

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

**BİYOKÜTLE-KÖMÜR KARIŞIMLARININ
YANMASININ İNCELENMESİ**

DOKTORA TEZİ

Cansu Deniz CANAL

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

MAYIS 2023

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

**BİYOKÜTLE-KÖMÜR KARIŞIMLARININ
YANMASININİNCELENMESİ**

DOKTORA TEZİ

**Cansu Deniz CANAL
(503132025)**

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

**Tez Danışmanı: Prof. Dr. Yakup Erhan BÖKE
Eş Danışman: Prof. Dr. Ali Cemal BENİM**

MAYIS 2023

ISTANBUL TECHNICAL UNIVERSITY ★ GRADUATE SCHOOL

**INVESTIGATION OF CO-FIRING
COAL AND BIOMASS BLENDS**



DOCTORATE THESIS

**Cansu Deniz CANAL
(503132025)**

Department of Mechanical Engineering

Mechanical Engineering Programme

**Thesis Advisor: Prof. Dr. Yakup Erhan BÖKE
Thesis Co-Advisor: Prof. Dr. Ali Cemal BENİM**

MAY 2023



İTÜ, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü'nün 503132025 numaralı Doktora Öğrencisi Cansu DENİZ CANAL, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı “KÖMÜR VE BİYOKÜTLE KARIŞIMLARININ YANMASININ İNCELENMESİ” başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Prof. Dr. Yakup Erhan BÖKE**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Eş Danışman : **Prof.Dr. Ali Cemal BENİM**
Düsseldorf Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Serdar YAMAN**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Hasan Can OKUTAN
İstanbul Teknik Üniversitesi

Doç. Dr. Fehmi AKGÜN
Tübitak Marmara Araştırma Merkezi

Prof. Dr. Burcu Derya ÖZKAN
Yıldız Teknik Üniversitesi

Doç. Dr. Alihsan KOCA
İstanbul Teknik Üniversitesi

Teslim Tarihi : 31 Aralık 2022
Savunma Tarihi : 12 Mayıs 2023





Canım oğlum Mehmet Emir'e,



ÖNSÖZ

Doktora tez çalışmamda bana olan güveni, sonsuz desteği ve yardımları için değerli hocam Prof. Dr. Yakup Erhan BÖKE'ye teşekkür ederim. Doktora tez çalışmasında bana yardımlarını esirgemeyen, tez çalışmalarına ışık tutan, Düsseldorf Uygulamalı Bilimler Üniversitesinde Akış Simülasyon Merkezinin yöneticisi değerli hocam Prof. Dr. Ali Cemal BENİM'e çok teşekkür ederim. Doktora eğitimim sırasında maddi olarak destek veren ve yurtdışı çalışmalarımı yapabilmem de katkısı olan Tinçel Kültür Vakfına ve "Ministerium für Kultur und Wissenschaft des Landes Nordrhein-Westfalen" kurumuna teşekkür ederim.

Bunun yanı sıra her zaman manevi desteğini hissettiğim, benim her zaman arkamda olduklarını bildiğim, canım annem Okşan DENİZ, canım babam Mehmet DENİZ ve sevgili kardeşim Ahmet Eren DENİZ'e sevgilerimi ve minnetlerimi iletirim.

Sonsuz destek olan, kariyerimdeki yolculuğuma can yoldaşı olan, canım eşim Zafer CANAL'a, sevgisini her zaman hissettiren, varlığı ile moral ve motivasyon bulduğum, canım oğlum Mehmet Emir CANAL'a çok teşekkür ediyorum.

