m}^2\text{s}$ değerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.16 : Klausner vd. (1990) adyabatik düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.4) çizdirmek için kullanılan veriler.

G (kg/m^2s)	x -	q'' (kW/m^2)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
256	0,077	0	6,84	1,08	5,76	0
256	0,096	0	5,16	1,89	3,27	0
256	0,210	0	4,08	2,70	1,38	0
256	0,366	0	4,00	3,65	0,35	0



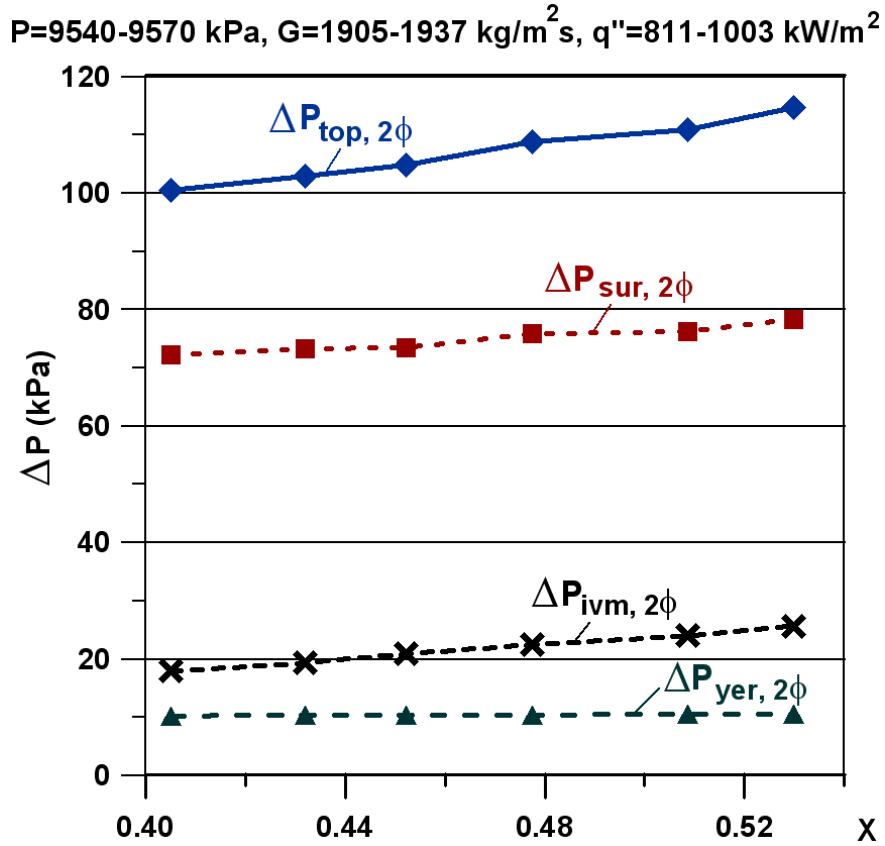
Şekil 6.4 : Klausner vd. (1990) adyabatik veri kaynağında bulunan $G=256 kg/m^2s$ değerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.17-6.24'te sunulan düşey ısıtılmış borulardaki basınç düşümü ölçüm verileri kullanılarak, Şekil 6.5-6.12'de verilen ve iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini gösteren grafikler çizdirilmiştir. Şekillerden ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşeninin termodinamik kuruluk derecesi arttıkça az da olsa artan bir trend gösterdiği anlaşılmaktadır. Yer çekiminden kaynaklanan basınç düşümü bileşeni termodinamik

kuruluk derecesi arttıkça Leung (1994) verileri için çok değişmezken Klausner vd. (1990) verileri için azalan bir trend göstermektedir. Sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşeni ise termodinamik kuruluk derecesi arttıkça genel olarak artan bir trend göstermektedir.

Çizelge 6.17 : Leung (1994) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.5) çizdirmek için kullanılan veriler.

Kod	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
DPP92206	9540	1905,412	0,40511	811,3690	100,46	72,19	10,30	17,97
DPP92207	9550	1907,555	0,43201	849,6830	103,02	73,29	10,37	19,36
DPP92208	9570	1934,561	0,45215	891,0341	104,89	73,51	10,42	20,96
DPP92209	9550	1936,704	0,47747	928,8808	108,86	75,87	10,48	22,51
DPP92210	9560	1923,416	0,50868	967,8957	110,86	76,30	10,53	24,03
DPP92211	9540	1934,132	0,52992	1002,9390	114,69	78,39	10,58	25,71

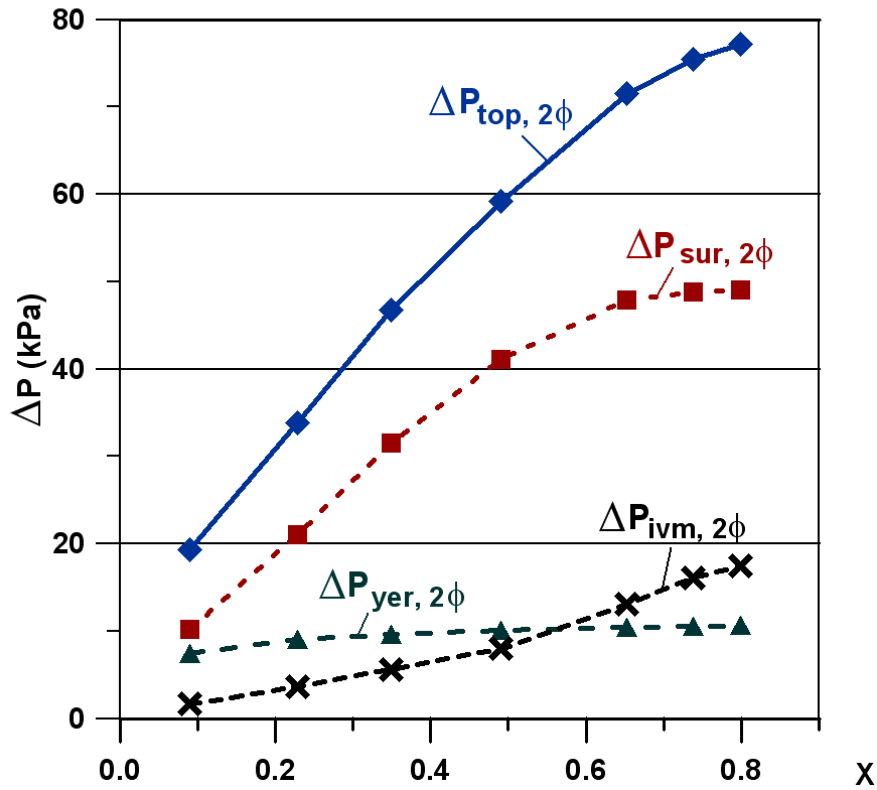


Şekil 6.5 : Leung (1994) veri kaynağında bulunan $P=9540-9570$ kPa, $G=1905-1937$ kg/m²s ve $q''=811-1003$ kW/m² değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.18 : Leung (1994) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimini (Şekil 6.6) çizdirmek için kullanılan veriler.

Kod	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
DPB91502	9550	1172,825	0,09008	235,4909	19,33	10,21	7,49	1,63
DPB91503	9550	1154,821	0,22811	354,6381	33,80	21,06	9,06	3,68
DPB91504	9550	1162,537	0,34875	464,9077	46,78	31,49	9,64	5,65
DPB91505	9540	1134,674	0,49102	571,2056	59,24	41,15	10,10	7,99
DPP91506	9550	1186,971	0,65235	734,7410	71,50	47,95	10,45	13,10
DPP91509	9550	1189,114	0,73796	811,3690	75,46	48,79	10,56	16,11
DPP91510	9550	1153,964	0,79915	836,8338	77,22	49,11	10,64	17,47

$P=9540-9550$ kPa, $G=1134-1190$ kg/m² s, $q''=235-837$ kW/m²

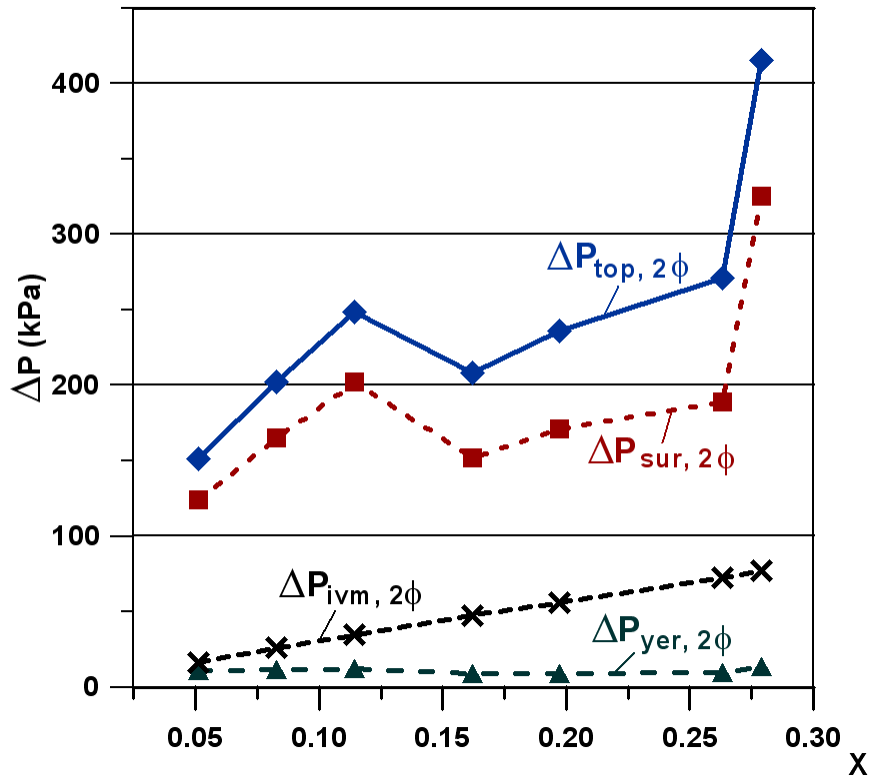


Şekil 6.6 : Leung (1994) veri kaynağında bulunan $P=9540-9550$ kPa, $G=1134-1190$ kg/m² s ve $q''=235-837$ kW/m² değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kurulum derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.19 : Leung (1994) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.7) çizdirmek için kullanılan veriler.

Kod	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
DPB94203	9630	4777,033	0,05113	352,3019	151,13	124,01	10,65	16,46
DPB94204	9630	4774,889	0,08282	469,5801	202,43	165,07	11,56	25,81
DPB94205	9630	4762,887	0,11441	581,2514	248,47	202,05	11,98	34,45
DPB94511	9620	4790,750	0,16201	1287,2569	208,49	152,06	8,79	47,64
DPB94512	9620	4760,744	0,19729	1402,6661	236,31	171,17	9,12	56,02
DPC94514	9630	4756,028	0,26311	1624,8406	271,11	189,07	9,62	72,42
DPB94109	9630	4773,175	0,27914	1054,1022	415,63	325,26	13,38	76,99

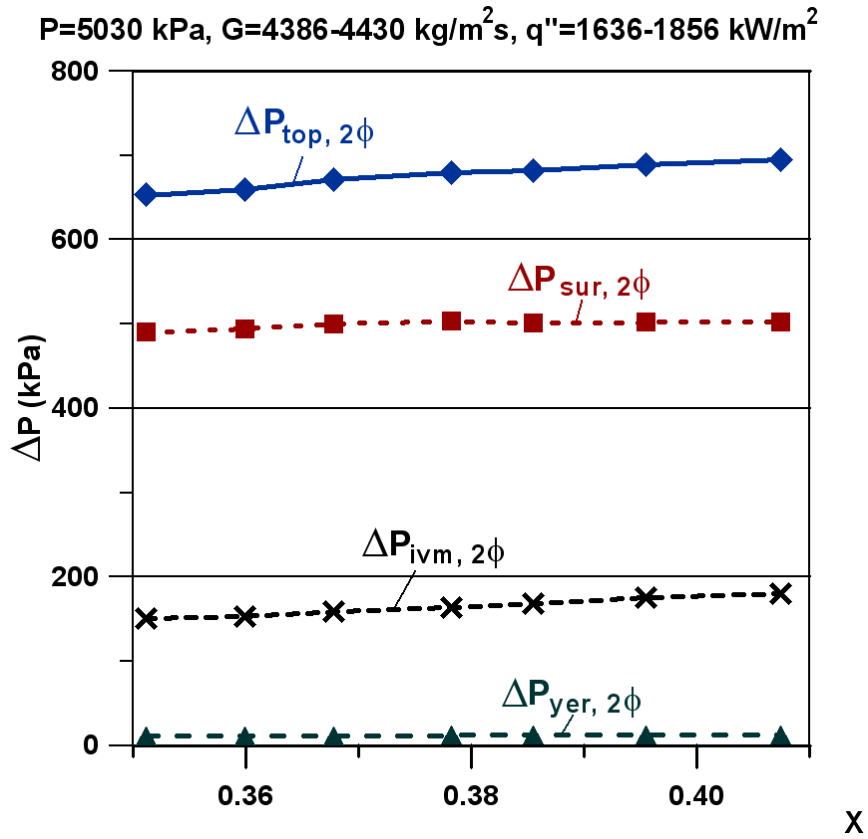
$P=9620-9630$ kPa, $G=4756-4791$ kg/m²s, $q''=352-1625$ kW/m²



Şekil 6.7 : Leung (1994) veri kaynağında bulunan $P=9620-9630$ kPa, $G=4756-4791$ kg/m²s ve $q''=352-1625$ kW/m² değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.20 : Leung (1994) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.8) çizdirmek için kullanılan veriler.

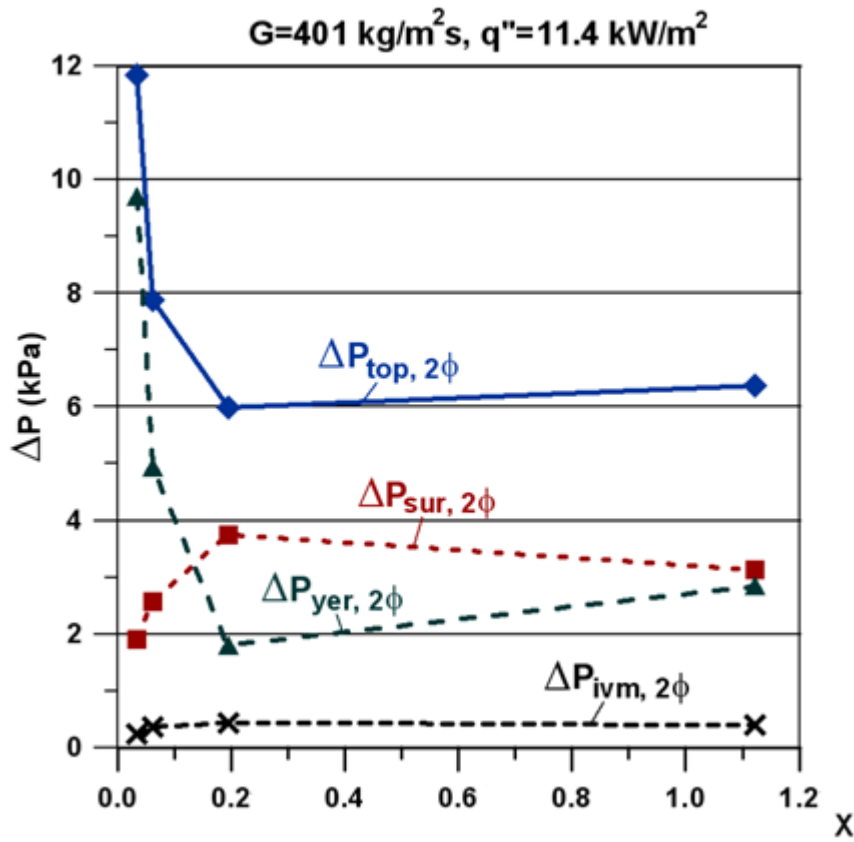
Kod	P (kPa)	G (kg/m ² s)	x -	q'' (kW/m ²)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
DPC54214	5030	4416,955	0,35113	1636,7553	653,18	490,30	12,09	150,79
DPP54214	5030	4386,520	0,35995	1660,8183	659,46	494,22	12,11	153,13
DPP54215	5030	4410,525	0,36778	1699,1323	671,12	500,12	12,13	158,86
DPP54216	5030	4403,666	0,37825	1740,7170	679,15	503,12	12,15	163,89
DPP54217	5030	4411,382	0,38549	1772,2560	681,48	500,93	12,17	168,38
DPP54218	5030	4429,386	0,39551	1818,2795	689,42	501,87	12,20	175,35
DPP54219	5030	4407,524	0,40747	1855,6590	694,98	502,34	12,23	180,41



Şekil 6.8 : Leung (1994) veri kaynağında bulunan P=5030 kPa, G=4386-4430 kg/m²s ve q''=1636-1856 kW/m² değerlerine sahip ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.21 : Klausner vd. (1990) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.9) çizdirmek için kullanılan veriler.

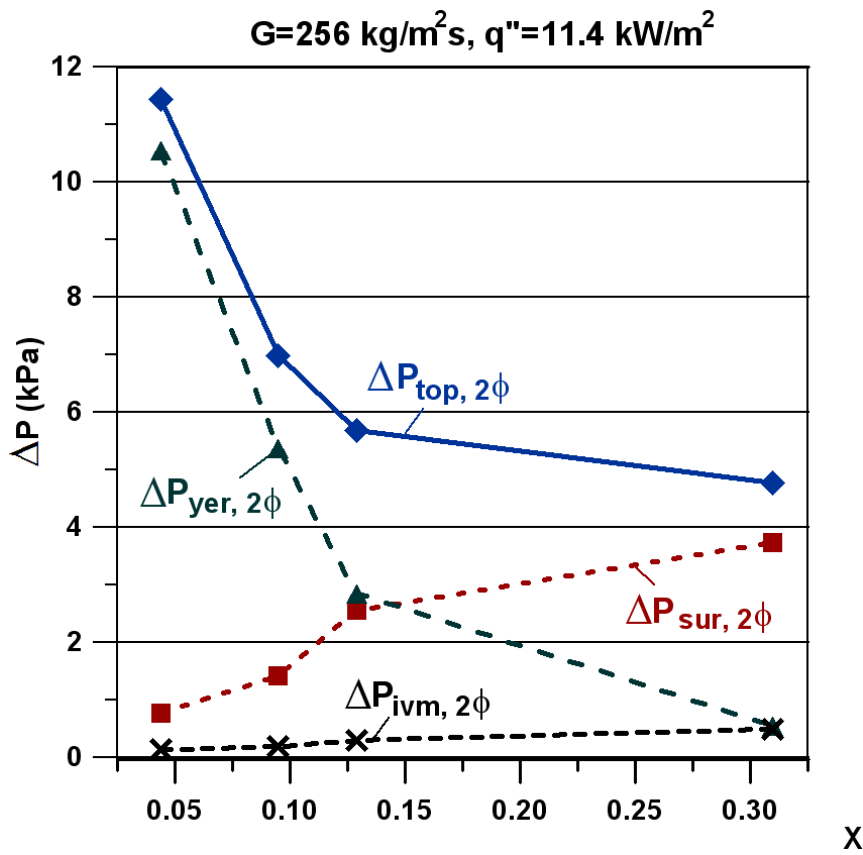
G (kg/m^2s)	x	q'' (kW/m^2)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
401	0,034	11,4	11,85	1,90	9,71	0,24
401	0,062	11,4	7,88	2,58	4,94	0,36
401	0,194	11,4	5,99	3,75	1,80	0,44
401	1,121	11,4	6,36	3,13	2,84	0,39



Şekil 6.9 : Klausner vd. (1990) veri kaynağında bulunan $G=401 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ve $q''=11,4 \text{ kW/m}^2$ değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.22 : Klausner vd. (1990) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.10) çizdirmek için kullanılan veriler.

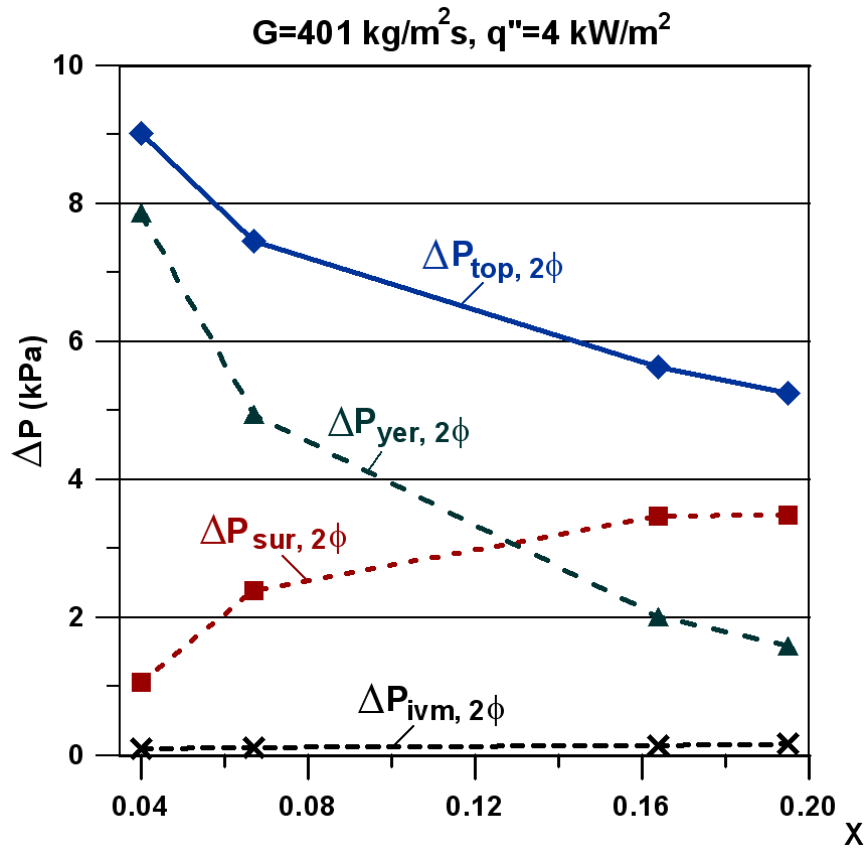
G (kg/m^2s)	x	q'' (kW/m^2)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
256	0,044	11,4	11,43	0,76	10,54	0,13
256	0,095	11,4	6,97	1,42	5,36	0,19
256	0,129	11,4	5,69	2,55	2,84	0,29
256	0,310	11,4	4,77	3,74	0,54	0,49



Şekil 6.10 : Klausner vd. (1990) veri kaynağında bulunan $G=256 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ve $q''=11,4 \text{ kW/m}^2$ değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.23 : Klausner vd. (1990) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.11) çizdirmek için kullanılan veriler.

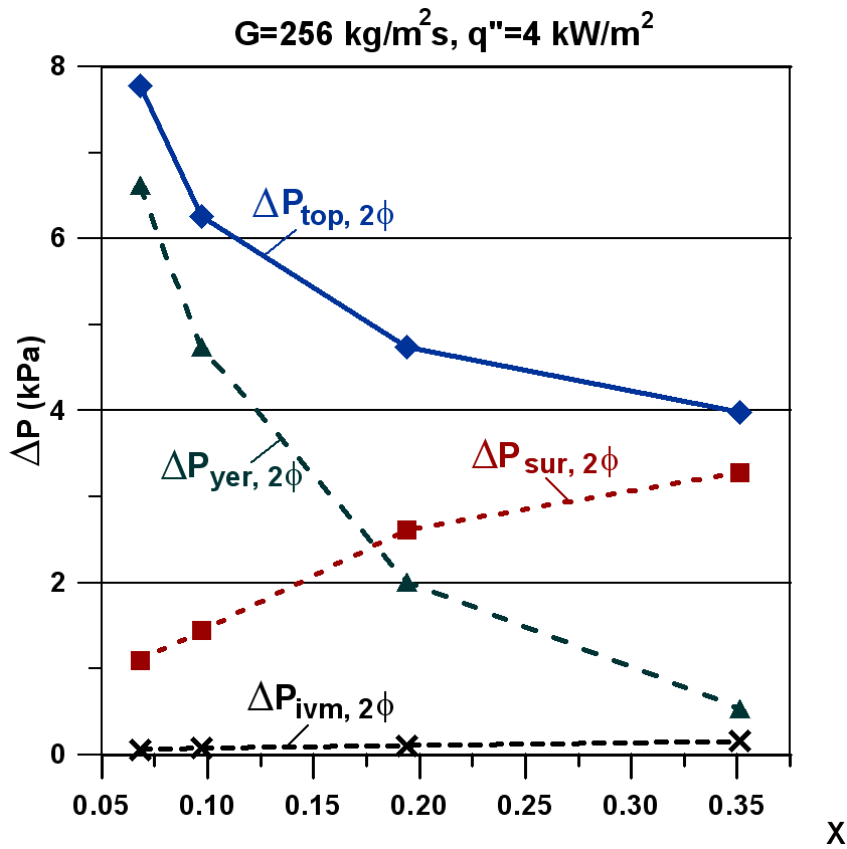
G (kg/m^2s)	x	q'' (kW/m^2)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
401	0,040	4	9,02	1,06	7,86	0,10
401	0,067	4	7,45	2,39	4,94	0,12
401	0,164	4	5,63	3,47	2,01	0,15
401	0,195	4	5,25	3,49	1,59	0,17



Şekil 6.11 : Klausner vd. (1990) veri kaynağında bulunan $G=401 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ve $q''=4 \text{ kW/m}^2$ değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Çizelge 6.24 : Klausner vd. (1990) ısıtılmış düşey borulardaki toplam basınç düşümü ölçüm sonuçları kullanılarak hesaplanan iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimini (Şekil 6.12) çizdirmek için kullanılan veriler.