Aralık 2022

Cansu DENİZ CANAL
(Makine Mühendisi)
(Çevre Mühendisi)



İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ.....	ix
İÇİNDEKİLER	xi
KISALTMALAR	xiii
SEMBOLLER	xv
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xvii
ŞEKİL LİSTESİ.....	xix
ÖZET.....	xxiii
1. GİRİŞ.....	31
1.1 Tezin Amacı ve Kapsamı	33
2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI	35
2.1 Genel Bakış	35
2.2 Biyokütle Karakterizasyonu ve Özellikleri	36
2.2.1 Kimyasal özellik	36
2.2.2 Termokimyasal özellik.....	38
2.3 Kömür ve Biyokütle Birlikte Yanma Teknolojileri	39
2.3.1 Direkt birlikte yanma	39
2.3.2 Dolaylı birlikte yanma	40
2.3.3 Paralel birlikte yanma	40
2.4 Birlikte Yanmanın Teknik Konuları	41
2.4.1 Biyokütle tipi ve bulunabilirliği	41
2.4.2 Biyokütle ön işlemleri	42
2.4.3 Biyokütle ile birlikte yanma.....	44
2.4.3.1 Yakıt dönüşümü	44
2.4.3.2 Yanma modeli	45
2.4.3.3 Tortular ve korozyon.....	49
2.4.4 Birlikte yanma kazan tipleri	51
2.5 Birlikte Yanmanın Çevresel Etkileri	52
2.6 Oksi Yakıt Birlikte Yanması	53
2.7 Birlikte Yanmanın Gelecek Konuları.....	54
3. BİRLİKTE YANMANIN MODELLENMESİ.....	57
3.1 Gaz Fazı için Eulerian Yaklaşımı.....	57
3.2 Parçacık fazı için Lagrangian Yaklaşımı	58
3.3 Türbülans Modellenmesi.....	59
3.3.1 Gaz fazı için türbülans modellenmesi.....	59
3.3.1.1 Türbülans viskozite modelleri.....	59
3.3.1.2 Diferansiyel Reynolds Stres Model (RSM)	61
3.3.2 Parçacık fazı için türbülans modellenmesi.....	62
3.4 Işınım modellenmesi	62
3.5 Yanma Modellenmesi	64
3.5.1 Devolatilizasyon modeli	64

3.5.2 Çar oksidasyonu	65
3.5.3 Homojen reaksiyonlar	67
3.6 NO _x ve SO _x Modellenmesi	69
3.6.1 Termal NO _x	69
3.6.2 Yakıt NO _x	70
3.6.3 SO _x	72
4. DENEY VE MODELLEME ÇALIŞMALARI.....	75
4.1 Deneysel Çalışmalar	75
4.1.1 Tunçbilek termik santrali	75
4.1.2 Küçük ölçekli yanma sistemi	77
4.2 Ağ Yapısı Çalışmaları	84
4.2.1 Tunçbilek termik santrali ağ yapısı çalışması	84
4.2.2 Küçük ölçekli yanma odası ağ yapısı çalışması.....	86
4.3 Küçük Ölçekli Yanma Sisteminde Kömür Yanmasının Modellenmesi	91
4.3.1 Yakıt özellikleri ve parçacık dağılım modeli.....	91
4.3.2 Türbülans modeli	94
4.3.3 Yanma modeli	100
4.3.4 Parçacık fazının çözünürlüğü.....	104
4.3.4.1 Türbülanslı parçacık dağılım	104
4.3.4.2 Parçacık dağılımının çözünürlüğü.....	106
4.4 Küçük Ölçekli Yanma Sisteminde Biyokütle Yanmasının Modellenmesi	108
4.5 Küçük Ölçekli Yanma Sisteminde Kömür ve Biyokütle Yanmasının Modellenmesi.....	122
4.5.1 Birlikte yanma oranlarının incelenmesi	124
4.5.2 Döngü sayısının incelenmesi	127
4.5.3 Farklı oksijen derişimlerinde birlikte yanmanın incelenmesi.....	130
4.5.4 Hava ortamında birlikte yanmanın incelenmesi	132
4.5.5 CO ₂ , NO _x ve SO _x derişimlerinin incelenmesi.....	133
4.6 Tunçbilek Termik Santralinin Modellenmesi.....	137
4.6.1 Tunçbilek termik santralinde kömür yanmasının modellenmesi	137
4.6.2 Tunçbilek termik santralinde biyokütle ile birlikte yanma modeli.....	143
5. SONUÇ VE ÖNERİLER.....	149
KAYNAKLAR.....	153
ÖZGEÇMİŞ	159