G (kg/m^2s)	x	q'' (kW/m^2)	$\Delta P_{2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{sur,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{yer,2\phi}$ (kPa)	$\Delta P_{ivm,2\phi}$ (kPa)
256	0,068	4	7,78	1,10	6,62	0,06
256	0,097	4	6,26	1,44	4,74	0,08
256	0,194	4	4,74	2,62	2,01	0,11
256	0,351	4	3,98	3,29	0,54	0,16



Şekil 6.12 : Klausner vd. (1990) veri kaynağında bulunan $G=256 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ve $q''=4 \text{ kW/m}^2$ değerlerine sahip R11 ölçüm sonuçları için iki-fazlı akış basınç düşümü bileşenlerinin termodinamik kuruluk derecesi ile değişimi.

Şekil 6.2-6.12 düşey borularda iki-fazlı akış olması durumunda basınç düşümü bileşenlerin farklı basınç, kütle akışı ve termodinamik kuruluk derecesi değerleri için izlediği trenler hakkında genel bir bilgi vermektedir. Buna göre

- Yüksek kütle akışı değerlerinde basınç düşümü bileşenleri arasında en yüksek değer sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümüne aittir.

- Düşük kütleli akı değerlerinde sürtünmeden ve ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşenleri azalmaktadır.
- Yerçekiminden kaynaklanan basınç düşümü bileşeni kütleli akıdan etkilenmemektedir.
- Kütleli akının yeterince azaldığı durumlarda sürtünmeden ve ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşenleri yerçekiminden kaynaklanan basınç düşümü bileşeninden küçük değere sahip olabilmektedir.
- Isı akısının artması ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşenini arttırmaktadır.

6.5 Literatürden Seçilmiş İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Korelasyonları İçin Isıtma Etkisinin İrdelenmesi, Hata Analizleri ve Değerlendirme

Bu bölümde seçilen korelasyonlar kullanılarak elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı sonuçları hesaplama yöntemi ve Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) kullanılarak elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı değerleri referans alınarak ayrı ayrı irdelenmiştir. Ayrıca seçilen korelasyonlar hesaplanırken ısıtma etkisinin korelasyonlar üzerindeki olumlu veya olumsuz etkileri test edilmiştir. Isıtma etkisi testleri, hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerleri dikkate alınarak yapılmıştır.

Bu çalışmada iki-fazlı akış sürtünme çarpanı değerlerini hesaplamak için önceki bölümlerde anlatılan Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942), Thom (1964) metodu, Chisholm (1973), Friedel (1979), Lombardi ve Pedrocchi (1972) ve Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonları seçilmiştir. Seçilen korelasyonlara ilaveten ısıtma etkisini test etmek için kullanılmak üzere Tarasova vd. (1966) korelasyonu seçilmiştir. Adyabatik ve ısıtılmış düşey borularda akış için kullanılabilen bu korelasyonlar türetilirken ısıtmanın etkisi göz ardı edildiği için elde edilen sonuçlara Tarasova vd. (1966) korelasyonu yardımıyla ısıtmanın etkisi eklenerek düzeltme yapılacaktır. Fakat bu düzeltme sonuçları iyileştirirken korelasyonun trendini bozabileceği için sonuçların test edilmesine ihtiyaç vardır.

Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve korelasyonlar kullanılarak elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı değerleri birinci aşamada hesaplama yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçlar referans alınarak test edilecektir. Burada

hesaplama yöntemi ile elde edilen sonuçların doğru sonuçlar olduğu kabul edilmektedir. Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve korelasyonlar bu kabul ile hesaplama yöntemi kullanılarak hesaplanan ortalama ve RMS hata değerlerine göre karşılaştırılmıştır.

Hata

$$\varepsilon = \frac{\phi_{so,kor}^2 - \phi_{so,hes}^2}{\phi_{so,hes}^2} \quad (6.6)$$

bağıntısı ile, ortalama hata

$$\varepsilon_{ort} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{i=N} \varepsilon_i \quad (6.7)$$

bağıntısı ile ve RMS hata da

$$\varepsilon_{RMS} = \left(\frac{1}{N} \sum_{i=1}^{i=N} \varepsilon_i^2 \right)^{1/2} \quad (6.8)$$

bağıntısı ile hesaplanmaktadır.

Isıtma etkisini ilave etmek için kullanılan Tarasova vd. (1966) korelasyonu, deneysel ölçüm sonuçlarında verilen bilgiler yetersiz olduğu için sadece doymuş kaynama şartları için geçerli olan ve Denklem (5.35)'te verilen bağıntı kullanılarak sınırlı olarak uygulanabilmiş ve bu sebeple ısıtma etkisi tam olarak test edilememiştir. Çizelge 6.25'te ısıtılmış veri tabanının kullanılması durumunda Tarasova vd. (1966) ısıtma etkisi korelasyonunun seçilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı korelasyonlarına eklendiği ve eklenmediği durumlarda elde edilen hesaplama yöntemi referanslı hata değerleri yer almaktadır. Yapılan sınırlı testler sonucunda elde edilen RMS hata değerleri dikkate alındığında Tarasova vd. (1966) ısıtma etkisi korelasyonunun Thom (1964) metodu dışında hiçbir korelasyonda olumlu etki yapmadığı gözlemlenmiştir. Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ile elde edilen sonuçların da birbirine çok yakın olduğu görülmektedir. Yapılan yorumu kuvvetlendirmek için sadece Leung (1994) veri kaynağı kullanarak bir test daha yapılmış ve bu teste ait sonuçlar Çizelge 6.26'da verilmiştir. Leung (1994) veri kaynağı kullanılarak elde edilen RMS hata değerleri kıyaslandığında Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)'ye ve korelasyonlara ısıtma etkisinin ilave edilmemesi gerektiği ortaya çıkmıştır.

Çizelge 6.25 : Isıtılmış boru ile ilgili veri tabanı için Tarasova vd. (1966) ısıtma etkisi korelasyonunun test edilmesi (Birimler: %).

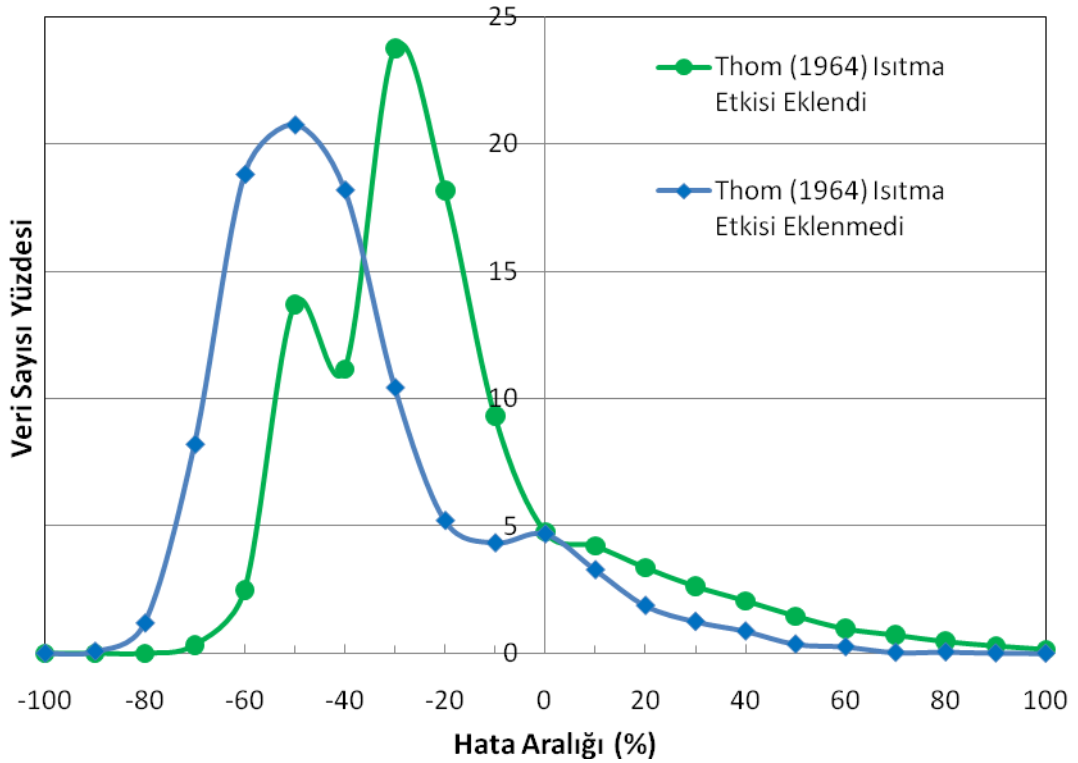
DENEYSEL VERİ KAYNAKLARI =====>	Leung (1994) – Alessandrini vd. (1963) – Peterlongo vd. (1964) - Olekhovitch (1997) – Olekhovitch vd. (2004)			
	KULLANILAN VERİ SAYISI =====> 9372			
HESAPLAMA YÖNTEMİ REFERANSLI KARŞILAŞTIRMA SONUÇLARI	Seçenekler		En İyi Sonuçlar	
	Isıtma Etkisi Eklendi	Isıtma Etkisi Eklenmedi	Isıtma Etkisi Eklendi	Isıtma Etkisi Eklenmedi
RMS Hata: Thom (1964)	34,53	46,32	34,53	-
RMS Hata: Lombardi ve Pedrocchi (1972)	71,96	45,28	-	45,28
RMS Hata: Chisholm (1973)	50,50	36,49	-	36,49
RMS Hata: Friedel (1979)	71,96	49,29	-	49,29
RMS Hata: Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	41,94	28,60	-	28,60
RMS Hata: Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	37,60	36,58	-	36,58
Ortalama Hata: Thom (1964)	-19,23	-38,51	-19,23	-
Ortalama Hata: Lombardi ve Pedrocchi (1972)	46,85	9,82	-	9,82
Ortalama Hata: Chisholm (1973)	22,43	-8,60	-	-8,60
Ortalama Hata: Friedel (1979)	47,22	11,89	-	11,89
Ortalama Hata: Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	26,11	-5,55	-	-5,55
Ortalama Hata: Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	10,00	-16,46	-	-16,46

Çizelge 6.26 : Leung (1994) veri kaynağı için Tarasova vd. (1966) ısıtma etkisi korelasyonunun test edilmesi (Birimler: %).

DENEYSEL VERİ KAYNAKLARI =====>	Seçenekler		En İyi Sonuçlar	
	Isıtma Etkisi Eklendi	Isıtma Etkisi Eklenmedi	Isıtma Etkisi Eklendi	Isıtma Etkisi Eklenmedi
KULLANILAN VERİ SAYISI =====>	Leung (1994)			
	828			
HESAPLAMA YÖNTEMİ REFERANSLI KARŞILAŞTIRMA SONUÇLARI	Isıtma Etkisi Eklendi	Isıtma Etkisi Eklenmedi	Isıtma Etkisi Eklendi	Isıtma Etkisi Eklenmedi
RMS Hata: Thom (1964)	42,13	19,99	-	19,99
RMS Hata: Lombardi ve Pedrocchi (1972)	46,71	22,40	-	22,40
RMS Hata: Chisholm (1973)	57,91	29,55	-	29,55
RMS Hata: Friedel (1979)	106,70	68,16	-	68,16
RMS Hata: Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	66,69	37,26	-	37,26
RMS Hata: Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	74,20	42,71	-	42,71
Ortalama Hata: Thom (1964)	34,23	9,43	-	9,43
Ortalama Hata: Lombardi ve Pedrocchi (1972)	37,32	11,60	-	11,60
Ortalama Hata: Chisholm (1973)	51,84	23,67	-	23,67
Ortalama Hata: Friedel (1979)	100,74	63,56	-	63,56
Ortalama Hata: Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	53,99	24,87	-	24,87
Ortalama Hata: Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	66,95	36,03	-	36,03

Çizelge 6.25 ve 6.26’da görüldüğü üzere ısıtma etkisinin Thom (1964) metoduna uygulanıp uygulanmaması konusunda tereddüt oluşmuştur. Bu tereddütü ortadan kaldırmak için Thom (1964) metoduna ait hata histogramının çizdirilmesi gerekmektedir.

Şekil 6.13’te Thom (1964) metoduna ısıtma etkisi ilave edilip edilmemesi durumunda hesaplanan ve ± 100 ortalama hata değeri aralığında bulunan sonuçlar kullanılarak çizdirilmiş histogramlar sunulmaktadır.



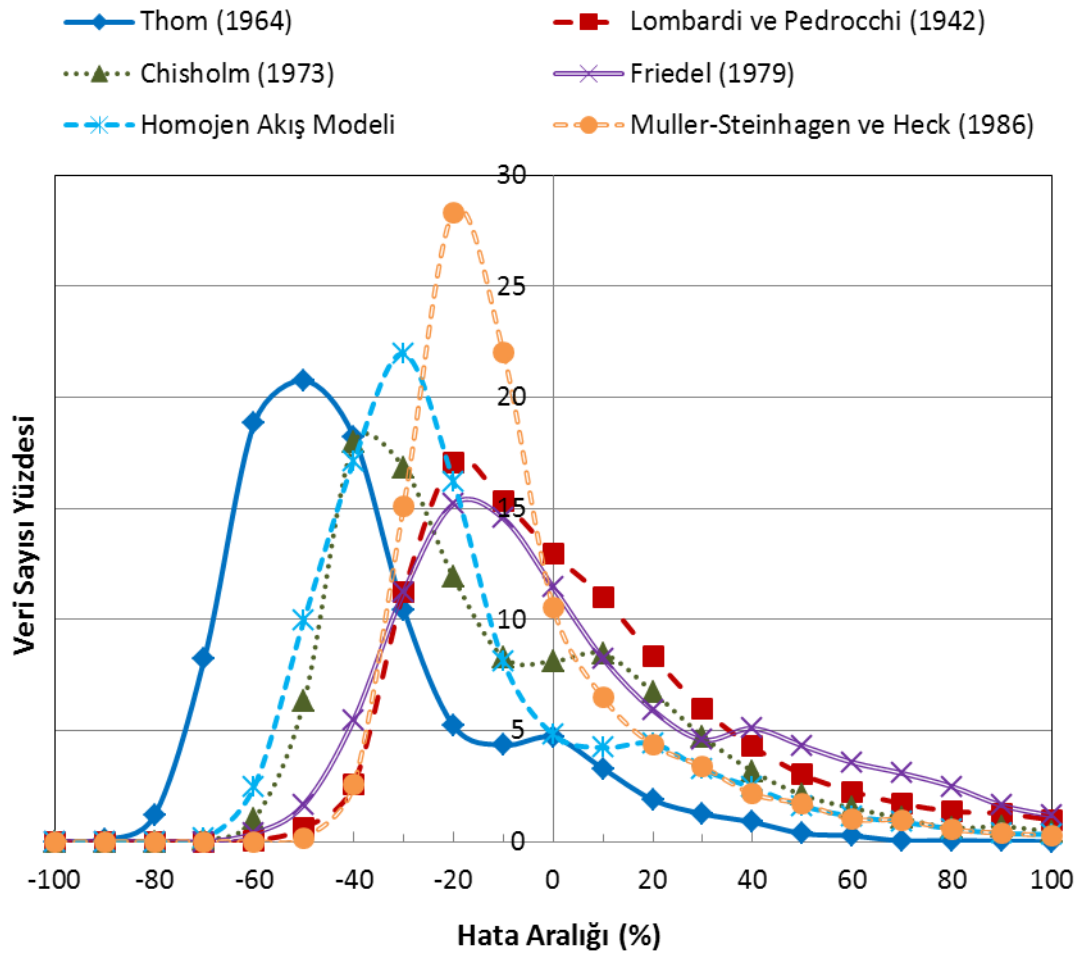
Şekil 6.13 : Thom (1964) metodu ortalama hata histogramı.

Şekil 6.13 yardımıyla ısıtma etkisinin ilave edilmediği durum için çizdirilen histogram trendinin ısıtma etkisi ilave edilerek çizdirilen histogram trendine nazaran daha tutarlı olduğu anlaşılmaktadır. Isıtmanın etkisi -40 ile -60 hata aralığında Thom (1964) metodunun trendini bozmaktadır. Bu sebeple Thom (1964) metoduna ısıtma etkisinin ilave edilmemesine karar verilmiştir. Bu karar Çizelge 6.25’te bulunan en iyi sonuçlar bölümündeki Thom (1964) metoduna ait en iyi değerlerin tercih edilmemesine ve bunun yerine ısıtma etkisi ilave edilmeden yapılan hesap sonucu elde edilen değerlerin en iyi sonuç olarak kabul edilmesine neden olmuştur.

Isıtma etkisi üzerine yapılan sınırlı testler sonucu iki-fazlı akış sürtünme çarpanı korelasyonlarının hiçbirine Tarasova vd. (1966) korelasyonunun yani ısıtma etkisinin ilave edilmemesine karar verilmiştir.

Şekil 6.14 ve sonraki bölümlerde sunulan şekillerin göstergelerinde yer alan Homojen Akış Modeli ile Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) kastedilmektedir.

Şekil 6.14'te Lombardi ve Pedrocchi (1972), Chisholm (1973), Friedel (1979) ve Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonları, Thom (1964) metodu ve Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) yardımıyla hesaplanan ve ± 100 ortalama hata değeri aralığında bulunan sonuçlar kullanılarak çizdirilmiş histogramlar sunulmaktadır.



Şekil 6.14 : Korelasyonlar için ortalama hata histogramı.

Şekil 6.14'te açıkça görüldüğü üzere bazı veriler kullanılarak hesaplanan ortalama hata değerleri ± 100 hata aralığı dışarısında kalmaktadır. Ayrıca hesaplamalarda

kullanılan her bir yöntem için çizdirilen ortalama hata değeri eğrilerinin pik noktaları düşey eksenin solunda yani negatif ortalama hata değeri bölgesinde oluşmaktadır. Bu sonucun ortaya çıkması normal olabileceği gibi kullanılan veri kaynağında bulunan hatalı verilerden veya hesaplamalarda yapılan hatalardan kaynaklanabilir. Yapılan incelemeler sonrası hesaplamalarda hata yapılmadığına ve sonucun doğru kabul edilmesine hükmedilmiştir.

Çizelge 6.27'de ısıtılmış veri tabanı için korelasyonlar kullanılarak yapılan hesaplamalarla elde edilen sonuçların hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri gösterilmiştir.

Çizelge 6.27 : Isıtılmış veri tabanında bulunan 9372 adet veri kullanılarak korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.

HESAPLAMA YÖNTEMİ REFERANSLI KARŞILAŞTIRMA SONUÇLARI	RMS Hata	Ortalama Hata
Thom (1964)	46,32	-38,51
Lombardi ve Pedrocchi (1972)	45,28	9,82
Chisholm (1973)	36,49	-8,60
Friedel (1979)	49,29	11,89
Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	28,60	-5,55
Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	36,58	-16,46

Çizelge 6.27'deki RMS hata değerleri karşılaştırıldığı zaman Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun en iyi sonucu verdiği görülmektedir. Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve Chisholm (1973) korelasyonlarının RMS hataları birbirine çok yakın olmakla beraber Muller-Steinhagen ve Heck (1986) RMS hata değerinden kayda değer ölçüde fazladır. Thom (1964) metodu, Friedel (1979) ve Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları kullanılarak elde edilen RMS hata değerleri ise oldukça yüksek değerler almıştır.

Çizelge 6.28'de Leung (1994) veri kaynağı için korelasyonlar kullanılarak yapılan hesaplamalarla elde edilen sonuçların hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri gösterilmiştir.

Çizelge 6.28 : Leung (1994)'te bulunan 828 adet veri kullanılarak korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.

HESAPLAMA YÖNTEMİ REFERANSLI KARŞILAŞTIRMA SONUÇLARI	RMS Hata	Ortalama Hata
Thom (1964)	19,99	9,43
Lombardi ve Pedrocchi (1972)	22,40	11,60
Chisholm (1973)	29,55	23,67
Friedel (1979)	68,16	63,56
Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	37,26	24,87
Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	42,71	36,03

Çizelge 6.28'deki RMS hata değerleri karşılaştırıldığı zaman Thom (1964) metodunun en iyi sonucu verdiği görülmektedir. Daha sonra sırasıyla Lombardi ve Pedrocchi (1972), Chisholm (1973), Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve Friedel (1979) korelasyonları gelmektedir.

Çizelge 6.29'da Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağı için korelasyonlar kullanılarak yapılan hesaplamalarla elde edilen sonuçların hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri gösterilmiştir.

Çizelge 6.29 : Alessandrini vd. (1963)'te bulunan 198 adet adyabatik veri kullanılarak korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.

HESAPLAMA YÖNTEMİ REFERANSLI KARŞILAŞTIRMA SONUÇLARI	RMS Hata	Ortalama Hata
Thom (1964)	46,32	34,56
Lombardi ve Pedrocchi (1972)	31,18	26,45
Chisholm (1973)	18,51	9,37
Friedel (1979)	36,38	28,06
Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	77,26	-75,72
Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	20,38	-2,38

Çizelge 6.29'daki RMS hata değerleri karşılaştırıldığı zaman Chisholm (1973) korelasyonunun adyabatik veriler için en iyi sonucu verdiği görülmektedir. Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) korelasyonu kullanılarak elde edilen RMS hata değeri Chisholm (1973) korelasyonu kullanılarak elde edilen hata değerine çok

yakındır. Daha sonra sırasıyla Lombardi ve Pedrocchi (1972), Friedel (1979), Thom (1964) metodu ve Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonları gelmektedir.

İkinci aşamada korelasyonlar kullanılarak elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı değerleri Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) kullanılarak elde edilen sonuçlar referans alınarak test edilecektir. Burada Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ile elde edilen sonuçların doğru sonuçlar olduğu kabul edilmektedir. Korelasyonlar bu kabul ile Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) kullanılarak hesaplanan ortalama ve RMS hata değerlerine göre karşılaştırılmıştır.

Çizelge 6.30'da ısıtılmış veri tabanı için korelasyonlar kullanılarak yapılan hesaplamalarla elde edilen sonuçların Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı ortalama ve RMS hata değerleri gösterilmiştir.

Çizelge 6.30 : Isıtılmış veri tabanında bulunan 9372 adet veri kullanılarak korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.

HOMOJEN AKIŞ MODELİ (McAdams vd., 1942) REFERANSLI KARŞILAŞTIRMA SONUÇLARI	RMS Hata	Ortalama Hata
Thom (1964)	29,04	-26,55
Lombardi ve Pedrocchi (1972)	51,76	36,59
Chisholm (1973)	38,44	13,73
Friedel (1979)	35,06	32,99
Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	25,84	17,80

Çizelge 6.30'daki RMS hata değerleri karşılaştırıldığı zaman Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun en iyi sonucu verdiği görülmektedir. Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunu sırasıyla Thom (1964) metodu ve Friedel (1979) korelasyonunu izlemektedir. Chisholm (1973) ve Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ise en kötü RMS hata değerlerini vermiştir.

Çizelge 6.31'de Leung (1994) veri kaynağı için korelasyonlar kullanılarak yapılan hesaplamalarla elde edilen sonuçların Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı ortalama ve RMS hata değerleri gösterilmiştir.

Çizelge 6.31 : Leung (1994)'te bulunan 828 adet veri kullanılarak korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.

HOMOJEN AKIŞ MODELİ (McAdams vd., 1942) REFERANSLI KARŞILAŞTIRMA SONUÇLARI	RMS Hata	Ortalama Hata
Thom (1964)	19,59	-19,44
Lombardi ve Pedrocchi (1972)	21,68	-17,07
Chisholm (1973)	12,11	-8,34
Friedel (1979)	21,20	20,70
Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	14,97	-8,36

Çizelge 6.31'deki RMS hata değerleri karşılaştırıldığı zaman Chisholm (1973) korelasyonunun en iyi sonucu verdiği görülmektedir. Daha sonra sırasıyla Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Thom (1964) metodu, Friedel (1979) ve Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları gelmektedir.

Çizelge 6.32'de Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağı için korelasyonlar kullanılarak yapılan hesaplamalarla elde edilen sonuçların Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı ortalama ve RMS hata değerleri gösterilmiştir.

Çizelge 6.32 : Alessandrini vd. (1963)'te bulunan 198 adet adyabatik veri kullanılarak korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.

HOMOJEN AKIŞ MODELİ (McAdams vd., 1942) REFERANSLI KARŞILAŞTIRMA SONUÇLARI	RMS Hata	Ortalama Hata
Thom (1964)	39,31	37,76
Lombardi ve Pedrocchi (1972)	38,55	32,64
Chisholm (1973)	23,54	14,53
Friedel (1979)	32,85	32,05
Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	76,87	-75,71

Çizelge 6.32'deki RMS hata değerleri karşılaştırıldığı zaman Chisholm (1973) korelasyonunun adyabatik veriler için en iyi sonucu verdiği görülmektedir. Daha sonra sırasıyla Friedel (1979), Lombardi ve Pedrocchi (1972), Thom (1964) metodu ve Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonları gelmektedir.

Isıtılmış veri tabanı için hesaplama yöntemi ve Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan RMS hata değerleri karşılaştırıldığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun iki durumda da en iyi sonucu verdiği görülmüştür. Aynı şekilde adyabatik veri tabanı için hesaplama yöntemi ve Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan RMS hata değerleri karşılaştırıldığında Chisholm (1973) korelasyonunun iki durumda da en iyi sonucu verdiği görülmüştür.

Çizelge 6.27-6.32’de verilen ortalama ve RMS hata değerleri belirlenirken kullanılan iki-fazlı akış sürtünme çarpanı korelasyonları yardımıyla elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı örnekleri Çizelge 6.33-6.38’de sunulmuştur.

Çizelge 6.33 : Alessandrini vd. (1963) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.

Kod	Hesaplama Yöntemi	Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	Thom (1964)	Lombardi ve Pedrocchi (1972)	Chisholm (1973)	Friedel (1979)	Muller-Steinhagen ve Heck (1986)
.470BN.	11,62	6,98	5,61	12,28	11,47	9,89	9,52
.471BN.	11,56	7,01	5,63	12,34	11,52	9,94	9,57
.467BD.	2,89	3,29	2,64	3,56	3,13	4,27	2,94
.483BND.	2,18	2,36	1,96	2,57	2,56	3,18	1,97

Çizelge 6.34 : Peterlongo vd. (1964) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.

Kod	Hesaplama Yöntemi	Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	Thom (1964)	Lombardi ve Pedrocchi (1972)	Chisholm (1973)	Friedel (1979)	Muller-Steinhagen ve Heck (1986)
.17BN.	9,86	7,66	6,20	13,51	12,40	10,87	10,13
.18B(N)	10,01	7,72	6,25	13,73	12,64	10,99	10,26
.57BN.	5,91	4,77	3,80	6,33	5,29	6,33	5,09
.58B(N)	5,85	4,81	3,83	6,38	5,33	6,37	5,14

Çizelge 6.35 : Leung (1994) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.

Kod	Hesaplama Yöntemi	Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	Thom (1964)	Lombardi ve Pedrocchi (1972)	Chisholm (1973)	Friedel (1979)	Muller-Steinhagen ve Heck (1986)
DPB94305	1,06	1,32	1,13	1,12	1,30	1,62	1,00
DPB94307	1,41	1,66	1,36	1,38	1,58	2,05	1,35
DPP77334	1,92	3,39	2,76	2,64	2,83	3,94	3,16
DPP77335	1,92	3,41	2,77	2,65	2,86	3,96	3,18

Çizelge 6.36 : Olekhnovitch (1997) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.

Kod	Hesaplama Yöntemi	Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	Thom (1964)	Lombardi ve Pedrocchi (1972)	Chisholm (1973)	Friedel (1979)	Muller-Steinhagen ve Heck (1986)
26	108,29	40,56	14,53	77,23	48,61	45,21	68,99
27	112,02	40,81	14,34	77,94	48,74	45,42	68,86
201	33,22	18,26	10,69	23,03	17,66	19,61	24,94
202	31,43	18,36	10,89	23,20	17,81	19,75	24,98

Çizelge 6.37 : Olekhnovitch vd. (2004) veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.

Kod	Hesaplama Yöntemi	Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	Thom (1964)	Lombardi ve Pedrocchi (1972)	Chisholm (1973)	Friedel (1979)	Muller-Steinhagen ve Heck (1986)
825	3,19	3,93	2,14	8,22	5,73	6,61	4,44
826	3,29	4,40	2,36	9,09	6,44	7,23	5,04
4001	14,12	7,73	6,55	15,01	14,90	10,91	11,40
4002	14,86	7,92	6,71	15,41	15,31	11,16	11,78

Çizelge 6.38 : Alessandrini vd. (1963) adyabatik veri kaynağı kullanılarak hesaplama yöntemi ve korelasyonlar ile elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanı (ϕ_{so}^2) örnekleri.

Kod	Hesaplama Yöntemi	Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	Thom (1964)	Lombardi ve Pedrocchi (1972)	Chisholm (1973)	Friedel (1979)	Muller-Steinhagen ve Heck (1986)
.407.	15,85	10,09	14,31	18,13	17,02	14,33	1,54
.408.	11,75	7,66	10,25	13,64	13,46	10,69	1,09
.106.	10,66	13,35	20,43	14,74	13,51	18,10	3,09
.109.	9,77	11,63	17,21	12,74	11,61	15,04	2,40

Çizelge 6.39'da bu tez çalışması sırasında elde edilen hesaplama yöntemi referanslı sonuçlar ile Leung (1994) doktora tezinde elde edilen değerler karşılaştırılmıştır. İki çalışmada yapılan hesaplamalar için farklı veri kaynakları ve farklı veri sayısı kullanılmış olmasına karşın sonuçların karşılaştırılıp değerlendirme yapılması sonuçların teyit edilmesi açısından faydalı olacaktır. Leung (1994) doktora tezinde Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu test edilmediği için bu korelasyona ait değer kısmı boş bırakılmıştır.

Isıtılmış veri tabanı kullanılarak yapılan hesaplamalar sonucu en iyi RMS hata değerine sahip olan korelasyon Muller-Steinhagen ve Heck (1986) iken Leung (1994) doktora tezinde en iyi RMS hata değerine sahip korelasyon Chisholm (1973)'tür. Isıtılmış veri tabanı kullanılarak yapılan hesaplamalar sonucunda Chisholm (1973) korelasyonu en iyi ikinci RMS hata değerine sahip korelasyon olmuştur. Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun Leung (1994) doktora tezi çalışmasında kullanılmadığı göz önüne alınırsa Chisholm (1973) korelasyonuna ait sonuçlar iki çalışmada birbiriyle örtüşmektedir. Ayrıca Chisholm (1973) korelasyonu adyabatik veri kaynağı kullanılarak yapılan hesaplamalarda en iyi RMS hata değerini veren korelasyon olmuştur.

Leung (1994) veri kaynağı kullanılarak yapılan hesaplamalarda ve Leung (1994) doktora tezinde en iyi ikinci RMS hata değerine sahip olan korelasyon Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu olmuştur.

Genel olarak çalışmada hesaplanan RMS hata değerlerinin Leung (1994) doktora tezinde verilen RMS hata değerlerine nazaran daha yüksek olduğu görülmektedir.

Çizelge 6.39 : Tez çalışması sırasında elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerlerinin Leung (1994) doktora tezinde verilen ortalama ve RMS hata (%) değerleri ile korelasyon bazlı karşılaştırılması.

DENEYSEL VERİ KAYNAKLARI =====>	Leung (1994) Alessandrini vd. (1963) Peterlongo vd. (1964) Olekhnovitch (1997) Olekhnovitch vd. (2004)	Leung (1994)	Alessandrini vd. (1963) (Adyabatik)	Leung (1994) Tez Sonuçları
KULLANILAN VERİ SAYISI =====>	9372	828	198	5085
RMS Hata: Thom (1964)	46,32	19,99	46,32	31,74
RMS Hata: Lombardi ve Pedrocchi (1972)	45,28	22,40	31,18	21,69
RMS Hata: Chisholm (1973)	36,49	29,55	18,51	20,09
RMS Hata: Friedel (1979)	49,29	68,16	36,38	33,18
RMS Hata: Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	28,60	37,26	77,26	-
RMS Hata: Homojen Model (McAdams vd., 1942)	36,58	42,71	20,38	28,04
Ortalama Hata: Thom (1964)	-38,51	9,43	34,56	14,04
Ortalama Hata: Lombardi ve Pedrocchi (1972)	9,82	11,60	26,45	-13,76
Ortalama Hata: Chisholm (1973)	-8,60	23,67	9,37	4,69
Ortalama Hata: Friedel (1979)	11,89	63,56	28,06	19,06
Ortalama Hata: Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	-5,55	24,87	-75,72	-
Ortalama Hata: Homojen Model (McAdams vd., 1942)	-16,46	36,03	-2,38	11,58

6.6 Literatürden Seçilmiş İki-Fazlı Akış Sürtünme Çarpanı Korelasyonlarının Ayrıntılı Analizi

Isıtılmış veri tabanını oluşturan ve belirlenen kıstasları sağlayan 9372 adet iki-fazlı akış ölçüm sonucu değerleri için korelasyonlar kullanılarak yapılan hesaplamalarda elde edilen sonuçların hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri kütleli akı, termodinamik kurulum derecesi ve ısı akısına göre aralıklara bölünüp irdelenmiştir. Benzer grafikler Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı ortalama ve RMS hata değerleri için de çizdirilmiş olup **EK A.1**'deki Şekil A.1 - A.8'de sunulmuştur. Çalışmaya hesaplama yöntemi referanslı sonuçlar kullanılarak devam edileceğinden **EK A.1**'deki grafikler burada ayrıntılı olarak irdelenmemiştir.

Basınca bağlı olarak yapılan aralıklı hesaplama sonucu elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri dağılımı Şekil 6.15 ve Şekil 6.16'da gösterilmiştir.

Şekil 6.16'daki grafikten 0-3000 kPa basınç aralığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun, 3000-4000 kPa basınç aralığında Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) korelasyonunun, 4000-5000 kPa basınç aralığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve Chisholm (1973) korelasyonlarının, 5000-6000 kPa basınç aralığında Chisholm (1973) korelasyonunun ve 6000-10 000 kPa basınç aralığında Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonunun en iyi RMS hata değerini verdiği anlaşılmaktadır. Thom (1964) metodu ve Friedel (1979) korelasyonu hiçbir basınç aralığında en iyi RMS hata değerini vermemiştir. Basınç aralıklı RMS hata değerleri dikkate alındığında daha geniş aralıklar için en iyi RMS hata değerlerini veren Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ön plana çıkmaktadır.

Kütleli akıya bağlı olarak yapılan aralıklı hesaplama sonucu elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri dağılımı Şekil 6.17 ve Şekil 6.18'de gösterilmiştir.

Şekil 6.18'deki grafikten 0-1000 kg/m²s kütleli akı aralığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) korelasyonlarının, 1000-6000 kg/m²s kütleli akı aralığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun, 6000-9000 kg/m²s kütleli akı aralığında Lombardi ve Pedrocchi

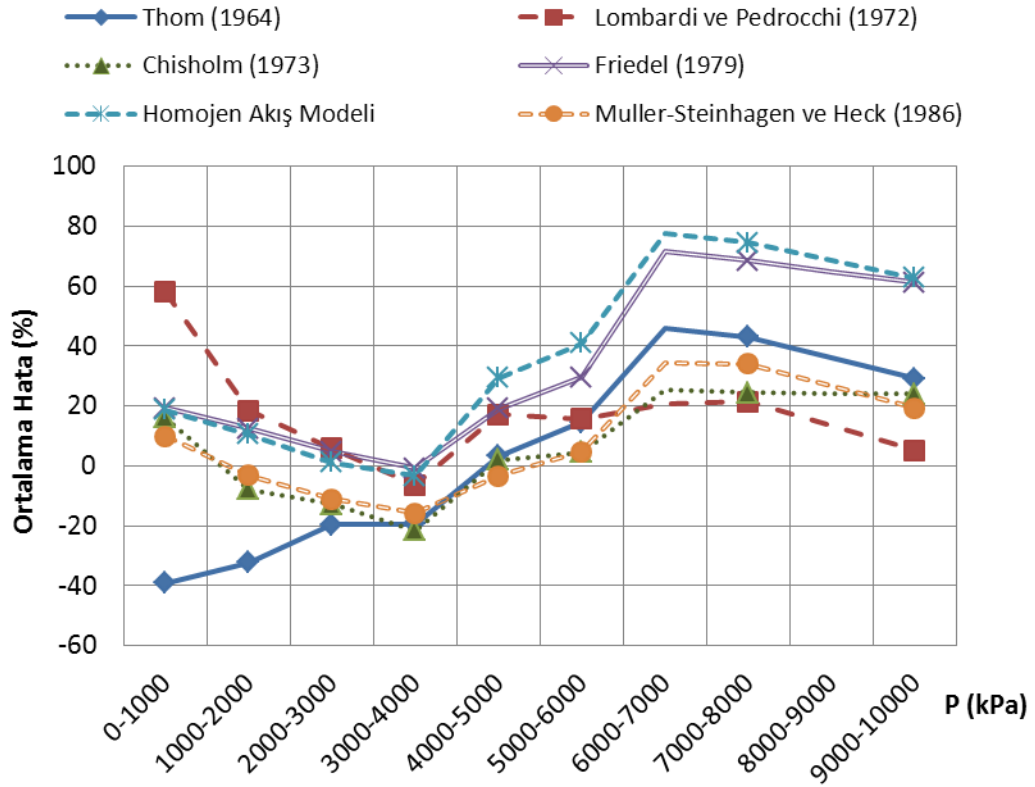
(1972) korelasyonunun, 9000-10 000 kg/m²s kütleli akı aralığında ise Lombardi ve Pedrocchi (1972) ve Chisholm (1973) korelasyonlarının en iyi RMS hata değerini verdiği anlaşılmaktadır. Thom (1964) metodu ve Friedel (1979) korelasyonu hiçbir basınç aralığında en iyi RMS hata değerini vermemiştir. Kütleli akı aralıklı RMS hata değerleri dikkate alındığında daha geniş aralıklar için en iyi RMS hata değerlerini veren Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ön plana çıkmaktadır.

Termodinamik kuruluk derecesine bağlı olarak yapılan aralıklı hesaplama sonucu elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri dağılımı Şekil 6.19 ve Şekil 6.20’de gösterilmiştir.

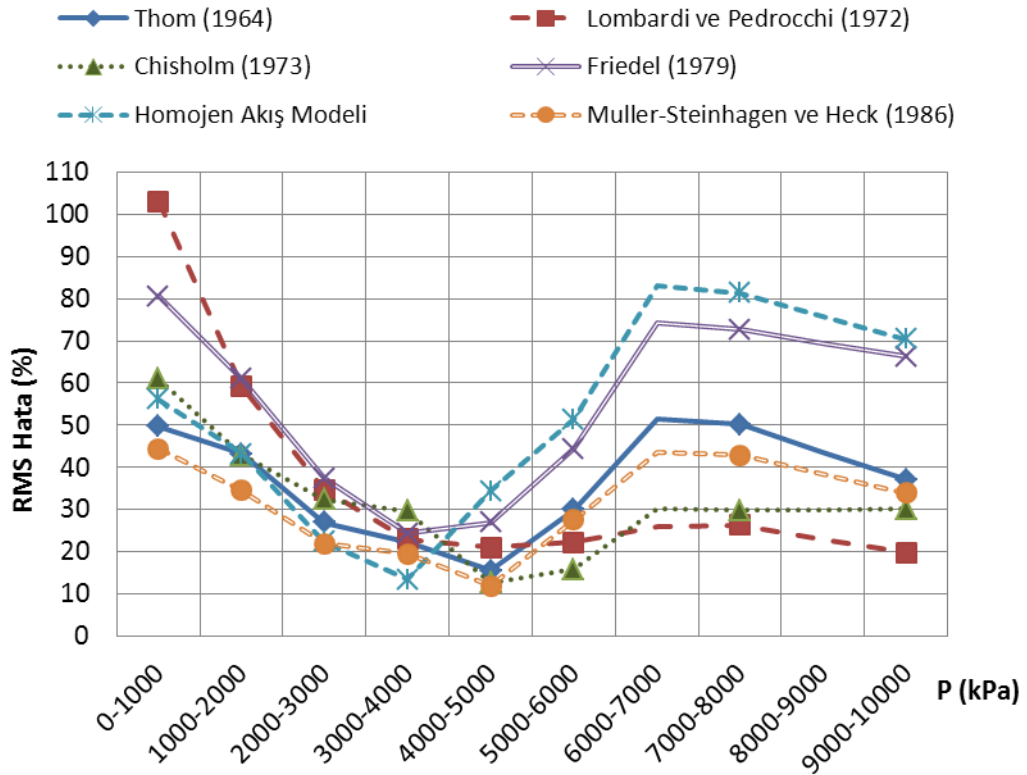
Şekil 6.20’deki grafikten 0-0,1 termodinamik kuruluk derecesi aralığında Thom (1964) metodunun, 0,1-0,2 termodinamik kuruluk derecesi aralığında Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) korelasyonunun, 0,2-0,7 termodinamik kuruluk derecesi aralığında Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonunun ve 0,7-0,8 termodinamik kuruluk derecesi aralığında Chisholm (1973) korelasyonlarının en iyi RMS hata değerini verdiği anlaşılmaktadır. Friedel (1979) ve Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonları hiçbir termodinamik kuruluk derecesi aralığında en iyi RMS hata değerini vermemiştir. Termodinamik kuruluk derecesi aralıklı RMS hata değerleri dikkate alındığında daha geniş aralıklar için en iyi RMS hata değerlerini Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ön plana çıkmaktadır.

Isı akısına bağlı olarak yapılan aralıklı hesaplama sonucu elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri dağılımı Şekil 6.21 ve Şekil 6.22’de gösterilmiştir.

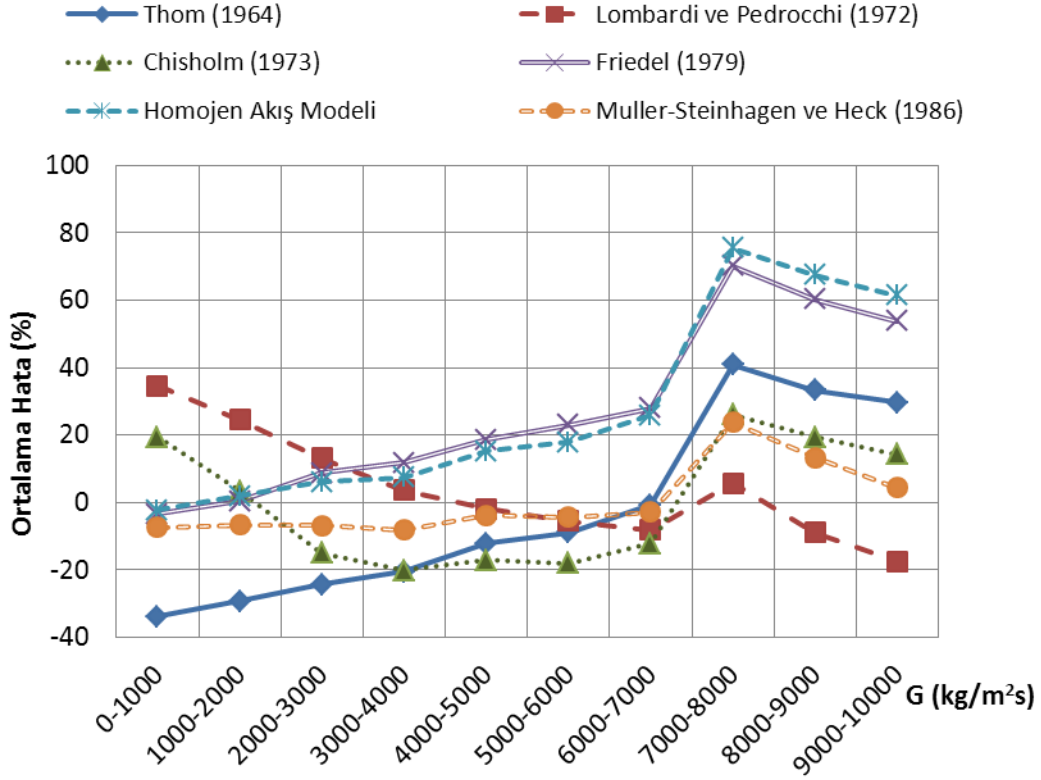
Şekil 6.22’deki grafikten 0-2000 kW/m² ısı akısı aralığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun, 2000-3000 kW/m² ısı akısı aralığında Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonunun ve 3000-6000 kW/m² ısı akısı aralığında Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) korelasyonunun en iyi RMS hata değerini verdiği anlaşılmaktadır. Thom (1964) metodu, Chisholm (1973) ve Friedel (1979) korelasyonları hiçbir ısı akısı aralığında en iyi RMS hata değerini vermemiştir. Isı akısı aralıklı RMS hata değerleri dikkate alındığında genel olarak en iyi RMS hata değerlerini veren Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) korelasyonları ön plana çıkmaktadır.