KISALTMALAR

DAF	: Kuru Külsüz
EL	: Euler-Lagrangian
EE	: Euler-Euler
HAD	: Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
İDB	: İç Döngü Bölgesi
PBD	: Parçacık Boyut Dağılımı
PBS	: Parçacık Boyut Sınıfı
RANS	: Reynolds Ortalamalı Nümerik Simülasyon
R-KE	: Relizable k-epsilon
RNG	: Renormalization Group Theory
RNG-KE	: RNG k-epsilon
RR	: Rosin Rammler Dağılımı
RSM	: Reynolds Stres Model
RWTH	: Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule
S-KE	: Standard k-epsilon
SST	: Shear Stress Transport k-w model
TPD	: Türbülans Parçacık Dağılımı
TV	: Türbülans Viskozitesi
UDF	: Kullanıcı Tanımlı Fonksiyon (User Defined Function)



SEMBOLLER

A_p	: Parçacık yüzey alanı (m^2)
C_D	: Sürtünme katsayısı
c_p	: Parçacık özgül ısı kapasitesi ($J/kg.K$)
D	: İkincil havanın dış çapı (m)
d	: Parçacık çapı (m, μm)
$d_{0,632}$	: karakteristik parçacık boyutu, Rosin Rammler Dağılımı
G	: Gelen ışınlam
h	: Özgül standart entalpi (J/kg)
k	: Türbülans kinetik enerjisi (m^2/s^2)
ki	: I reaksiyonunun hız oranı ($1/s$)
L	: Fırının uzunluğu
M	: Parçacık deneme sayısı
m_p	: Parçacık kütlesi (kg)
N	: Parçacık boyut sınıfının sayısı
Nu	: Nusselt sayısı
n	: Rosin rammler parametresi
Pr	: Prandtl sayısı
p	: Basınç (Pa)
Q	: Rosin Rammler dağılım fonksiyonu
R	: Kazan yarıçapı (m)
Re_p	: Parçacık Reynolds Sayısı
Re_t	: Türbülans Reynolds Sayısı
Sc	: Schmidt Sayısı
T	: Sıcaklık
T_p	: Parçacık Sıcaklığı
u	: Eksenel Hız
u_i	: Gaz hız vektörü
$u_{i,p}$	: Parçacık hız vektörü
w	: Döngü hızı
x	: Eksenel koordinat



ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2. 1: Termokimyasal dönüşüm teknolojileri, ürünler ve kullanım alanları. .	39
Çizelge 3. 1: Farklı türbülans vizkosite modellerinde, C_μ	60
Çizelge 3. 2 : Farklı türbülans modelleri için σ_k ve F_k değerleri.	61
Çizelge 3. 3 : Farklı türbülans vizkosite modellerinde F_1 , F_2 ve F_3 fonksiyonlarının tanımı.	61
Çizelge 4. 1 : 6 farklı seviyede 2 noktada ölçülen sıcaklık değerleri.	76
Çizelge 4. 2 : Sistem girdileri.	91
Çizelge 4. 3 : Kısa ve elemental analiz sonuçları.	92
Çizelge 4. 4 : Kömür yakıtının parçacık boyut dağılımı.	92
Çizelge 4. 5: Homojen reaksiyonların kinetik hız oranları ve aktivasyon enerjileri.	101
Çizelge 4. 6: Heterojen reaksiyonların kinetik hız oranları ve aktivasyon enerjileri.	101
Çizelge 4. 7: Kömür parçacığının devolatilizasyon modeli ve yanma modeli kinetik parametreleri.	101
Çizelge 4. 8: Sistem girdileri.	109
Çizelge 4. 9: Yakıtların kısa ve elemental analizleri.	110
Çizelge 4. 10: Kömür ve biyokütle parçacık boyut dağılımları.	110
Çizelge 4. 11: Biyokütle parçacık boyut dağılımı.	122
Çizelge 4. 12: Biyokütle parçacığının devolatilizasyon modeli ve yanma modeli kinetik parametreleri.	124
Çizelge 4. 13: Sisteme gönderilen yakıtın alt ve üst ısı değerleri.	125
Çizelge 4. 14: Sisteme beslenen oksijenin mol yüzdesi.	131
Çizelge 4. 15: Tunçbilek linyitinin kimyasal özellikleri.	138
Çizelge 4. 16: Homojen reaksiyon kinetik parametreleri.	139
Çizelge 4. 17: Yanma için gerekli kinetik parametreler.	139
Çizelge 4. 18: 3 farklı seviyedeki yakıt ve hava dağılım oranları.	140
Çizelge 4. 19: Kızılçam biyokütlesinin kimyasal özellikleri.	144



ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1: 2020 yılı Toplam Kurulu Güç Miktarı [3].....	32
Şekil 1.2: Biyokütle ile kömürün birlikte yanmasının HAD modellenmesine genel bakış [8].	33
Şekil 2.1: Bir yakıtın kimyasal analiz içeriği [17-19].....	37
Şekil 2.2: Birlikte yanma konfigürasyonları.....	40
Şekil 2.3: Biyokütlenin kalitesini etkileyen durumlar.	42
Şekil 2.4: Farklı katı yakıtlar için Van Krevelen diyagramı [23].	44
Şekil 2.5: Kademeli (grated) yakıcı kazan, pülverize yakıcı kazan, akışkan yataklı kazan ve siklon kazanlar [20].	52
Şekil 3.1: Hava ortamında kömür yanmasının yanma rejimi ve oksijen yakıt yanmasındaki değişimi (kesikli çizgi).	66
Şekil 3.2: Yakıt N dönüşümü.	71
Şekil 4.1: Tunçbilek termik santralinin akış şeması [68].	75
Şekil 4.2: Kazan geometrisi (a) ve yakıcı yerleşimi (b).	76
Şekil 4.3: Kazan kesit geometrisi ve yakıcı kesiti (a) ve gözlem noktaları (b) Tüm boyutlar mm'dir [69].	78
Şekil 4.4: (a) Gözlem noktalarının görüntüleri (b) Yakıt besleme noktaları.	79
Şekil 4.5: (a) Yakıcı değişim anı, (b) Kontrol odası.....	80
Şekil 4.6: Eksenel ve teğetsel hız değerleri [69].....	81
Şekil 4.7: Sıcaklık (K) ve % oksijen derişimi değerleri.	82
Şekil 4.8: Deneysel veri, NO derişimi.	83
Şekil 4.9: Tunçbilek termik santrali 5. Ünitesi 1:1 ölçekli çizimi.	84
Şekil 4.10: (a) 3 farklı seviyede konumlandırılmış yakıcılar ve alınan düzlemler (b) 1 adet yakıcıda bulunan yakıt ve oksidant giriş kısımları.	85
Şekil 4.11: Ocak bölgesi ve 1 adet yakıcı için oluşturulan ağ yapısı.	85
Şekil 4.12: Ağ yapısı sayısı bağımsızlığı.....	86
Şekil 4.13: Çözüm alanı içinde ölçüm alınan seviyelerin pozisyonları.....	87
Şekil 4.14: Normalize edilmiş maksimum akım fonksiyonu, türbülans vizkositesi ve sıcaklık değerlerinin farklı eleman sayılarına göre değişimi [71].....	87
Şekil 4.15: Ağ yapısı ve sınır koşulları.....	88
Şekil 4.16: 40kW'lık kazanın çözüm alanı ve giriş çıkış noktalarının gösterimi.....	88
Şekil 4.17: 3.9×10^5 (1), 5.6×10^5 (2), 7.5×10^5 (3), 1.0×10^6 (4) ve 1.5×10^6 (5) eleman sayılarına göre $x=0.3d$ mesafede, radyal olarak döngüsel hızın değişimi.	89
Şekil 4.18: 40 kW yakıcı 3D hegzahedral ağ yapısı.....	90
Şekil 4.19: Deneysel veri ile HAD girdisi verilerinin kıyaslanması.	93
Şekil 4.20: Modifiye RR parçacık dağılımının deneysel veri ve RR dağılımı ile kıyaslanması.	94
Şekil 4.21: Deneysel verilerin farklı döngü sayısına göre eksenel hız, m/s (a) ve teğetsel hız m/s (b) ile karşılaştırılması.....	95