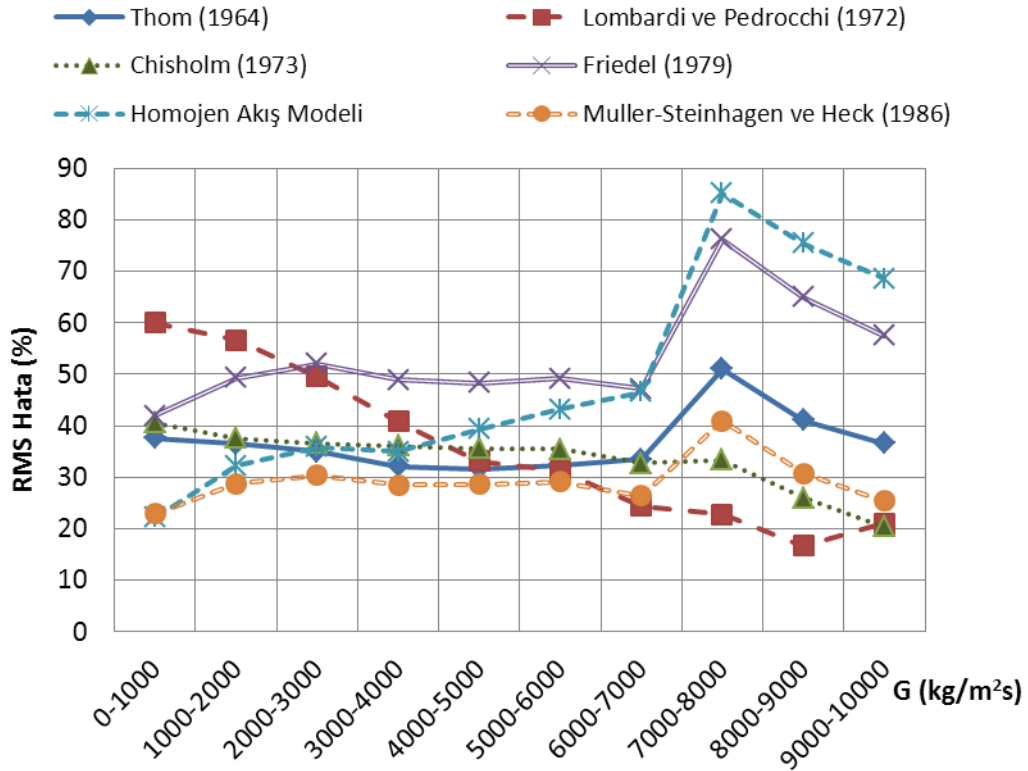
Şekil 6.15 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



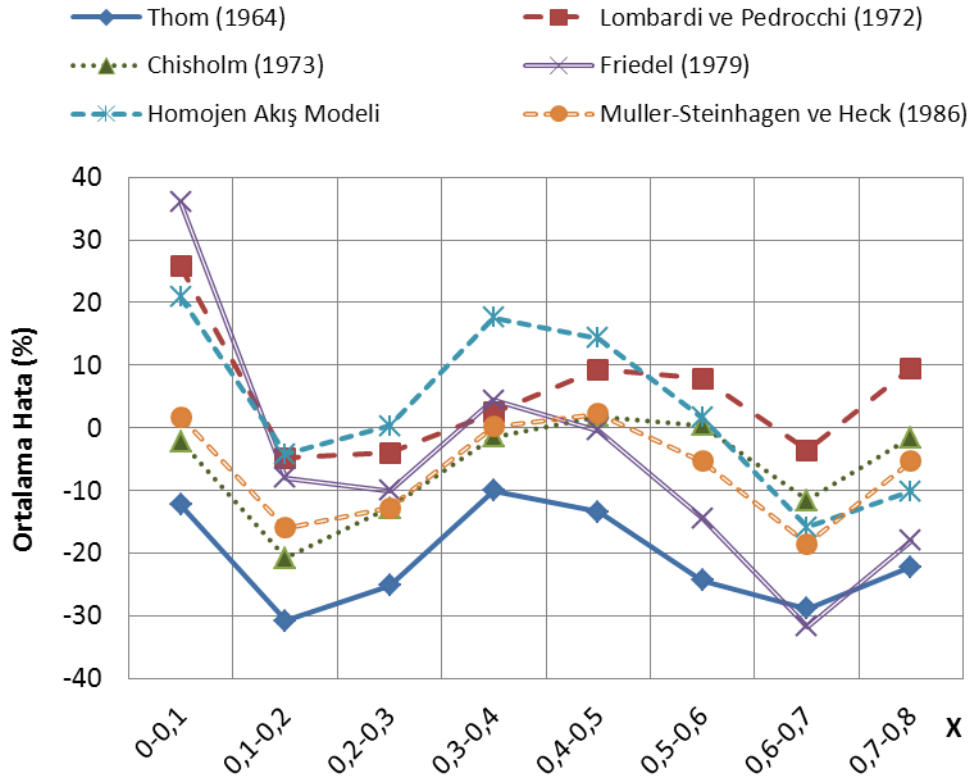
Şekil 6.16 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



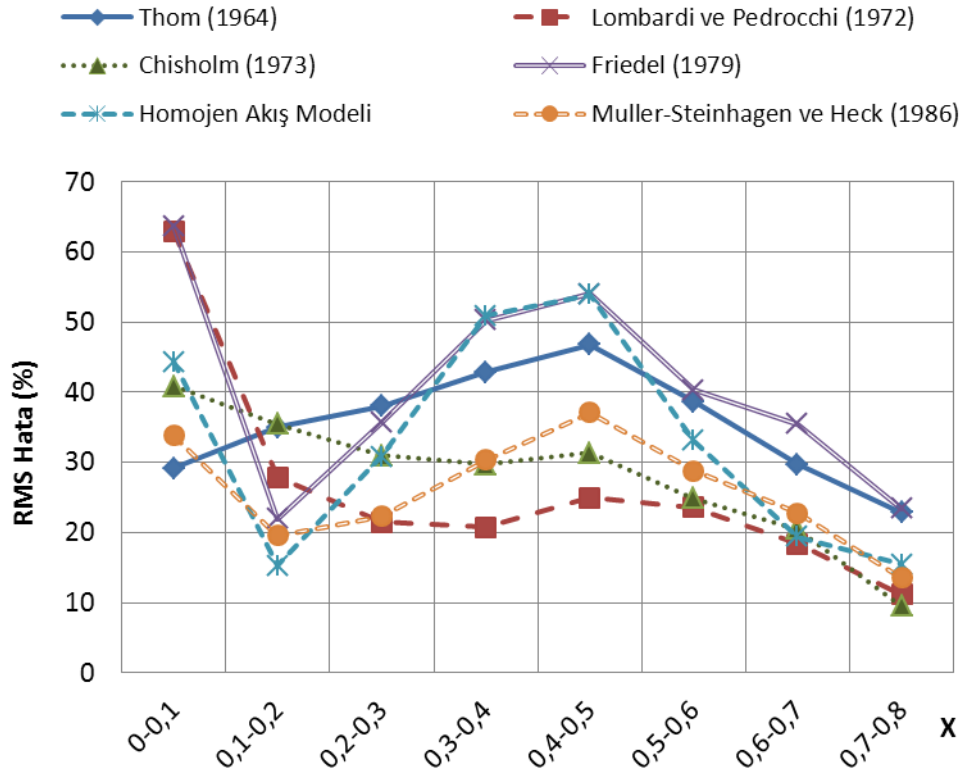
Şekil 6.17 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.



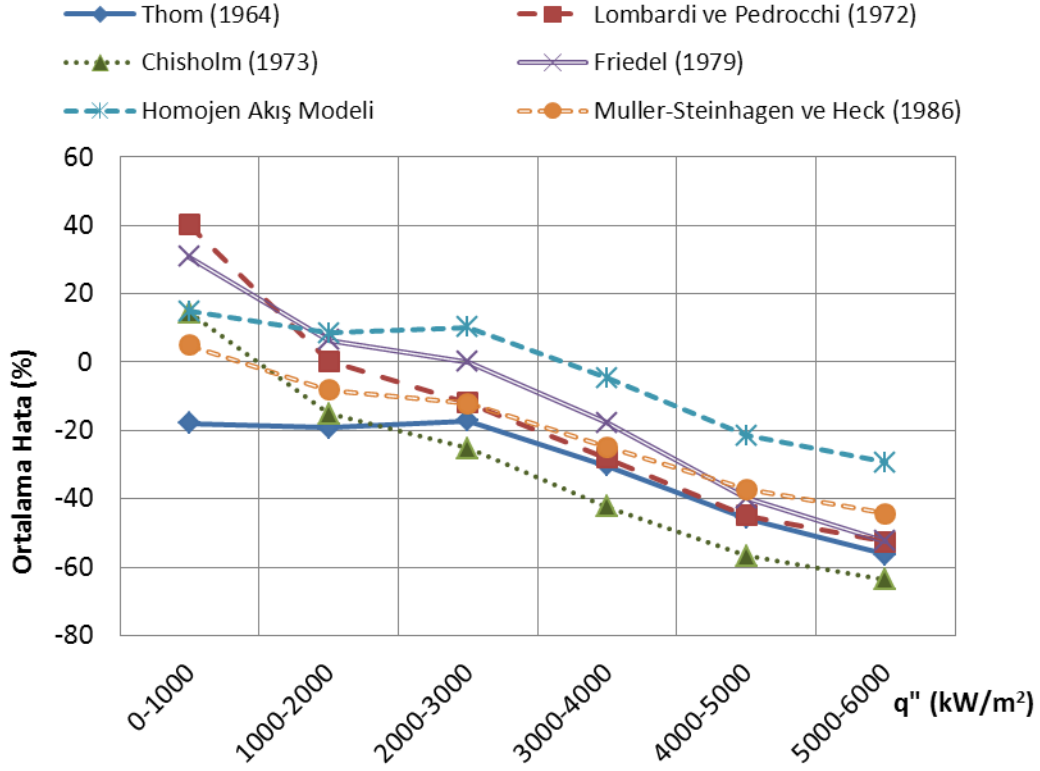
Şekil 6.18 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.



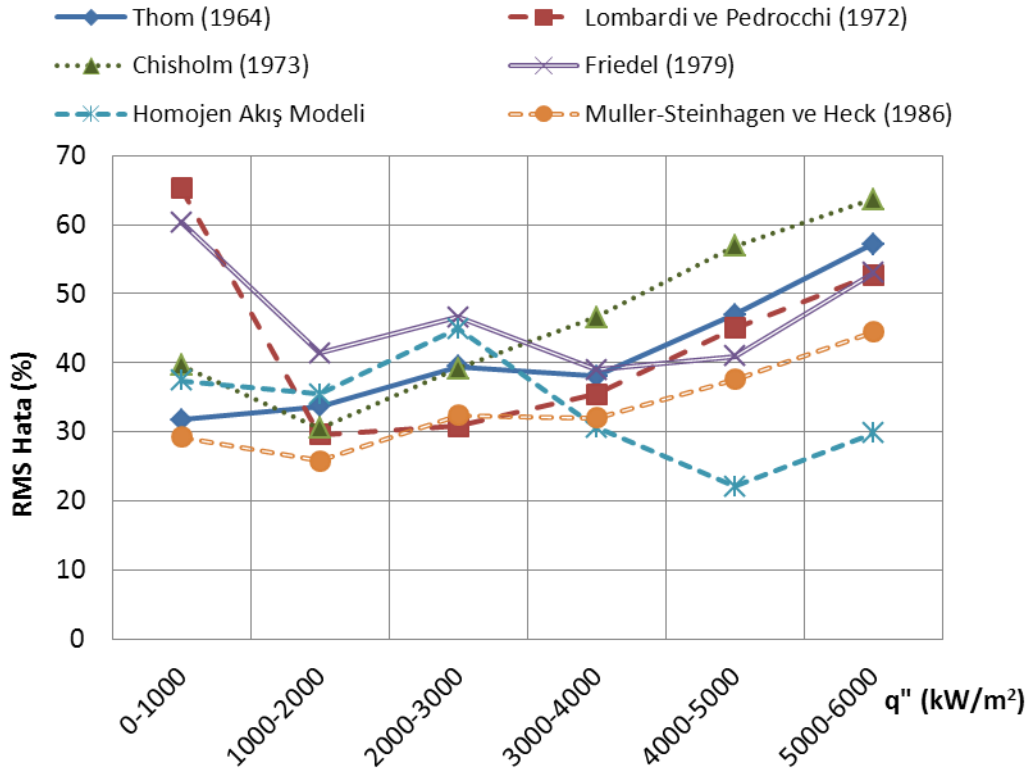
Şekil 6.19 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.



Şekil 6.20 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.



Şekil 6.21 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı.



Şekil 6.22 : Korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı.

En güvenilir korelasyonun belirlenebilmesi için çizdirilen aralıklı hesap sonucu grafikleri değerlendirilmiş ve netice olarak iki seçenek ortaya çıkmıştır.

1.Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılacaktır.

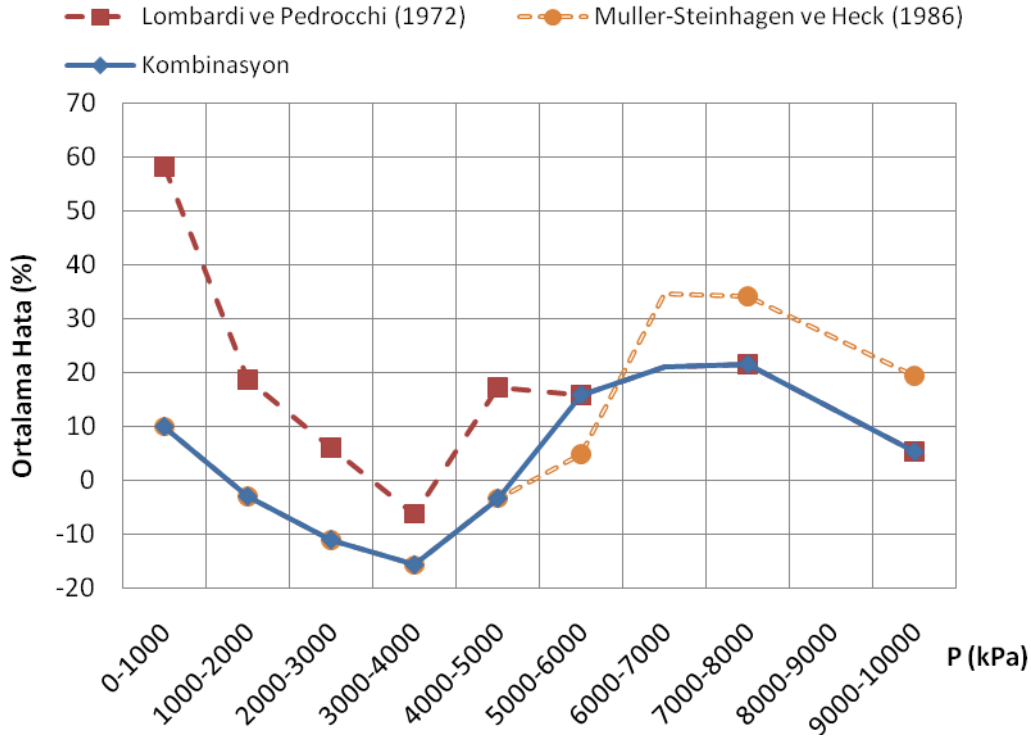
2.Muller-Steinhagen ve Heck (1986) - Lombardi ve Pedrocchi (1972) kombinasyonu kullanılacaktır. Korelasyonlar için en iyi RMS hata değerlerini verdikleri aralıklara ait sınır değerler belirlenecektir. Belirlenen sınır değerler için uygun olan korelasyon kullanılarak hesaplama yapılacaktır.

Çalışmaya 1 numaralı seçenek ile devam edilmiş olup 2 numaralı seçenek için yalnızca hangi aralıklarda hangi korelasyonun kullanılması gerektiği belirlenip sonuçlar grafiğe aktarılmıştır.

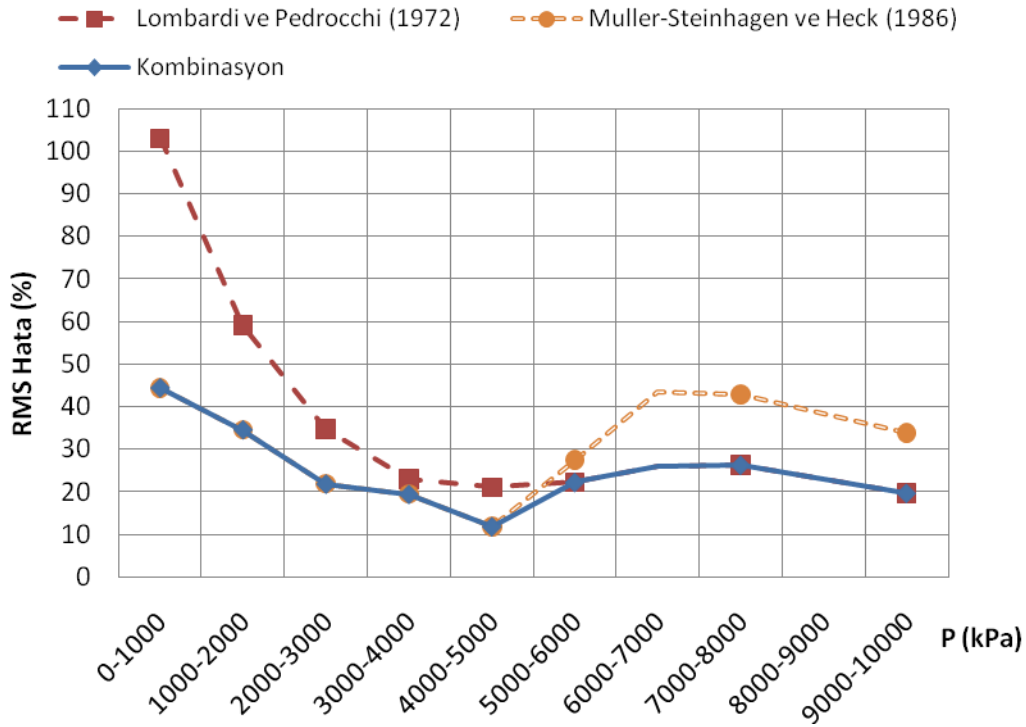
2 numaralı seçenekte bulunan korelasyonlar ayrıntılı test etmek amacıyla Şekil 6.16, Şekil 6.18 ve Şekil 6.20’de bulunan basınç, kütleli akı ve termodinamik kuruluk derecesine bağlı RMS hata grafiklerinden faydalanılmıştır. Grafiklerde Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonlarına ait RMS hata değerlerinin kesiştiği aralıklar için tekrardan hassas (küçük aralıklı) hesaplamalar yapılmıştır. Test sonucunda her bir aralık için en düşük RMS hatasını veren korelasyon belirlenmiştir. Buna göre

- $P \leq 5000$ kPa için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve $P > 5000$ kPa için Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu kullanılmalıdır.
- $G \leq 6100$ kg/m²s için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve $G > 6100$ kg/m²s için Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu kullanılmalıdır.
- $X \leq 0,25$ için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve $X > 0,25$ için Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu kullanılmalıdır.

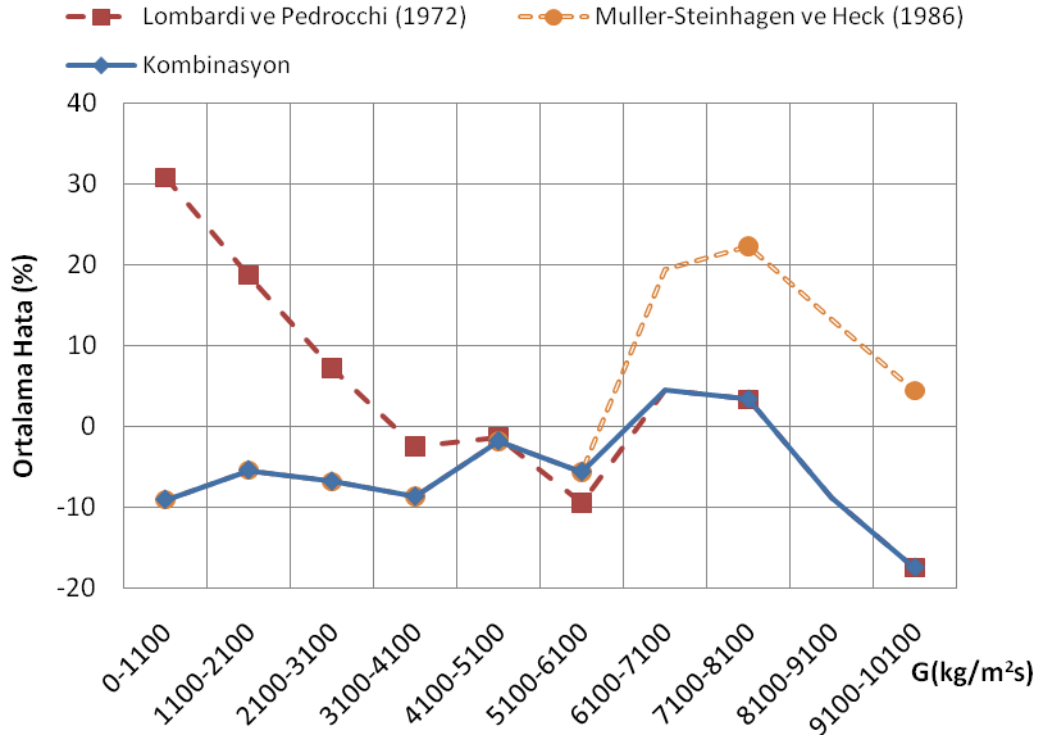
sonuçlarına ulaşılmıştır. Sınır değerler belirlenirken basınç için 50 kPa, kütleli akı için 100 kg/m²s ve termodinamik kuruluk derecesi için de 0,01 aralıklı hesaplama yapılmıştır. Sınır değerler belirlendikten sonra Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu, Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu ve iki korelasyondan oluşturulan kombinasyon için çizdirilen basınca, kütleli akıya ve termodinamik kuruluk derecesine bağlı olarak aralıklı hesaplama sonucu elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri dağılımı Şekil 6.23-6.28’de gösterilmiştir.



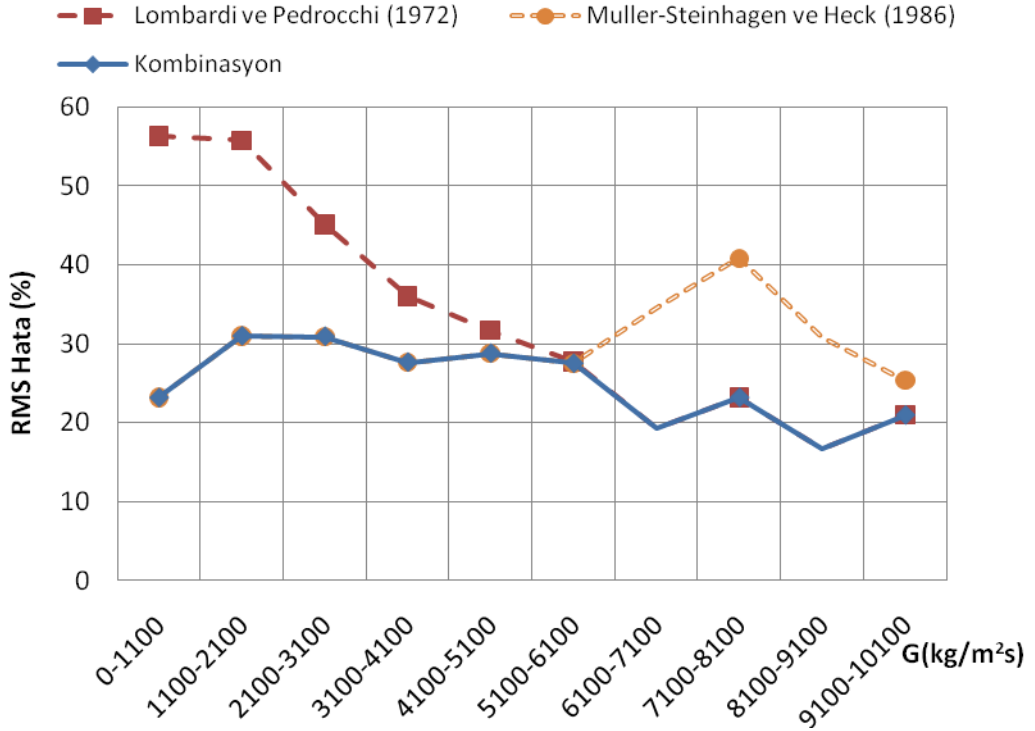
Şekil 6.23 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



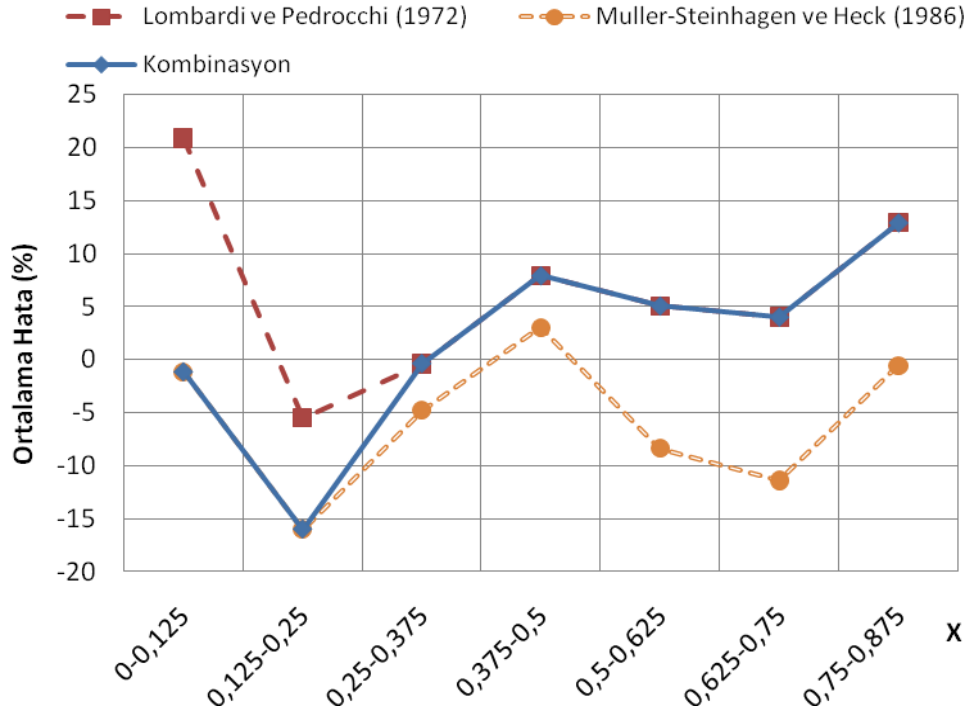
Şekil 6.24 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



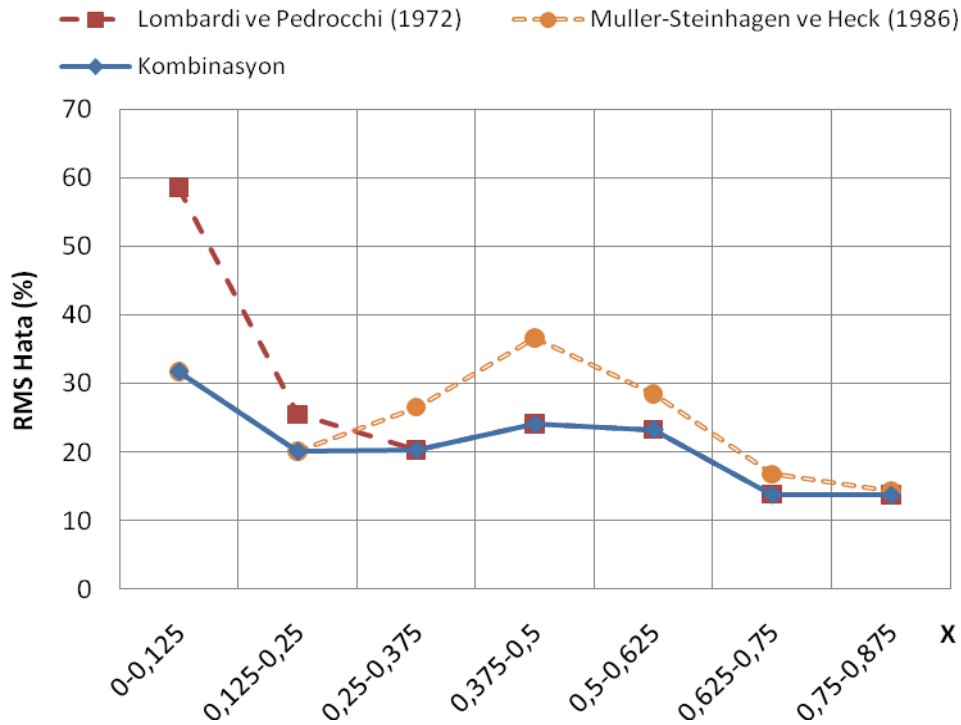
Şekil 6.25 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.



Şekil 6.26 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.

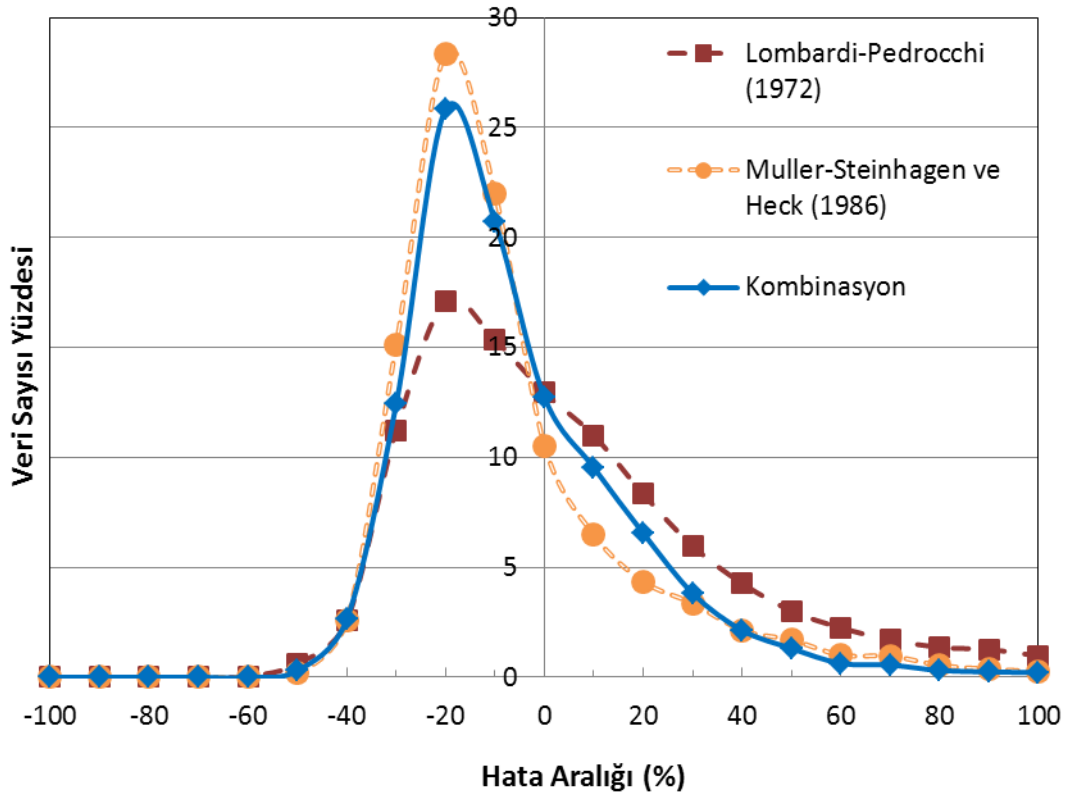


Şekil 6.27 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.



Şekil 6.28 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.

Şekil 6.29'da Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için çizdirilen histogramlar sunulmuştur. Şekil 6.14 ve Şekil 6.29'daki histogramlardan anlaşıldığı gibi hesaplamalarda kullanılan 9372 adet veriden bazıları için hesaplanan ortalama hata değerleri $\pm 100\%$ hata aralığı dışında kalmaktadır. Hesaplanan sonuçları daha güvenilir hale getirebilmek için ortalama hata değerleri $\pm 100\%$ hata aralığı dışında kalan verilerin belirlenip elenmesi gerekmektedir. Elenecek veriler belirlenirken aynı veri için hesaplarda kullanılan 6 adet korelasyon yardımıyla elde edilen ortalama hata değerlerinden en az iki tanesinin $\pm 100\%$ hata aralığı dışında kalması şartı konulmuştur. Bu şekilde hatalı olma ihtimali oldukça fazla olan verilerin eleneceği düşünülmüştür.



Şekil 6.29 : Muller-Steinhagen ve Heck (1986), Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonları ve oluşturulan kombinasyon için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata histogramları.

Yapılan hesaplamalar sonucu Olekhnovitch vd. (2004) veri kaynağına ait 247 adet hatalı veri elenmiştir. Veri eleme işlemi sonrasında toplam 9125 adet kullanılabilir

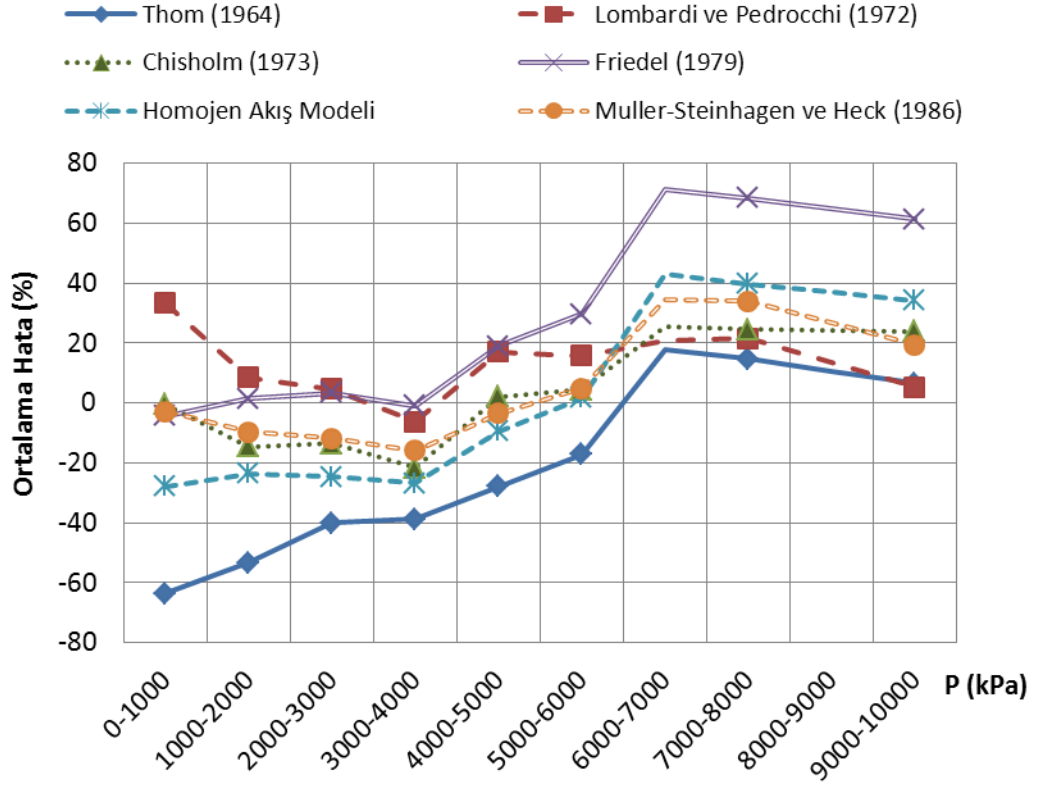
veri kalmıştır. Bu bölümden sonra yapılan hesaplamalarda geriye kalan 9125 adet veri kullanılmıştır.

Çizelge 6.40'ta hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için elde edilen ortalama ve RMS hata değerleri sunulmuştur. Thom (1964) metodu RMS hata değeri %46,32'den %46,65'e çıkmıştır. Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu RMS hata değeri %45,28'den %33,01'e düşmüştür. Chisholm (1973) korelasyonu RMS hata değeri %36,49'dan %32,08'e düşmüştür. Friedel (1979) korelasyonu RMS hata değeri %49,29'dan %38,48'e düşmüştür. Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu RMS hata değeri %28,60'dan %23,00'e düşmüştür. Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) korelasyonu RMS hata değeri %36,58'den %33,61'e düşmüştür.

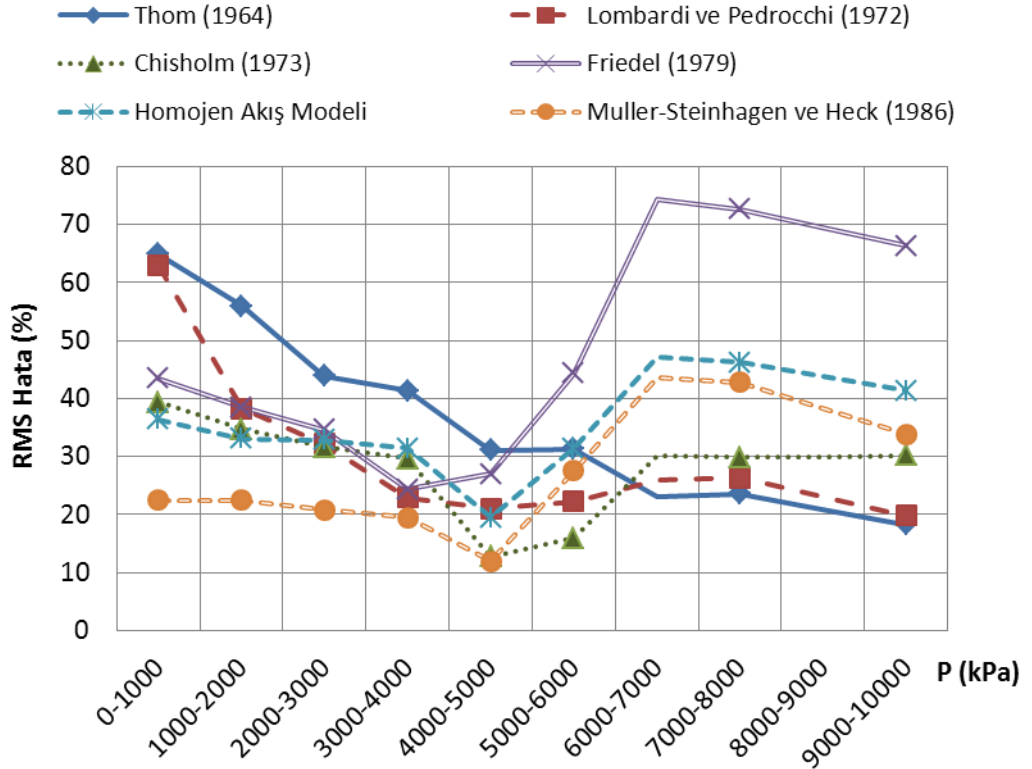
Çizelge 6.40 : Veri elemesi sonrası ısıtılmış veri tabanında bulunan 9125 adet veri kullanılarak korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı hesaplanan ortalama ve RMS hata (%) değerleri.

HESAPLAMA YÖNTEMİ REFERANSLI KARŞILAŞTIRMA SONUÇLARI	RMS Hata	Ortalama Hata
Thom (1964)	46,65	-39,98
Lombardi ve Pedrocchi (1972)	33,01	5,13
Chisholm (1973)	32,08	-11,63
Friedel (1979)	38,48	7,27
Muller-Steinhagen ve Heck (1986)	23,00	-8,34
Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942)	33,61	-19,19

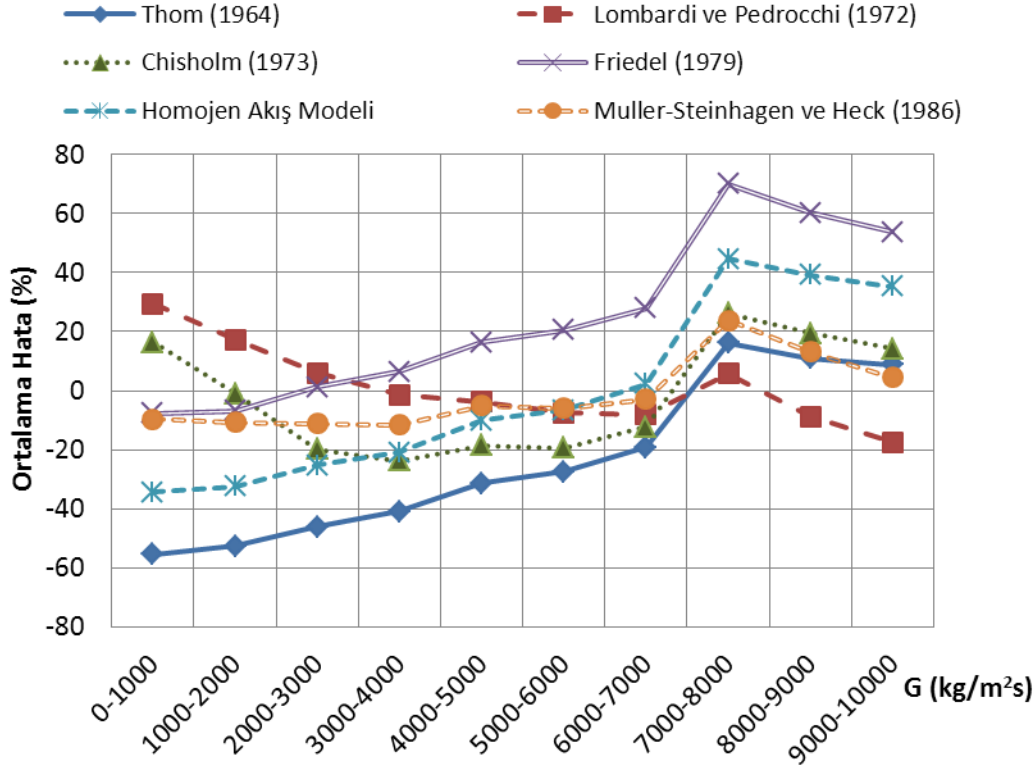
Eleme sonrası geriye kalan 9125 adet iki-fazlı akış ölçüm sonucu değerleri kullanılarak her bir korelasyon için hesaplama yöntemi referans alınarak ortalama ve RMS hata değerleri hesaplatılmış ve Şekil 6.15-6.22'de verilen grafikler elde edilen sonuçlar neticesinde tekrardan çizdirilmiştir. Hatalı verilerin elenmesi sonucu revize edilen grafikler Şekil 6.30-6.37'de sunulmuştur.



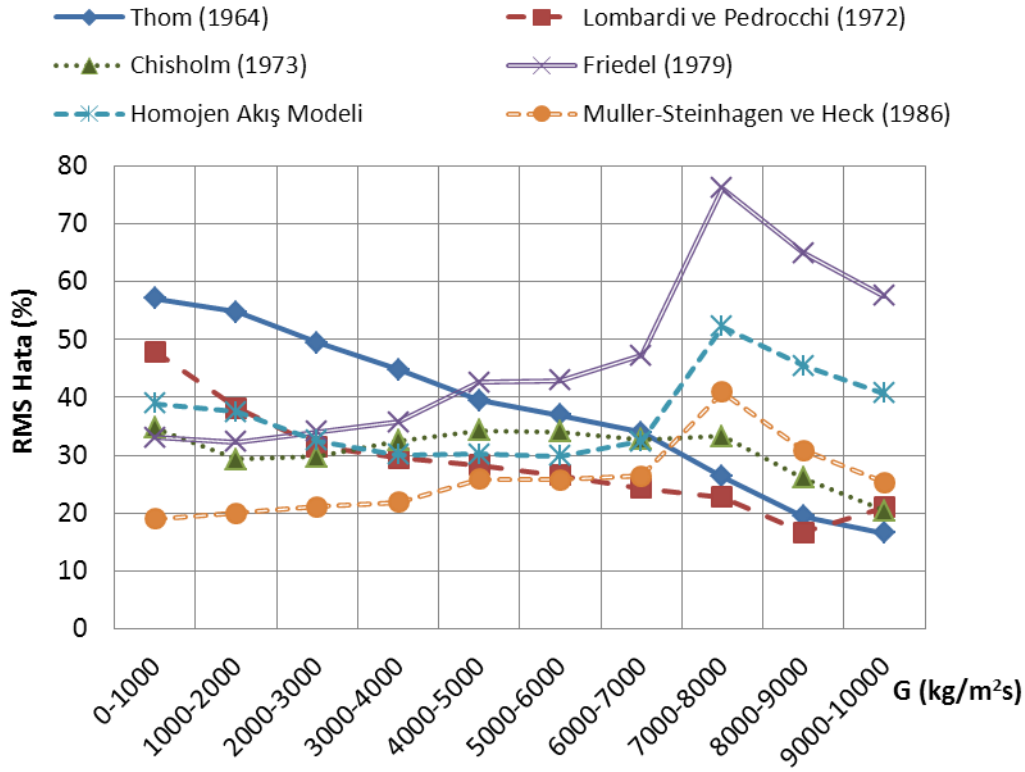
Şekil 6.30 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



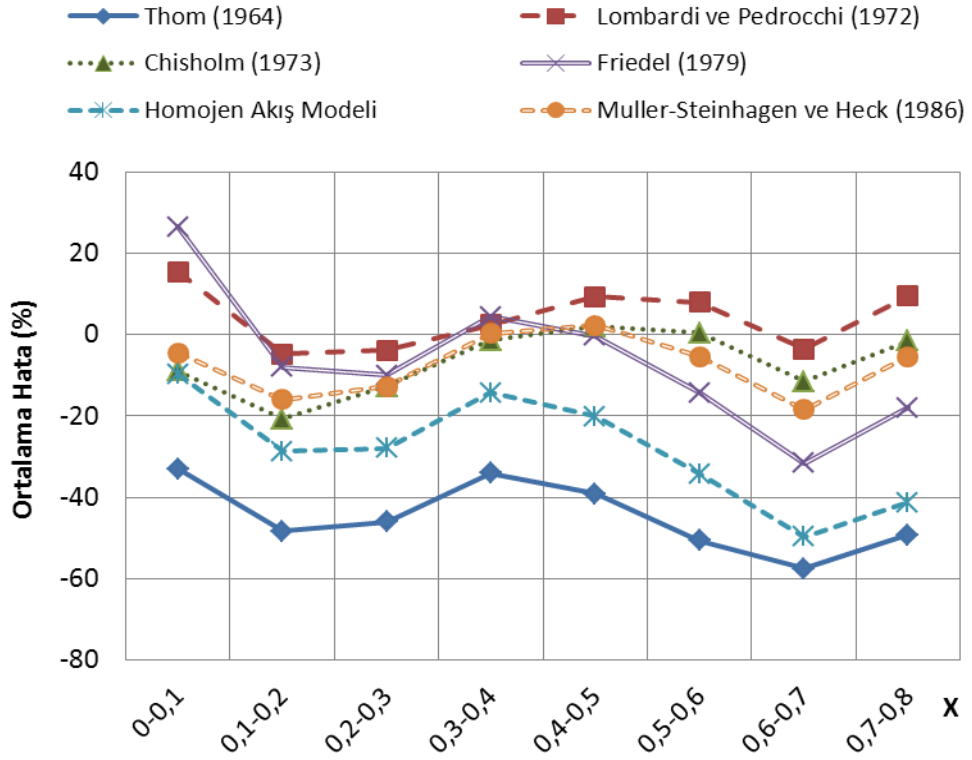
Şekil 6.31 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



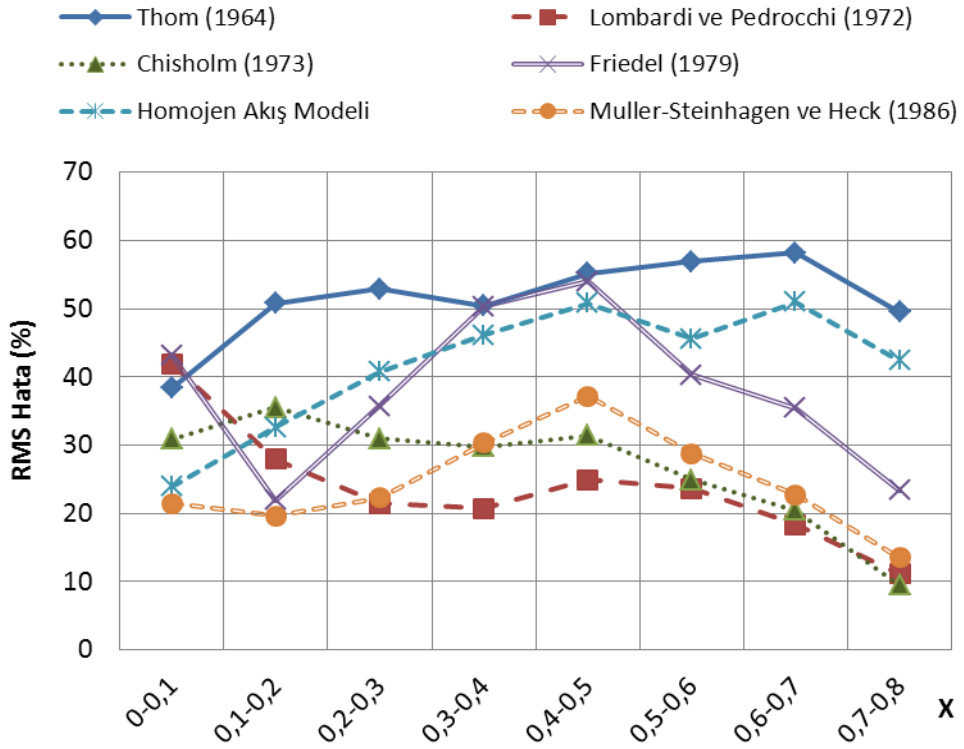
Şekil 6.32 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.