Şekil 4.22: Eksenel hız profilleri (DS=0,8, 1 ve 1,2 için).....	96
Şekil 4.23: $x=0,025$ m, $x=0,05$ m ve $x=0,3$ m ölçüm seviyelerinde hesaplanan eksenel hız değerleri ve deneysel veri ile karşılaştırılması.	98
Şekil 4.24: $x=0,025$ m, $x=0,2$ m ve $x=0,3$ m ölçüm seviyelerinde hesaplanan teğetsel hız değerleri ve deneysel veri ile karşılaştırılması.	99
Şekil 4.25: $x=0,05$ m, $x=0,1$ m ve $x=0,3$ m ölçüm seviyelerinde hesaplanan sıcaklık değerleri ve deneysel veri ile karşılaştırılması.	103
Şekil 4.26: RSM türbülans modeli kullanılarak hesaplanan sıcaklık profili.	103
Şekil 4.27: Değişken M değerleri ile fırın eksenini boyunca sıcaklık tahmininin değişimi.	103
Şekil 4.28: M değerlerinin ortalama sapma değerlerinin $M=30$ ile kıyaslanması...	106
Şekil 4.29: Değişken N değerleri ile fırın eksenini boyunca sıcaklık tahmininin değişimi.	103
Şekil 4.30: N değerlerinin ortalama sapma değerlerinin $N=18$ ile kıyaslanması. ...	108
Şekil 4.31: Kömür ve biyokütle için yakıcı boyunca orta kesitte hız büyüklüğünün tahmini dağılımı (a) C-k-epsilon türbülans modeli (b) zaman adımıyla C-RSM modeli (c) C-RSM zaman ortalaması (d) B-k-epsilon türbülans modeli (e) zaman adımıyla B-RSM modeli (f) B-RSM zaman ortalamalı modeli.	112
Şekil 4.32: Kömür ve biyokütle için yakıcı boyunca orta kesitte sıcaklığının tahmini dağılımı (a) C-k-epsilon türbülans modeli (b) zaman adımıyla C-RSM modeli (c) C-RSM zaman ortalaması (d) B-k-epsilon türbülans modeli (e) zaman adımıyla B-RSM modeli (f) B-RSM zaman ortalamalı modeli..	113
Şekil 4.33: Dört eksenel istasyonda kömür alevi için zaman ortalamalı eksenel (sol) ve teğetsel (sağ) hızlarının ölçülen ve tahmin edilen radyal profilleri...	116
Şekil 4.34: Dört eksenel istasyonda biyokütle alevi için zaman ortalamalı eksenel (sol) ve teğetsel (sağ) hızlarının ölçülen ve tahmin edilen radyal profilleri.....	117
Şekil 4.35: Dört eksenel istasyonda kömür (sol) ve biyokütle (sağ) için zaman ortalamalı sıcaklıkların tahmini radyal profilleri.....	118
Şekil 4.36: Pülverize kömür alevi için EL modeli tarafından tahmin edilen brülör yakın alanındaki örnek parçacık yörüngeleri (k-ε türbülans modeli)....	120
Şekil 4.37: Pülverize kömür alevi için EL (üst yarı) ve EE (alt yarı) tarafından tahmin edilen yakıcı boyunca orta düzlemdeki sıcaklık alanları (k-ε türbülans modeli).....	120
Şekil 4.38: EE tahmini (PRED (EE)) Dört eksenel istasyonda kömür alevi için eksenel (sol) ve teğetsel (sağ) hızlarının radyal profilleri için EE tahmininin (PRED (EE)) EL tahmini (PRED (EL)) ile karşılaştırılması.	122
Şekil 4.39: Deneysel Veri ile Rosin Rammler dağılımının kıyaslanması.....	123
Şekil 4.40: $x=0,05$ m, $x=0,1$ m ve $x=0,3$ m ölçüm seviyelerinde hesaplanan 3 farklı biyokütle besleme oranı ile gerçekleşen birlikte yanmanın sıcaklık verileri.	126
Şekil 4.41: 3 farklı biyokütle oranına göre sıcaklık profilleri.....	127
Şekil 4.42: 3 döngü sayısına göre hız profilleri (a) Döngü sayısı=0,4 (b) Döngü sayısı=1,0 (c) Döngü sayısı=1,4.	128
Şekil 4.43: $x=0,05$ m’de sıcaklık, eksenel ve teğetsel hız verileri.....	129
Şekil 4.44: Döngü sayısına göre CO ₂ ve SO ₂ emisyonlarının çıkıştaki mol oranları.....	130