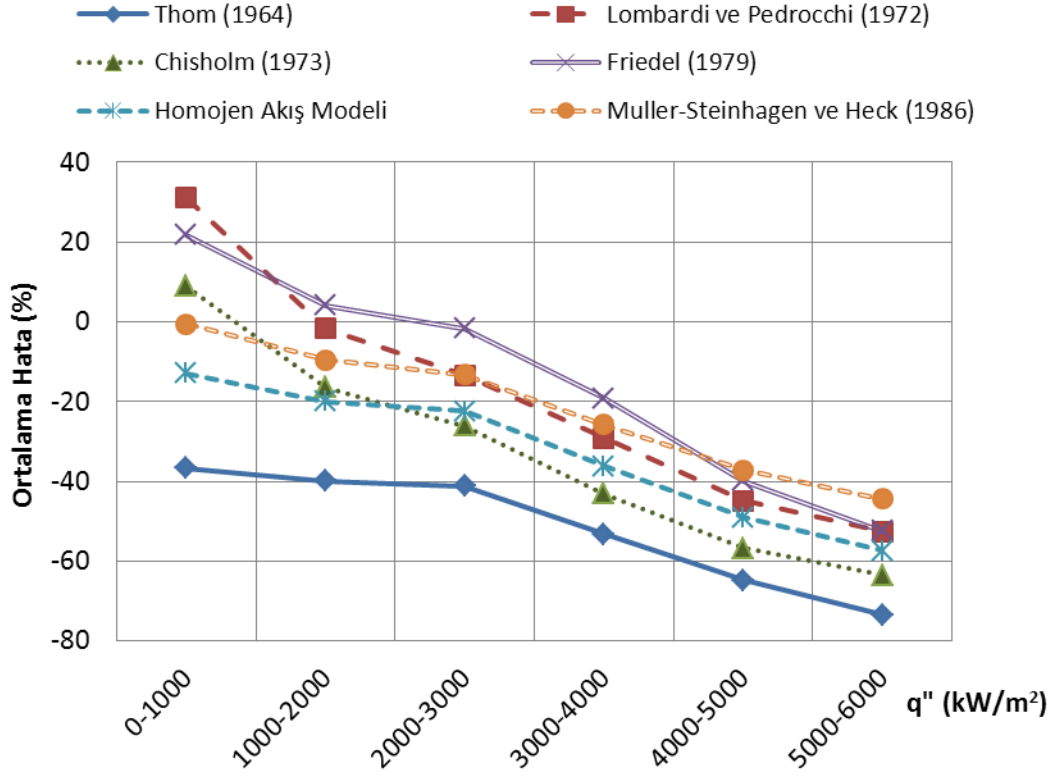
Şekil 6.33 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.



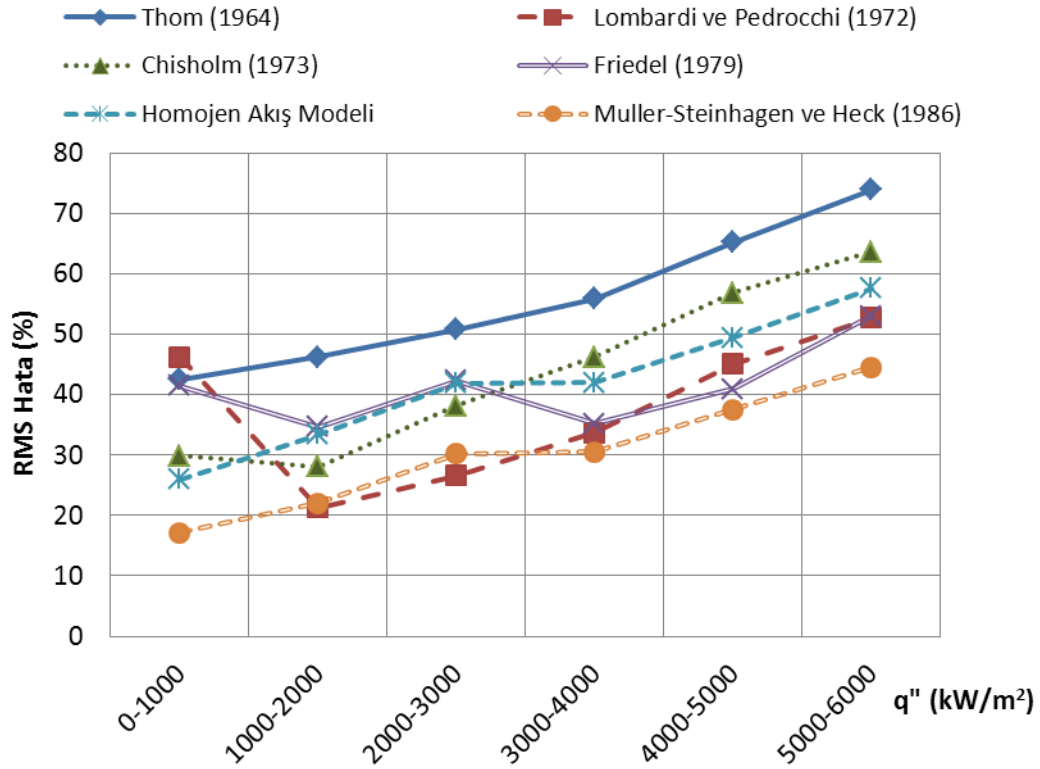
Şekil 6.34 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.



Şekil 6.35 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.



Şekil 6.36 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı.



Şekil 6.37 : Hatalı veriler elendikten sonra korelasyonlar için hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı.

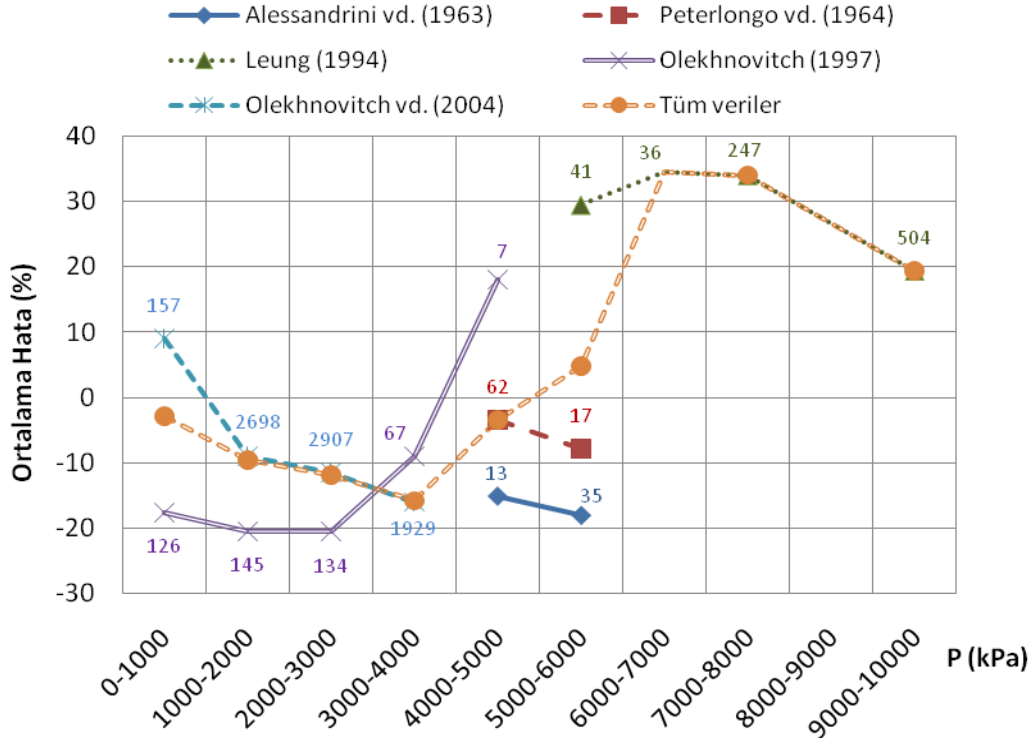
6.7 Isıtılmış Düşey Borularda Sıvı Su-Buhar Akışı Veri Tabanını Oluşturan Farklı Kaynaklardan Alınmış Verilere Ait Ortalama ve RMS Hata Değerlerinin Ayrıntılı Olarak İrdelenmesi

Bu bölümde test edilen 6 korelasyon arasında ısıtılmış veri tabanı için en düşük RMS hata değerini veren Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak farklı kaynaklardan elde edilen veriler test edilecektir. Bu test sonucunda hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerlerinin hangi veri kaynağından ne şekilde etkilendiğinin anlaşılması amaçlanmaktadır. Veri kaynakları çıkıştaki basınç, kütleli akı, termodinamik kurulum derecesi ve ısı akısı değerleri üzerinden aralıklara bölünerek test edilmiştir. Adyabatik veri kaynağı teste dahil edilmemiştir.

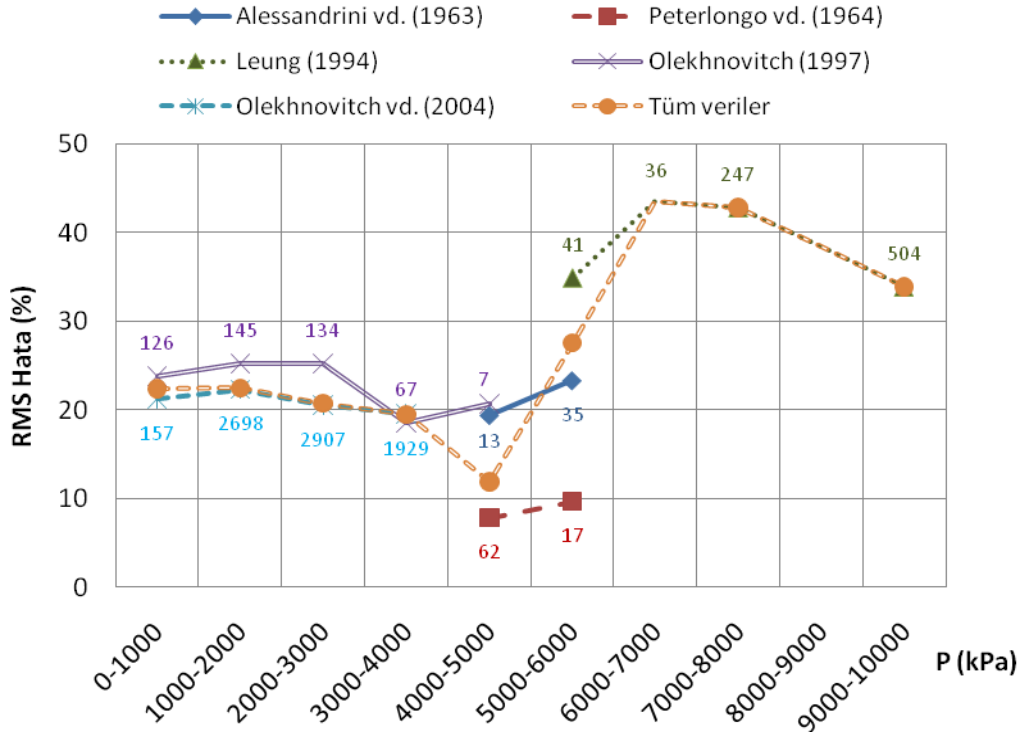
Şekil 6.38 ve Şekil 6.39'daki grafikler yardımıyla kullanılan veri kaynakları basınç dağılımına göre incelendiğinde birbirlerine benzer trendleri izledikleri görülmektedir. Ayrıca her iki şekilde de Leung (1994) veri kaynağının diğer veri kaynaklarına oranla daha yüksek hata değerlerine sahip olduğu anlaşılmaktadır.

Bölünmüş kütleli akı değerlerine bağlı, Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak veri kaynağı bazlı yapılan hesaplama sonucu elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri dağılımı Şekil 6.40 ve Şekil 6.41'de gösterilmiştir.

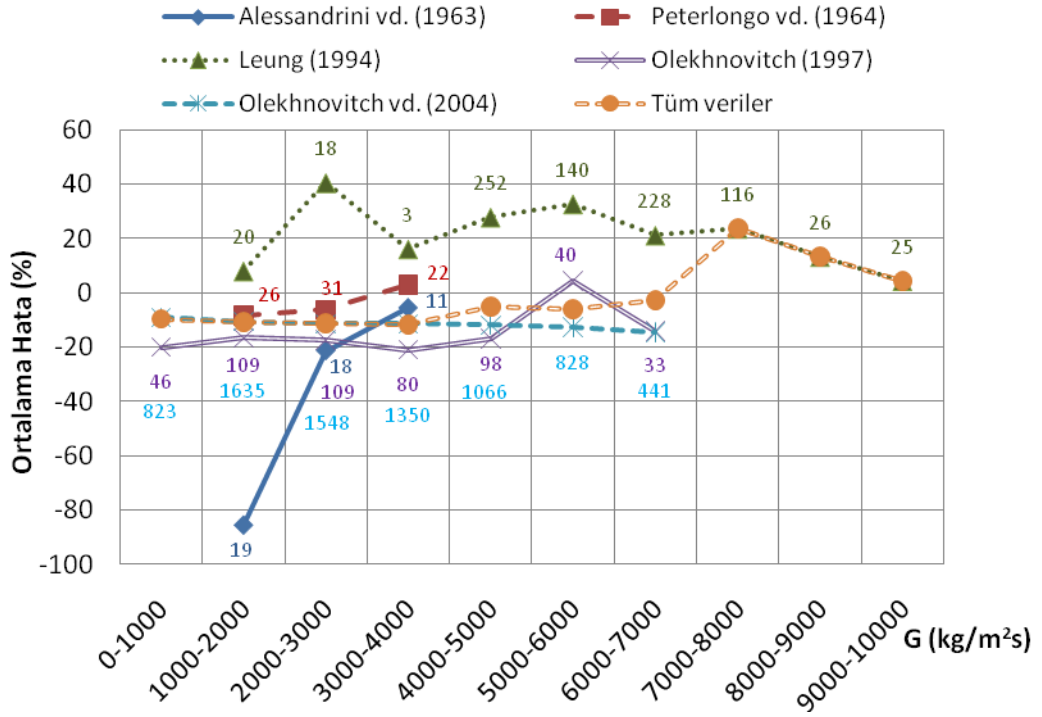
Şekil 6.40'ta 1000-2000 kg/m²s kütleli akı aralığında bulunan Alessandrini vd. (1963) veri kaynağına bağlı 19 adet verinin ortalama hata değeri aynı aralıkta bulunan diğer veri kaynaklarına ait verilerin ortalama hata değerlerinden oldukça uzakta kaldığı görülmektedir. Daha hassas sonuçlar elde etmek için bu veriler belirlenip tek tek kontrol edilmelidir. Şekil 6.40 ve Şekil 6.41'de Leung (1994) veri kaynağının diğer veri kaynaklarına oranla daha yüksek hata değerlerine sahip olduğu anlaşılmaktadır.



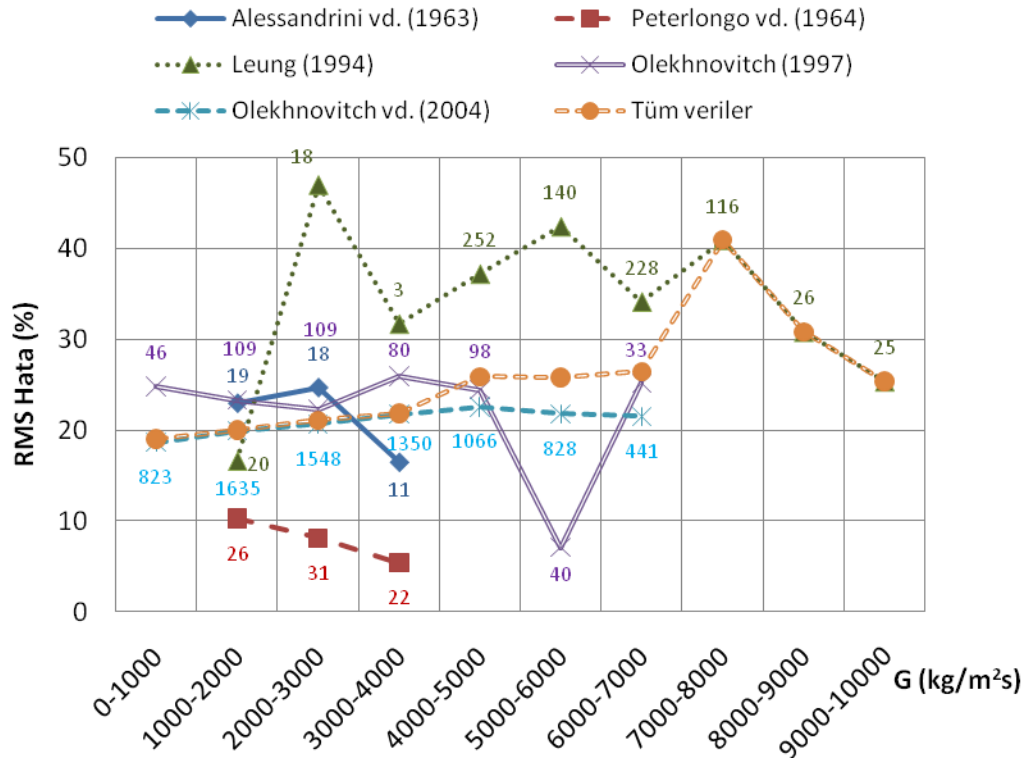
Şekil 6.38 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



Şekil 6.39 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



Şekil 6.40 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.



Şekil 6.41 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.

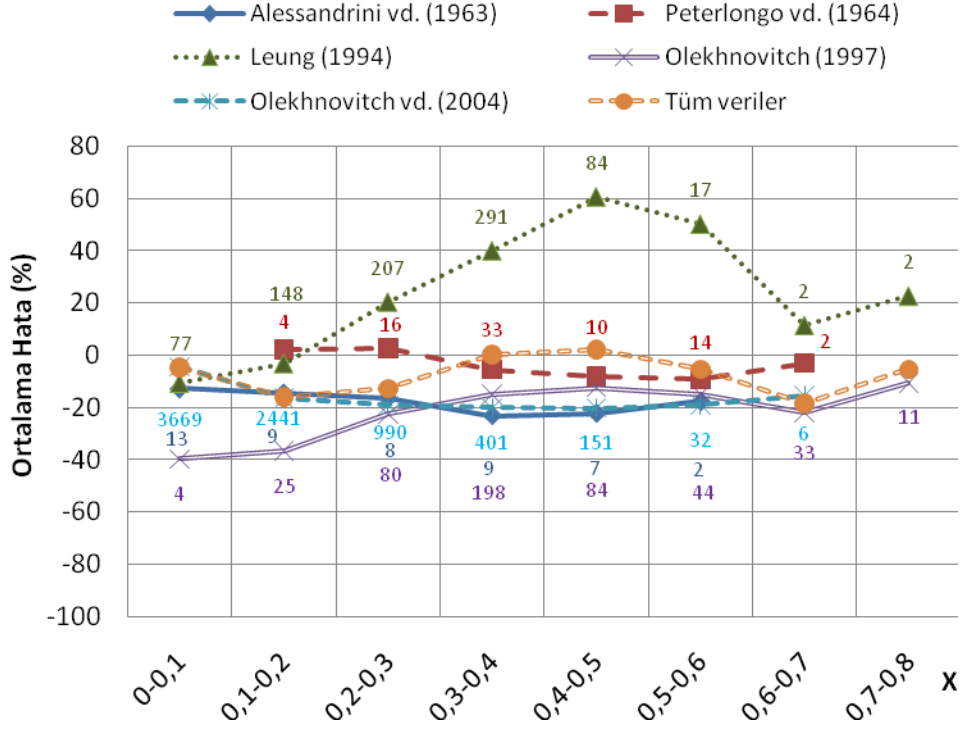
Bölünmüş termodinamik kuruluk derecesi değerlerine bağlı, Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak veri kaynağı bazlı yapılan hesaplama sonucu elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri dağılımı Şekil 6.42 ve Şekil 6.43'te gösterilmiştir.

Şekil 6.42 ve Şekil 6.43'te 0,3-0,6 termodinamik kuruluk derecesi aralığında bulunan ve Leung (1994) veri kaynağına bağlı 392 adet verinin ortalama ve RMS hata değerleri, aynı aralıkta bulunan diğer veri kaynaklarına ait verilerin ortalama ve RMS hata değerlerine göre yüksek kalmaktadır. Daha hassas sonuçlar elde etmek için bu veriler belirlenip tek tek kontrol edilmelidir.

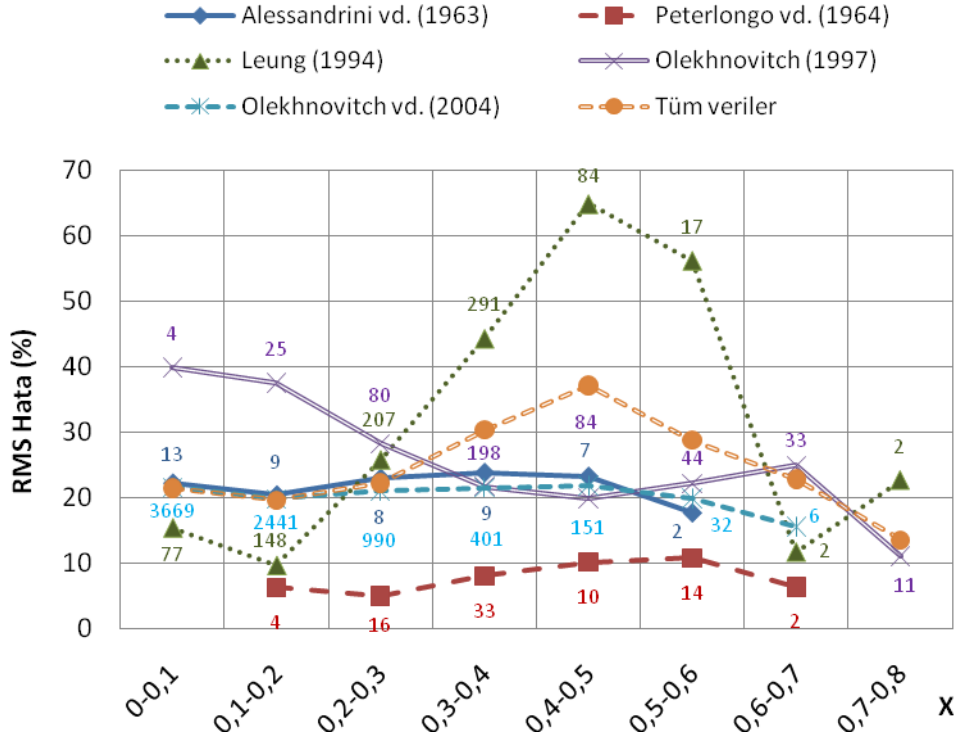
Bölünmüş ısı akısı değerlerine bağlı, Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak veri kaynağı bazlı yapılan hesaplama sonucu elde edilen hesaplama yöntemi referanslı ortalama ve RMS hata değerleri dağılımı Şekil 6.44 ve Şekil 6.45'te gösterilmiştir.

Şekil 6.44 ve Şekil 6.45'te 2000-4000 kW/m² ısı akısı aralığında bulunan ve Leung (1994) veri kaynağına bağlı 187 adet verinin ortalama ve RMS hata değerleri aynı aralıkta bulunan diğer veri kaynaklarına ait verilerin ortalama ve RMS hata değerlerine göre yüksek kalmaktadır. Daha hassas sonuçlar elde etmek için bu veriler belirlenip tek tek kontrol edilmelidir.

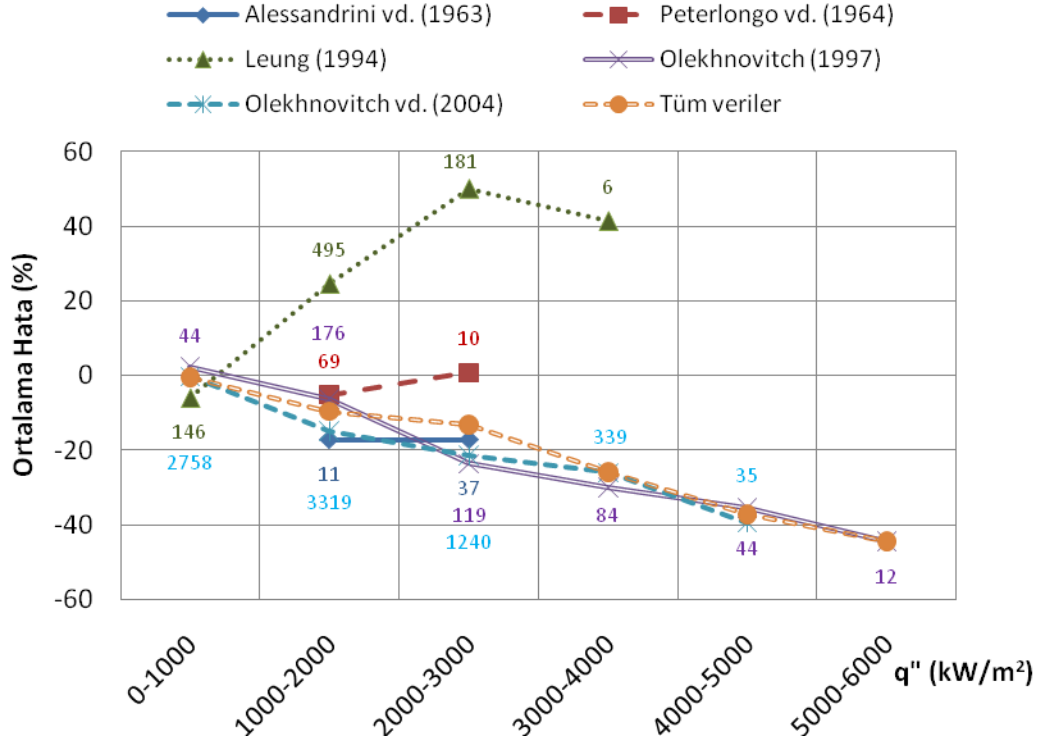
Şekil 6.38-6.45'te verilen grafiklerden genel olarak Peterlongo vd. (1964) veri kaynağında bulunan verilerin en düşük RMS hata değerlerine sahip olup sonuçları iyileştirdiği, Leung (1994) veri kaynağında bulunan verilerin de en yüksek RMS hata değerlerine sahip olup sonuçları kötüleştirdiği anlaşılmaktadır. Burada sunulan şekillerde verilen ortalama ve RMS değerleri aynı aralıkta bulunan verilere ait sonuçların ortalaması alınarak elde edildiği için veri elemesi yapmak için kullanılamaz. Veri elemesi yapmak için bütün verilere ait ortalama ve RMS hata değerleri tek tek kontrol edilmelidir.



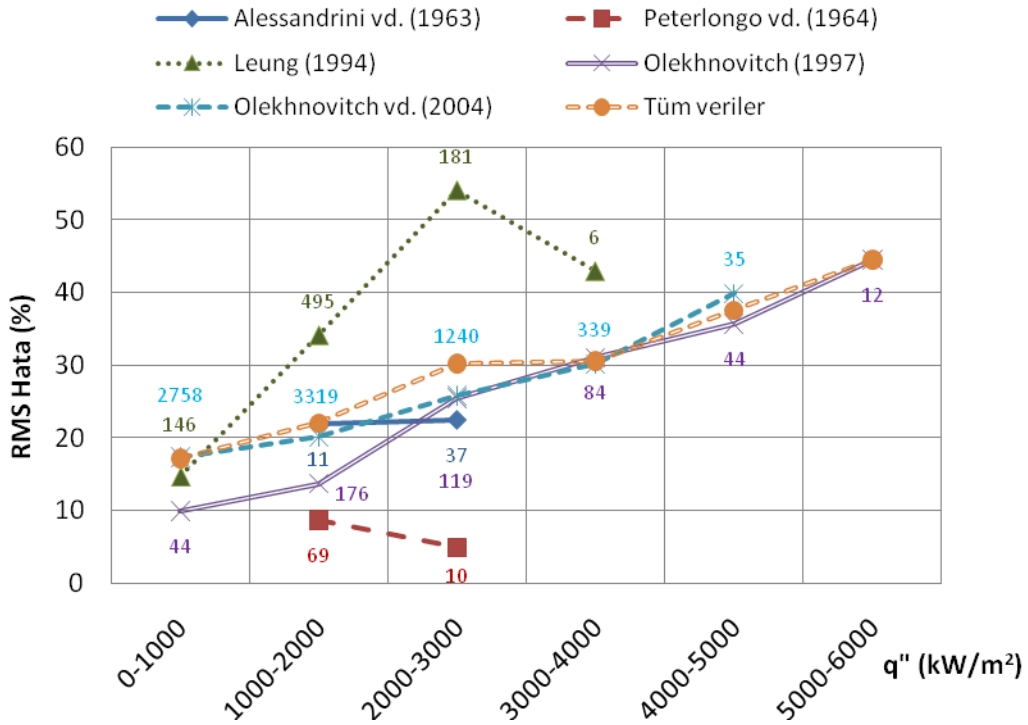
Şekil 6.42 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.



Şekil 6.43 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.



Şekil 6.44 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı ortalama hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı.



Şekil 6.45 : Veri kaynakları için Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonu kullanılarak hesaplanan hesaplama yöntemi referanslı RMS hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı.

7. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu tez çalışmasında, düşey borularda iki-fazlı akış sürtünme çarpanı basınç düşümü ölçümleri, Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve literatürden seçilmiş 5 adet korelasyon kullanılarak hesaplanmıştır. Birinci aşamada basınç düşümü ölçümlerinden hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanı sonuçları doğru kabul edilerek Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve korelasyonlar için ortalama ve RMS hata değerleri belirlenmiştir. İkinci aşamada ise Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ile hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanı sonuçları doğru kabul edilerek korelasyonlar için ortalama ve RMS hata değerleri belirlenmiştir. RMS hata değerleri dikkate alınarak her bir korelasyon için ısıtmanın etkisi ayrı ayrı test edilmiştir ve test sonucunda hiçbir yönteme ısıtma etkisinin ilave edilmemesi gerektiği anlaşılmıştır.

Isıtılmış veri tabanı için yapılan testler sonucunda iki-fazlı akış sürtünme çarpanının belirlenmesinde kullanılan Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve literatürde yer alan korelasyonlar için genel olarak şu sonuçlara ulaşılmıştır:

- Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun %23,00 RMS hata değeriyle deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarına göre hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanına en yakın sonucu verdiği görülmüştür. İkinci sırada %32,08 RMS hata değeriyle Chisholm (1973) korelasyonu bulunmaktadır.
- Thom (1964) metodunun ve Friedel (1979) korelasyonunun deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarına göre hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanlarıyla kıyaslanmasında sırasıyla %46,65 ve %38,48 RMS hata değerleriyle en kötü sonucu verdiği belirlenmiştir.

Adyabatik veri tabanı için yapılan testler sonucunda iki-fazlı akış sürtünme çarpanının belirlenmesinde kullanılan Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) ve literatürde yer alan korelasyonlar için genel olarak şu sonuçlara ulaşılmıştır:

- Chisholm (1973) korelasyonunun %18,51 RMS hata değeriyle deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarına göre hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanına en yakın sonucu verdiği görülmüştür. İkinci sırada %20,38 RMS hata değeriyle Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) bulunmaktadır.
- Thom (1964) metodunun ve Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçlarına göre hesaplanan iki-fazlı akış sürtünme çarpanlarıyla kıyaslanmasında sırasıyla %46,32 ve %77,26 RMS hata değerleriyle en kötü sonucu verdiği belirlenmiştir.

Isıtılmış veri tabanı için deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçları ve Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan RMS hata değerleri karşılaştırıldığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986) korelasyonunun iki durumda da en iyi sonucu verdiği görülmüştür. Aynı şekilde adyabatik veri tabanı için deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçları ve Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı hesaplanan RMS hata değerleri karşılaştırıldığında Chisholm (1973) korelasyonunun iki durumda da en iyi sonucu verdiği görülmüştür.

Isıtılmış veri tabanı için iki-fazlı akış sürtünme çarpanının belirlenmesinde kullanılan korelasyonların basınç düşümü ölçümlerinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması sonucu elde edilen hataların basınç, kütlelesel akı, termodinamik kuruluk derecesi ve ısı akısına göre dağılımları irdelendiğinde genel olarak şu sonuçlara ulaşılmıştır:

- 0-5000 kPa basınç aralığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986), 5000-6000 kPa basınç aralığında Chisholm (1973) ve 6000-10 000 kPa basınç aralığında Thom (1964) korelasyonlarının daha küçük RMS hataları verdiği tespit edilmiştir.
- 0-6000 kg/m²s kütlelesel akı aralığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986), 6000-9000 kg/m²s kütlelesel akı aralığında Lombardi ve Pedrocchi (1972) ve 9000-10 000 kg/m²s kütlelesel akı aralığında Thom (1964) korelasyonlarının daha küçük RMS hataları verdiği tespit edilmiştir.
- 0-0,2 termodinamik kuruluk derecesi aralığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986), 0,2-0,7 termodinamik kuruluk derecesi aralığında Lombardi ve Pedrocchi (1972) ve 0,7-0,8 termodinamik kuruluk derecesi aralığında Chisholm (1973) korelasyonlarının en küçük RMS hatalarını verdiği tespit edilmiştir.

- 0-1000 ve 3000-6000 kW/m² ısı akısı aralığında Muller-Steinhagen ve Heck (1986) ve 1000-3000 kW/m² ısı akısı aralığında ise Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonlarının en küçük RMS hatalarını verdiği tespit edilmiştir.

Bu çalışmada iki-fazlı akış sürtünme çarpanının belirlenmesinde kullanılan yöntemlerin basınç düşümü ölçümlerinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılmasında elde edilen hata analizi sonuçları literatürden elde edilen sonuçlarla karşılaştırdığımızda şu neticelere ulaşılmıştır:

- Idsinga (1975), kendi deneysel basınç düşümü ölçümü sonuçları için karşılaştırmış olduğu 18 korelasyon içerisinde Thom (1964) metodunun en iyi sonucu verdiğini rapor etmiştir. Idsinga (1975) ısıtılmış akış koşullarında
 - Thom (1964) metodu için %42 RMS hatası,
 - Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu için %44 RMS hatası
 - Chisholm (1973) korelasyonu için %48 RMS hatası hesaplamıştır.

Bu tez çalışmasında kullanılan 9125 adet deneysel basınç düşümü ölçümü verisiyle karşılaştırmalarda ise

- Thom (1964) metodu için %46,65 RMS hatası
- Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu için %33,01 RMS hatası
- Chisholm (1973) korelasyonu için %32,08 RMS hatası hesaplanmıştır.
- Leung (1994) araştırmasında:
 - Thom (1964) metodu için %46,65 RMS hatası
 - Chisholm (1973) korelasyonu için %20 RMS hatası,
 - Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu için %21 RMS hatası,
 - Thom (1964) metodu için %31 RMS hatası,
 - Friedel (1979) korelasyonu için %33 RMS hatası,
 - Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) için %28,04 RMS hatası belirlenmiştir.

Buna karşın, bu tez çalışmasında sadece Leung (1994)'te bulunan 828 adet basınç düşümü sonuçları kullanılarak yapılan testte:

- Thom (1964) metodu için %46,65 RMS hatası
- Chisholm (1973) korelasyonu için %29,55 RMS hatası,
- Lombardi ve Pedrocchi (1972) korelasyonu için %22,4 RMS hatası,
- Thom (1964) metodu için %19,99 RMS hatası,

- Friedel (1979) korelasyonu için %68,16 RMS hatası,
- Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) için %42,71 RMS hatası hesaplanmıştır

Bu çalışmada yapılan testler sonucunda kullanılan basınç düşümü ölçümü verileriyle ilgili ayrıntılı analizde şu sonuçlara ulaşılmıştır:

- Şekil 6.40'ta 1000-2000 kg/m²s kütleli akı aralığında bulunan Alessandrini vd. (1963) veri kaynağına bağlı 19 adet verinin ortalama hata değeri aynı aralıkta bulunan diğer veri kaynaklarına ait verilerin ortalama hata değerlerinden oldukça uzakta kaldığı görülmektedir.
- Şekil 6.40 ve Şekil 6.41'den Leung (1994) veri kaynağının diğer veri kaynaklarına oranla daha yüksek hata değerlerine sahip olduğu anlaşılmaktadır.
- Şekil 6.42 ve Şekil 6.43'te 0,3-0,6 termodinamik kuruluk derecesi aralığında bulunan ve Leung (1994) veri kaynağına bağlı 392 adet verinin ortalama ve RMS hata değerleri aynı aralıkta bulunan diğer veri kaynaklarına ait verilerin ortalama ve RMS hata değerlerine göre yüksek kalmaktadır.
- Şekil 6.44 ve Şekil 6.45'te 2000-4000 kW/m² ısı akısı aralığında bulunan ve Leung (1994) veri kaynağına bağlı 187 adet verinin ortalama ve RMS hata değerleri aynı aralıkta bulunan diğer veri kaynaklarına ait verilerin ortalama ve RMS hata değerlerine göre yüksek kalmaktadır.
- Şekil 6.38-6.45'te verilen grafiklerden genel olarak Peterlongo vd. (1964) veri kaynağında bulunan verilerin en düşük RMS hata değerlerine sahip olup sonuçları iyileştirdiği, Leung (1994) veri kaynağında bulunan verilerin de en yüksek RMS hata değerlerine sahip olup sonuçları kötüleştirdiği anlaşılmaktadır.

Bu tez çalışmasında ayrıca Leung (1994) ve Alessandrini (1963) adyabatik veri kaynaklarına ait ölçüm sonuçları kullanılarak elde edilen basınç düşümü bileşenleri literatürden seçilen Klausner vd. (1990)'da bulunan basınç düşümü bileşenleri verileri ile karşılaştırılmıştır.

Yapılan karşılaştırmalarda şu genel sonuçlara ulaşılmıştır:

- ✓ Yüksek kütleli akı değerlerinde basınç düşümü bileşenleri arasında en yüksek değer sürtünmeden kaynaklanan basınç düşümüne aittir.

- ✓ Düşük kütleli akı değerlerinde sürtünmeden ve ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşenleri azalmaktadır.
- ✓ Yerçekiminden kaynaklanan basınç düşümü bileşeni kütleli akıdan etkilenmemektedir.
- ✓ Kütleli akının yeterince azaldığı durumlarda sürtünmeden ve ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşenleri yerçekiminden kaynaklanan basınç düşümü bileşeninden küçük değere sahip olabilmektedir.
- ✓ Isı akısının artması ivmelenmeden kaynaklanan basınç düşümü bileşenini arttırmaktadır.

Düşey borularda iki-fazlı akış sürtünme çarpanının en doğru şekilde belirlenebilmesi ve bu çalışmanın iletilebilmesi için

- Farklı koşullarda değişik akışkanlar kullanılarak basınç düşümü ölçümü yapılabilecek deney düzeneği kurulabilir.
- Hesaplamalarda kullanılan veri tabanları literatürden veya deney düzeneği kullanılarak elde edilen basınç düşümü ölçüm sonuçları ile genişletilebilir.
- Test edilen korelasyon ve metod sayısı artırılabilir.
- Hesaplamalarda kullanılan bağıntıların alternatifleri kullanılarak işlemler tekrarlanıp elde edilen sonuçlar karşılaştırılabilir.
- Elde edilen iki-fazlı akış sürtünme çarpanları kullanılarak tarama tablosu oluşturulabilir.
- Isıtma etkisi ile ilgili yeni korelasyonlar türetilip mevcut hesaplamalara ilave edilebilir.

KAYNAKLAR

- Ahmad, S. Y.**, 1969. Forced Convection Subcooled Boiling – Prediction of the Onset of Bubble Detachment. AECL unpublished report.
- Alessandrini, A., Peterlongo, G., Ravetta, R.**, 1963. R-86. Large scale experiments on heat transfer and hydrodynamics with steam-water mixtures: Critical heat flux and pressure drop measurements in round vertical tubes at the pressure of 51 kg/cm² abs.. CISE Report, No. 056.62.1-RDI, Milano.
- Aubé, F.**, 1996. Étude de la distribution axiale de la pression dans les écoulements diphasiques. Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Canada.
- Baker, O.**, 1954. Design of pipe lines for simultaneous flow of oil and gas. *Oil and Gas J.*, July, 26.
- Bandel, J.**, 1973. Druckverlust und Wärmeübergang bei der Verdampfung siedender Kältemittel im durchströmten waagerechten Rohr. University of Karlsruhe, Thesis for the degree of Doctor of Philosophy.
- Baroczy, C. J.**, 1965. A Systematic Correlation for Two-Phase Pressure Drop. Paper Presented at the 8th National Heat-Transfer Conference, Los Angeles, California, August 8-11, AIChE Preprint 37.
- Beattie, D. R. H.**, 1973. A Note on the Calculation of Two-Phase Pressure Losses. *Nuclear Engineering and Design*, **25**, 395-402.
- Bennett, A. W., Hewitt, G. F., Kearsley, H. A., Keays, R. K. F. and Lacey P. M. C.**, 1965. Flow Visualization Studies of Boiling at High Pressure. AERE-R 4874.
- Bertoletti, S., Lesage, J., Lombardi, C., Peterlongo, G., Silvestri, M., Soldaine, G. and Weckermann, F.**, 1961. Heat Transfer and Pressure Drop with Steam-Water Spray: A Critical Survey of Experiments Performed at CISE from November 1, 1959-January 31, 1961. CISE R-36.
- Bhatti, M. S. and Shah, R. K.**, 1987. Turbulent and Transition Flow Convective Heat Transfer in Ducts, Handbook of Single-Phase Convective Heat Transfer (Editors : Kakaç, S., Shah, R. K. and Aung, W.), John Wiley & Sons Publication, New York.
- Bratland, O.**, 2010. Pipe flow 2: Multi-phase flow assurance.
- Chen, N. H.**, 1979. An Explicit Equation for Friction Factor in Pipe. *Industrial and Engineering Chemistry Fundamentals*, **Vol. 18, No. 3**, 296-297.
- Chexal, B., Lellouche, G., Horowitz, J., Heizer, J. and Oh, S.**, 1991. Chexal-Lellouche Void Fraction Correlation for Generalized Applications. NSAC-139.

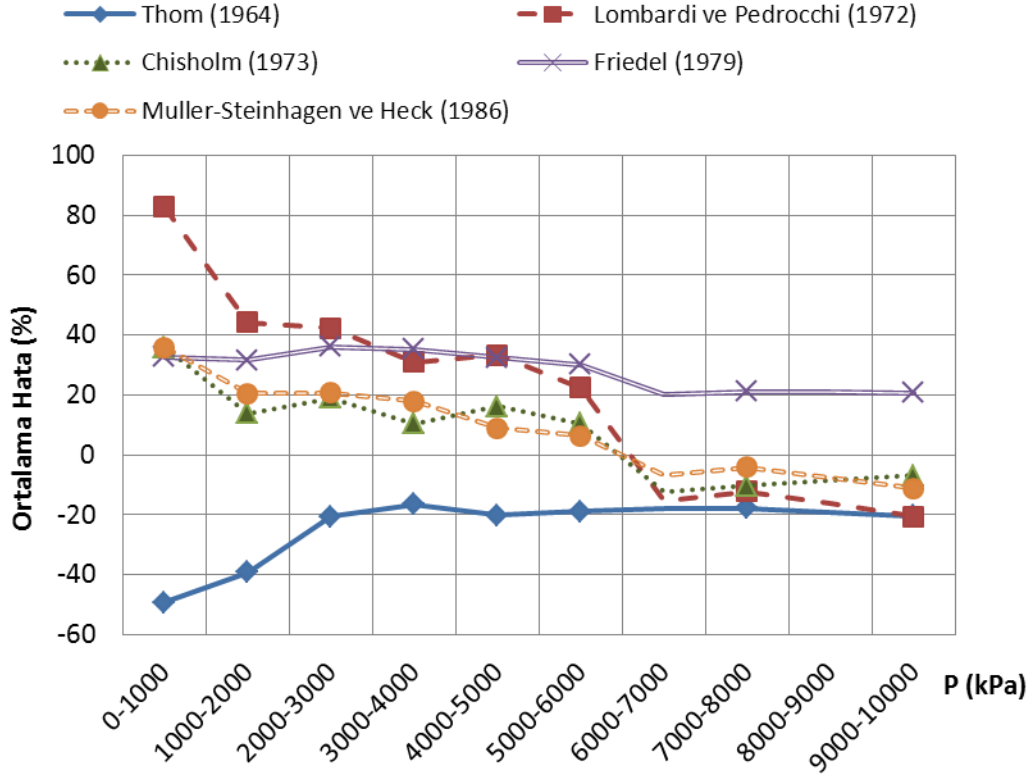
- Chisholm, D.**, 1973. Pressure Gradients due to Friction During the Flow of Evaporating Two-Phase Mixtures in Smooth Tubes and Channels. *Int. J. Heat Mass Transfer*, **16**, 347-358.
- Colburn, A. P.**, 1933. A Method of Correlating Forced Convection Heat Transfer Data and a Comparison with Fluid Friction. *AIChE* **29**, 174-210.
- Colebrook, C. F.**, 1939. Turbulent Flow in Pipes with Particular Reference to the Transition Region Between Smooth and Rough Pipe Laws. *J. of Inst. Civil Eng.*, **11**, 133.
- Collier, J. G. and Thome, J. R.**, 1996. Convective Boiling and Condensation. Oxford Science Publications, 3. edition.
- Davis, E. S.**, 1943. Heat Transfer and Pressure Drop in Annuli. *Trans. ASME*, **Vol. 65**, 755.
- Davis, E. S., and Anderson, G. H.**, 1966. The Incipience of Nucleate Boiling in Forced Convective Flow. *AIChE J.*, **Vol. 12, No. 4**, 774-780.
- Deissler, R. G.**, 1951. Analytical Investigation of Fully Developed Laminar Flow in Tubes with Heat Transfer with Fluid Properties Variable Along the Radius. NACA TN-2410.
- Dittus, F. W. and Boelter, L. M. K.**, 1930. Heat Transfer in Automobile Radiators of Tubular Type, Publications in Engineering, University of California, Berkeley, p. 443.
- Dormer, T. Jr. and Bergles, A. E.**, 1964. Pressure Drop with Surface Boiling in Small-Diameter Tubes. MIT Report No. 8767-31.
- Dukler, A. E., Wicks, M. and Cleveland, R. G.**, 1964. Frictional Pressure Drop in Two-Phase Flow: B. An Approach through Similarity Analysis. *AIChE J.*, **Vol. 10**, 44-51.
- Friedel, L.**, 1979. Improved Friction Pressure Drop Correlations for Horizontal and Vertical Two-Phase Pipe Flow. European Two-Phase Flow Group Meeting, Ispra, Italy, paper E2.
- Gaspari, G. P., Lombardi, C. and Peterlongo, G.**, 1964. Pressure Drops in Steam-Water Mixtures. CISE R-83.
- Gregory, G. A. and Fogarasi, M.**, 1985. Alternate to Standart Friction Factor Equation. *Oil and Gas Journal*, **Vol. 83, No. 13**, 125-127.
- Groeneveld, D. C., Shan, J. Q., Vasic, A. Z., Leung, L. K.-H., Durmayaz, A., Yang, J., Cheng, S. C. and Tanase, A.**, 2006. The 2006 CHF look-up table. *Nuclear Engineering and Design*, **237**, 1909-1922.
- Hewitt, G. F.**, 1982. Pressure Drop, Handbook of Multiphase Systems, God Hetstroni.
- Hewitt, G. F.**, 1977. Flow Patterns, Two-Phase Flow and Heat Transfer (Editors: Butterworth, D. and Hewitt, G. F.), Oxford University Press.
- Hewitt, G. F. and Roberts, D. N.**, 1969. Studies of Two-Phase Flow Patterns by Simultaneous X-Ray and Flash Photography. AERE-M 2159, HMSO.