Şekil 4.45: 5 farklı oksijen seviyesinde 25B-75C karışımlarının yanması sonucu oluşan sıcaklık profilleri.....	131
Şekil 4.46: 5 farklı oksijen seviyesinde farklı birlikte yanma karışım oranlarına göre hesaplanan en yüksek alev sıcaklıkları.....	132
Şekil 4.47: Hava ortamında 25B-75C karışımının yanması sonucu sıcaklık profili.....	133
Şekil 4.48: SO ₂ emisyon değerleri.....	133
Şekil 4.49: Oksijen oranlarına göre çıkıştaki CO ₂ mol oranları.....	141
Şekil 4.50: NO _x modellenmesinde izlenen yol.....	142
Şekil 4.51: NO _x modellenmesi ve validasyonu.....	142
Şekil 4.52: Üç farklı biyokütle oranında oluşan CO ₂ gazının mol oranı.....	145
Şekil 4.53: Hava ortamında, 25B/75C karışım oranında yanma sonucu oluşan CO ₂ gazının mol oranı.....	146
Şekil 4.54: Kömür yanması sonucu oluşan 3 farklı seviyedeki (A, O, Ü) hız vektörleri ve sıcaklık dağılımı.....	141
Şekil 4.55: Kazan boyunca hız (sağ) ve sıcaklık (sol) dağılımı profilleri.....	142
Şekil 4.56: Ölçülen ve hesaplanan sıcaklık değerleri.....	142
Şekil 4.57: Kömür ve biyokütlenin yakıldığı durumda hız ve sıcaklık profilleri....	145
Şekil 4.58: Hız ve sıcaklık profilleri.....	146
Şekil 4.59: Kömür ve birlikte yanma durumları alt (lower), orta (middle) ve üst (upper) seviyedeki yakıcıların profillerinden alınan değerler.....	146
Şekil 4.60: Kömür yakılan ve kömür-biyokütle yakılan durumda çıkıştaki karbondioksit mol oranı.....	147