- Idsinga, W.**, 1975. An assessment of two-phase pressure drop correlations for steam-water systems. Massachusetts Institute of Technology, USA, Thesis for the degree of Doctor of Philosophy.
- Kroeger, P. G. and Zuber, N.**, 1968. An Analysis of the Effects of Various Parameters on the Average Void Fractions in Subcooled Boiling. *Int. J. Heat Mass Transfer*, **11**, 211-233.
- Lahey, R. T. and Moody, F. J.**, 1977. The Thermal-Hydraulics of a BWR. ANS.
- Leung, L. K. H.**, 1994. A model for predicting the pressure gradient along a heated channel during flow boiling. University of Ottawa, Canada, Thesis for the degree of Doctor of Philosophy.
- Leung, L. K.-H., Groeneveld, D. C., Teysseidou, A. and Aubé, F.**, 2004. Pressure drop for steam and water flow in heated tube. *Nuclear Engineering and Design*, **235**, 53-65.
- Levy, S.**, 1967. Forced Convection Subcooled Boiling Prediction of Vapour Volumetric Fraction. *Int. J. Heat and Mass Transfer*, **10**, 951-965.
- Lockhartt, R. W. and Martinelli, R. C.**, 1949. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. *Chemical Engineering Progress*, **45**, 39-48.
- Lombardi, C. and Pedrocchi, E.**, 1972. A Pressure Drop Correlation in Two-Phase Flow. *Energia Nucleare*, **19**, No. 2, 91-99.
- Martinelli, R. C. and Nelson, D. B.**, 1948. Prediction of pressure drop during forced-circulation boiling of water. *Transactions of the ASME*, **79**, 695-702.
- McAdams, W. H., Woods, W. K. and Heroman, L. C.**, 1942. Vapourisation Inside Horizontal Tubes, 2: Benzene-Oil Mixtures. *Transactions of the ASME*, **64**, 193-200.
- Muller-Steinhagen, H. and Heck, K.**, 1986. A Simple Friction Pressure Drop Correlation for Two-Phase Flow in Pipes. *Chemical Engineering Progress*, Vol. 20, No. 6, 297-308.
- Gengeç, N. E.**, 2010. Isıtılmış Düşey Borularda İki-Fazlı Sıvı Su-Buhar Akışı için Basınç Düşümü Ölçümleri ve Korelasyonlarla Belirlenen Sürtünme Çarpanlarının Karşılaştırılması, Yüksek Lisans Tezi, İTÜ Enerji Enstitüsü, İstanbul.
- Olekhovitch, A.**, 1997. Étude de flux de chaleur critique à des pressions faibles. Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Canada.
- Olekhovitch, A., Teysseidou, A., Tye, P. and Felisari, R.**, 2004. An empirical correlation for calculating steam-water two-phase pressure drop in uniformly heated vertical round tubes. *International Journal of Multiphase Flow*, **31**, 358-370.
- Peterlongo, G., Ravetta, R., Riva, B., Rubiera, L. and Tacconi, F. A.**, 1964. R-122: Large scale experiments on heat transfer and hydrodynamics with steam-water mixtures: Further critical power and pressure drop measurements in round tubes with and without internal obstacles. CISE Report, No. 056.62.1-RDI, Milano.

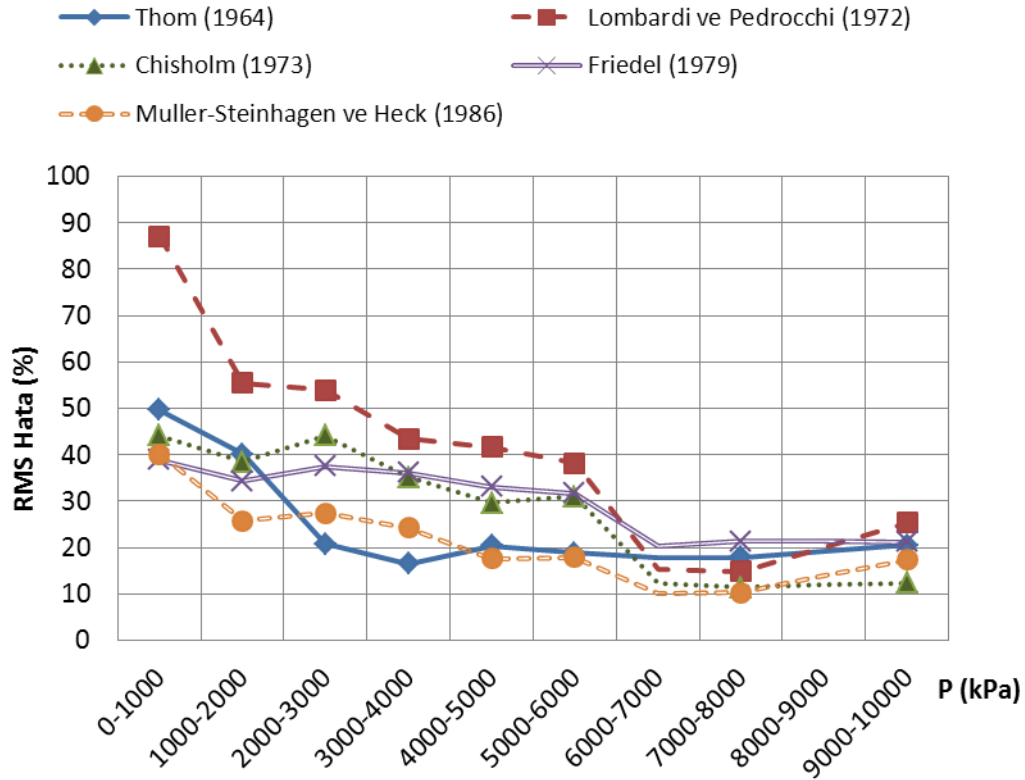
- Roshenow, W. M. and Clark, J. A.**, 1951. Heat Transfer and Pressure Drop Data for High Heat Flux Densities to Water at High Subcritical Pressures. 1951 Heat Transfer and Fluid Mechanics Institute, Stanford University Press, Stanford, California.
- Saha, P. and Zuber, N.**, 1974. Point of Net Vapour Generation and Vapour Void Fraction in Subcooled Boiling. Proceedings of the 5th Int. Heat Transfer Conference, Tokyo, 4, 175-179.
- Sieder, E. N. and Tate, G. E.**, 1936. Heat Transfer and Pressure Drop of Liquids in Tubes. *Industrial and Engineering Chemistry*, **28**, 1429-1435.
- SteamTab Version 2.0**, 2003. ChemicalLogic SteamTab Companion Thermodynamic and Transport Properties of Water and Steam Version 2.0 (Based on the IAPWS-95 Formulation).
- Snoek, C. W. and Leung, L.K.-H.**, 1986. An Accurate Model for Pressure Drop Prediction in Multi-element CANDU Fuel Channels, Proc. of the 5th Conference on Multiphase Flow and Heat Transfer, Miami, Florida, Dec. 13-16, 193-205.
- Staub, F. W.**, 1967. The Void Fraction in Subcooled Boiling – Prediction of the Initial Point of Net Vapour Generation. *ASME Paper* 67-HT-36.
- Quiben, J. M.**, 2005. Experimental and Analytical Study of Two-Phase Pressure Drops during Evaporation in Horizontal Tubes, Ph.D. thesis. École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Lausanne.
- Tarasova, N. V., Leont'ev, A. I., Hlopuskin, V. I. and Orlov, V. M.**, 1966. Pressure Drop of Boiling Subcooled Water and Steam-Water Mixture Flowing in Heated Channels. Proc. of the 3rd International Heat Transfer Conference, Chicago, USA, **Vol. 4**, 178-183.
- Thom, J. R. S.**, 1964. Prediction of pressure drop during forced circulation boiling of water. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **7**, 709-724.
- Tran, T. N.**, 1998. Pressure drop and heat transfer study of two-phase flow in small channels. Texas Tech University, America, Thesis for the degree of Doctor of Philosophy.
- Wallis, G.**, 1969. One-dimensional Two-phase Flow. McGraw-Hill Book Company.
- Zuber, N. And Findlay, J. A.**, 1965. Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems. *J. Heat Transfer*, **87**, 453-468.

EKLER

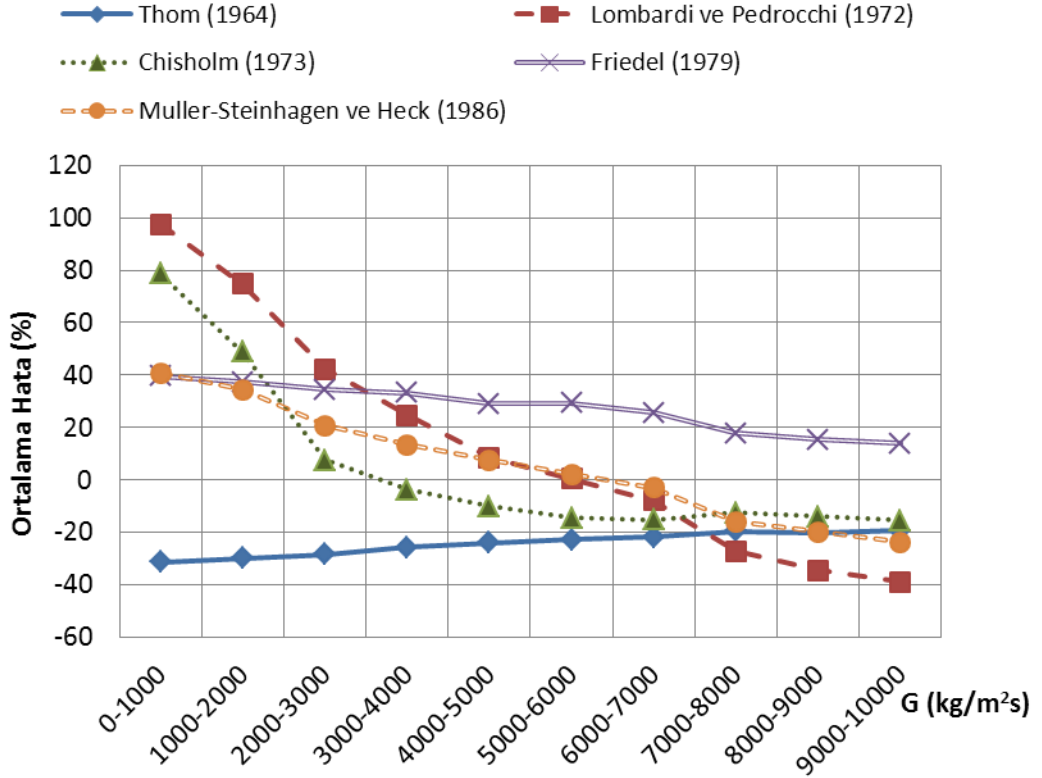
EK A.1 : Isıtılmış veri tabanı için korelasyonların Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı ortalama ve RMS hata değerlerinin basınç, kütleli akı, termodinamik kuruluk derecesi ve ısı akısına göre dağılımları.



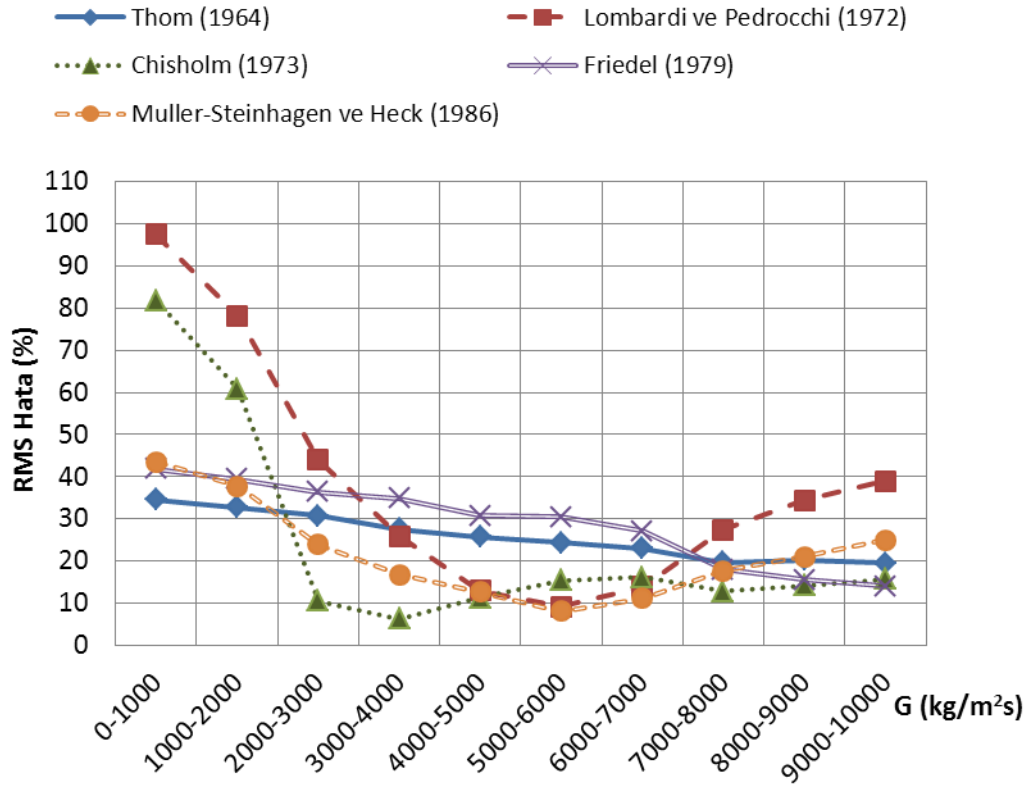
Şekil A.1 : Korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı ortalama hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



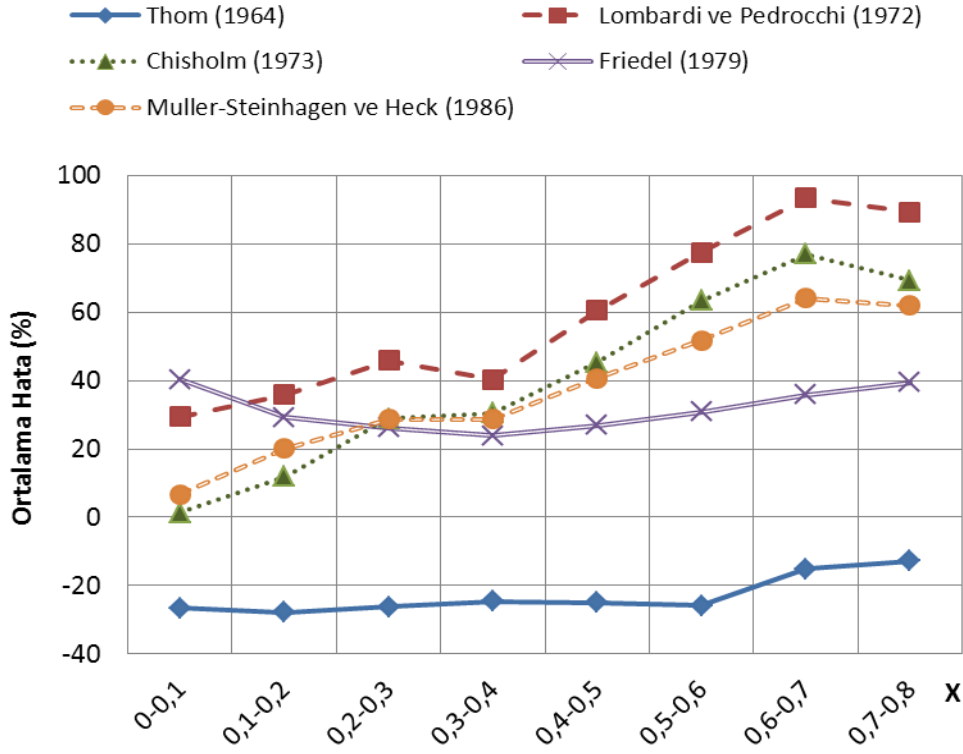
Şekil A.2 : Korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı RMS hata değerlerinin basınca göre dağılımı.



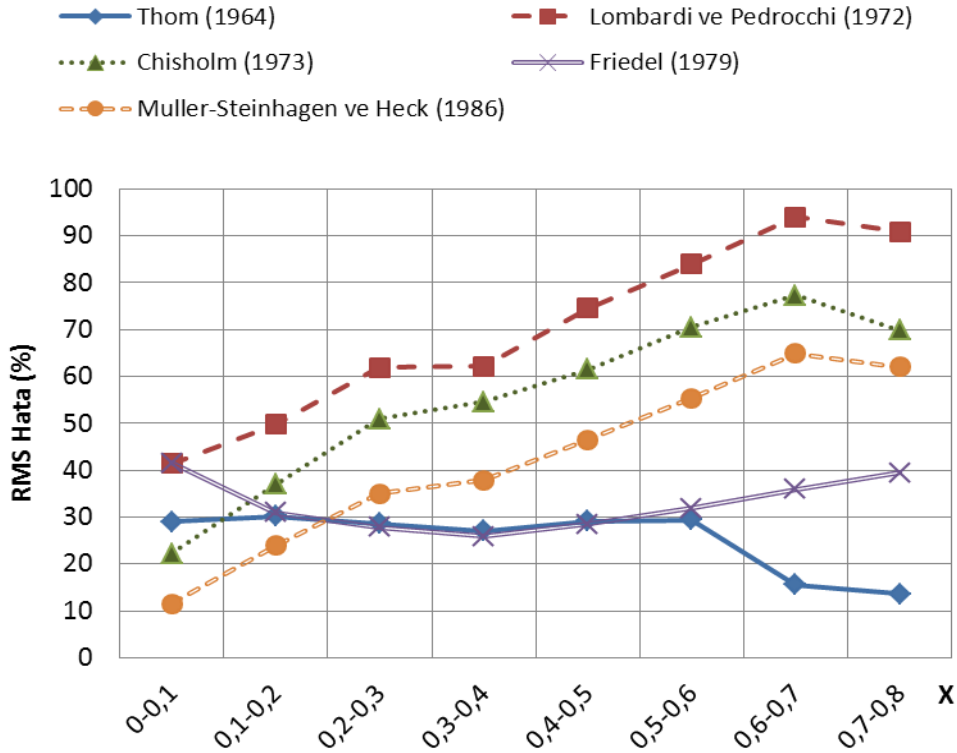
Şekil A.3 : Korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı ortalama hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.



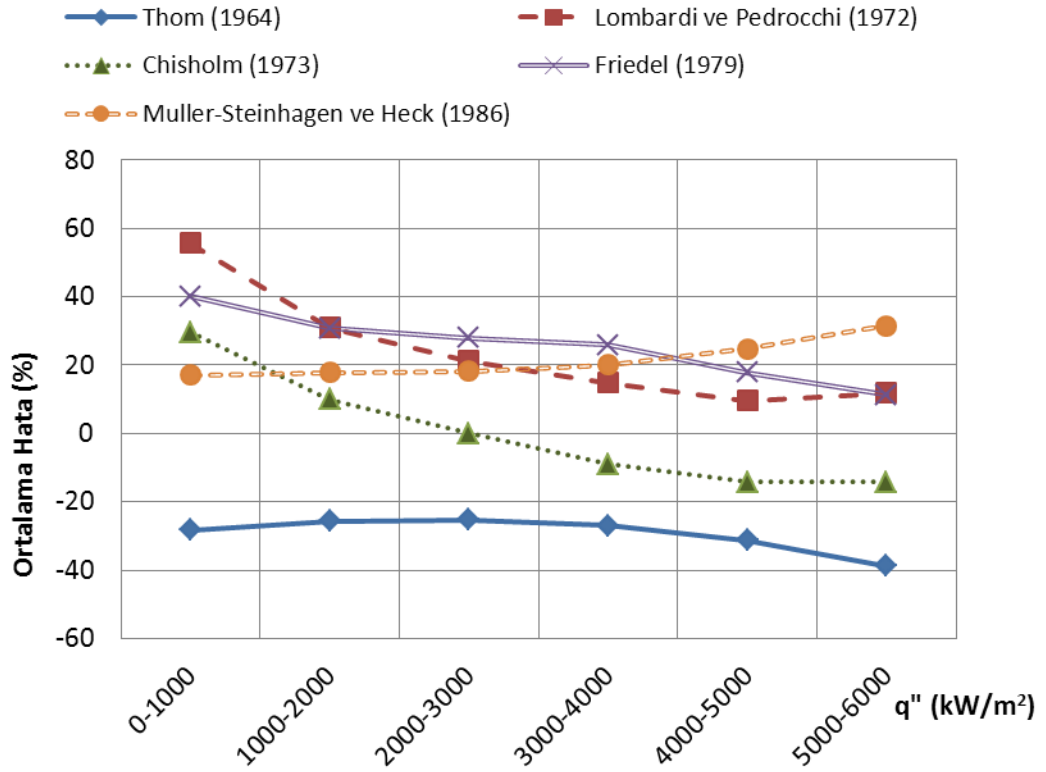
Şekil A.4 : Korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı RMS hata değerlerinin kütleli akıya göre dağılımı.



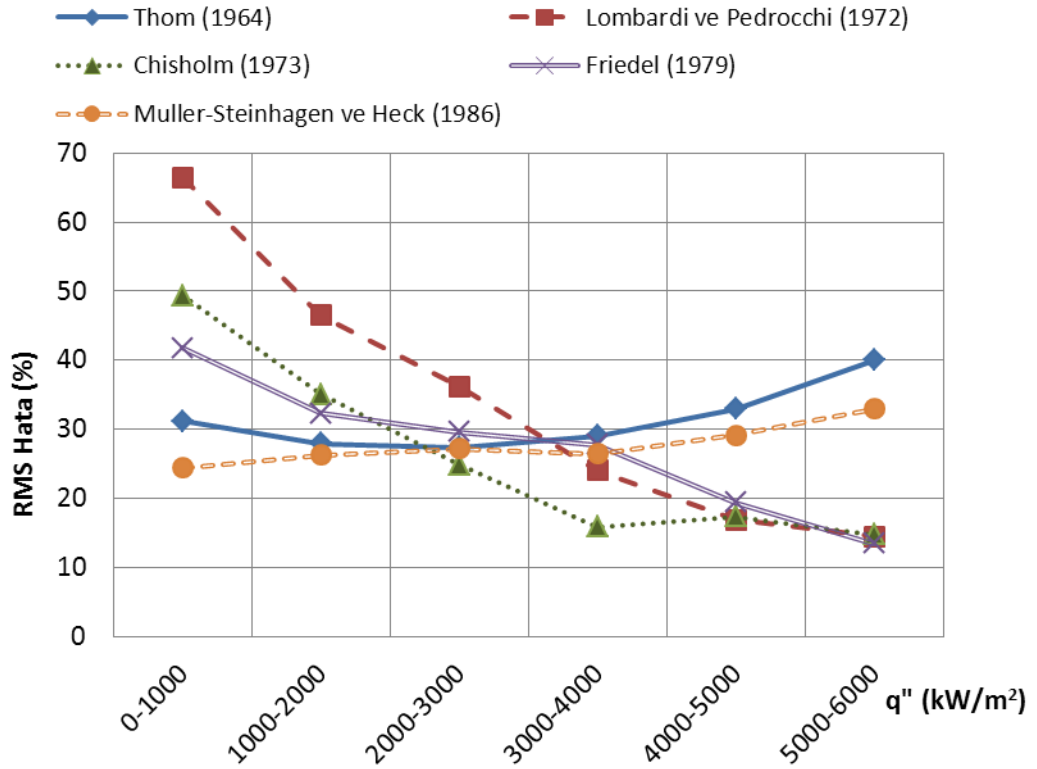
Şekil A.5 : Korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı ortalama hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.



Şekil A.6 : Korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı RMS hata değerlerinin termodinamik kuruluk derecesine göre dağılımı.



Şekil A.7 : Korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı ortalama hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı.



Şekil A.8 : Korelasyonlar için Homojen Akış Modeli (McAdams vd., 1942) referanslı RMS hata değerlerinin ısı akısına göre dağılımı.

ÖZGEÇMİŞ



İsmail Ahmet ODABAŞ, 31.05.1985 tarihinde İstanbul'da doğdu. İlkokul ve ortaokul öğrenimini İstanbul Gülbağ Selim Sırrı Tarcan İlköğretim Okulu'nda, lise öğrenimini ise İstanbul Sultanahmet Anadolu Teknik Lisesi'nde okul birincisi olarak tamamladı.

2008 yılında Yıldız Teknik Üniversitesi Makina Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Enerji Anabilim Dalı'ndan mezun oldu.

2008 yılından itibaren İstanbul Teknik Üniversitesi Enerji Enstitüsü, Enerji Bilim ve Teknoloji lisansüstü programında öğrenimini sürdürmektedir.

Ekim 2007'den sonra 1 yıl süreyle mekanik tesisat projelendirmesi ve danışmanlığı yapan Pasifik Mühendislik firmasında proje mühendisi olarak çalıştı. Kasım 2008'den beri İstanbul Ulaşım A.Ş. bünyesinde metro ve tramvay sistemleri mekanik tesisat proje tasarım ve kontrol sorumlusu olarak çalışmaktadır.