BİYOKÜTLE-KÖMÜR KARIŞIMLARININ YANMASININ İNCELENMESİ

ÖZET

Fosil yakıtlardan enerji üretiminin çevresel etkileri konusundaki endişelerin artması, daha sürdürülebilir enerji üretme araçlarının geliştirilmesine ve kullanılmasına yol açmıştır. Bu gelişmeye, yenilenebilir ve sürdürülebilir enerjinin ulusal ve uluslararası enerji arzındaki payının artırılması da katkı sağlamıştır. Tarihsel olarak, yenilenebilir enerji kaynakları nispeten yüksek maliyetleri ve yüksek teknik riskleri nedeniyle fosil enerji ile rekabet etmekte zorlanmışlardır. Biyokütlenin geleneksel kömür yakıtlı kazanlarda kömür ile birlikte yakılması, biyokütlenin enerji ve bazı durumlarda ısı üretimi için kullanılması oldukça ilgi çekici bir seçenek haline gelmiştir. Birlikte yanma, mevcut fosil yakıtı dayalı güç sistemleriyle ilişkili kapsamlı altyapıdan yararlanır ve yalnızca nispeten mütevazı bir ek sermaye yatırımı gerektirir. Çoğu ülkede, biyokütlenin birlikte yakılması önemli ölçüde karbondioksit salınımını azaltmak için mevcut olan en ekonomik teknolojilerden biridir. Dünya çapında biyokütle birlikte yakma işleminin büyük çoğunluğu, pülverize kömür gücü yüksek kazanlarda gerçekleştirmektedir. Pülverize kömür yakıtlı elektrik santralleriyle ilgili temel birlikte yakma seçenekleri vardır. Biyokütlenin kömür yakma sistemine veya doğrudan fırına beslenmesini içeren birlikte yakma, biyokütlenin gazlaştırılmasını ve ürün yakıt gazının fırında yanmasını içeren dolaylı birlikte yakma ve biyokütlenin ayrı bir yakıcı ve kazanda yakılmasını ve kömürlü termik santral buhar ve elektrik üretim sistemlerinde üretilen buharın kullanılmasını içeren paralel yakma seçenekleri mevcuttur.

Biyokütle ve kömürün birlikte yakılmasının ucuz ve düşük riskli sürdürülebilir enerji seçeneği olmasına rağmen, birçok teknik mesele de vardır. Hesaplamalı akışkanlar dinamiği, ekonomik olarak birlikte yanmadan doğacak problemlerin anlaşılması için ekonomik verimli bir araçtır. Varolan kömür yanma modelleri, biyokütle ile birlikte yakılmasının etkisini içerecek şekilde modifiye edilmektedir. Hesaplamalı akışkanlar dinamiği yaklaşımları çerçevesinde, kömür ve biyokütle karışımı yanma hesaplamaları, gaz ve parçacık fazları için zaman ortalamalı korunum denklemlerinin sayısal çözümü ile elde edilir. Parçacıklar lagrangian çerçevesinde işlenirken, gaz fazı Euler alanında çözülür. Gaz fazı genellikle Reynolds Ortalamalı Navier Stokes denklemleri çözülerek modellenir. Katı yakıt parçacıklarının hareketi, ayrık faz modeli tarafından izlenir. Birlikte yanmadaki model, türbülanslı akışkanlar mekaniği, gazlı yanma, parçacık dağılımı, parçacık kurutma, buharlaştırma, heterojen kömür reaksiyonu, kirletici oluşumu ve ısınım için alt modellerden oluşmaktadır. Bu modeller yanma koşullarına göre çalışılmıştır. Oksi yakıt yanması karbondioksit ve azot gazındaki fiziksel farklılıklar sebebiyle hava ortamında yanmasından oldukça farklıdır. Aynı zamanda ısınımda farklı olmaktadır. CO₂ ve H₂O yüksek kısmi basınçlarıyla, oksi yakıt yanması altındaki gaz emisyonu, hava ortamında yanması sırasındaki baca gazlarından daha güçlüdür.

Bu tez kapsamında, küçük ölçekli ve sanayi ölçekli iki farklı beslemeli sistem kullanarak kömür, biyokütle ve bu iki yakıtın birlikte yakılmasının araştırılması yapılmıştır. Küçük ölçekli sistem, RWTH Aachen Üniversitesinde ısı ve kütle transferi kürsüsüne ait deneysel düzendir. 40kW, 60 kW ve 100 kW gücünde 3 farklı yakıcı kullanılmaktadır. Kömür olarak Ren linyitleri kullanılmaktadır. Biyokütle olarak ise kurutulmuş odunsu biyokütle kullanılmaktadır. Deneyler hem hava ortamında hem oksijen ortamında gerçekleştirilmektedir. Sanayi ölçekli sistem ise, Tunçbilek termik santralının 5. ünitesidir. Bu ünitenin kazanı içine kömür yakıtı ile birlikte biyokütle yakıtının da beslenmesinin sayısal modellemesi çalışılmıştır. Kömür olarak Tunçbilek linyiti ve biyokütle olarak odunsu yapıda olan Kızılçam kullanılmıştır. Bu sistem 150 MW gücündedir. Sayısal hesaplamalar için, ticari bir yazılım olan Fluent 18 programı kullanılmıştır.

Bu tez kapsamında, hem Euler-Lagrangian hemde Euler-Euler modellemesi çalışılmıştır. Her bir farklı güçteki yakıcı için modelleme çalışması gerçekleştirilmiştir. 60 kW yakıcı kullanılarak hava ortamında kömür yanması, 40 kW yakıcı kapsamında biyokütle yakıtının oksijen ortamında yanması, 100 kW yakıcı kullanarak ise hem kömür yanması hemde karışımlarının yanması hesaplanmıştır. EL modelinde parçacık takibi Lagrangian çerçevesinde, gaz fazı ise Euler çerçevesinde gerçekleştirilmektedir. 40 kW gücündeki yakıcı için hem EE hem EL çerçevesinde yanma incelenmiştir. Diğer yakıcılarda ise parçacık takibinin yapılabilmesi için EL çerçevesinde hesaplamalar yapılmıştır.

Laboratuvar ölçekli küçük yanma sisteminde ve sanayi ölçekli sistemde türbülans modellemesi için 5 farklı türbülans modeli kullanılarak hesaplamalar gerçekleştirilmiştir. Türbülans modelleri, Standard k-epsilon, Realizable k-epsilon, RNG k-epsilon, SST k-omega ve Reynolds Stres modeli olarak seçilmiştir. RANS çerçevesinde modelleme gerçekleştirilmiştir. Parçacık fazında ayrık faz modeli kullanılmıştır. Sisteme kömür beslemesi 30 iterasyonda bir yapılmaktadır. Kömür yanmasında bir enjeksiyon kullanılırken, karışımlarının yanmasında iki enjeksiyon kullanılmıştır. Parçacık dağılımı için Rosin Rammler dağılımı kullanılmıştır. Ayrıca parçacık büyüklüğüne bağlı olarak 60 kW gücündeki yakıcı için Logaritmik Rosin Rammler dağılımı da tercih edilmiştir. 100 kW gücündeki yakıcı kullanılarak deneysel verilerle doğrulama hesaplamaları yapılmıştır. Doğrulama çalışması kapsamında, aksiyon ve teğetsel hızlar, sıcaklık dağılımı, emisyon miktarları dikkate alınarak hesaplamalar yapılmıştır. Bununla birlikte döngü sayısının alev oluşumuna etkisi hesaplanmıştır. Sanayi ölçekli sistemde de, duvardan 45 cm içeride alınan sıcaklık verileri ile yapılan hesaplamaların doğrulama çalışması gerçekleştirildi. Işınım ile olan ısı geçişi, Fluent programında P1 modeli kullanılarak hesaplanmıştır. Hava ve oksijen ortamında yanma analizi yapılan tez çalışmasında, hava ortamında yanma için absorpsiyon katsayısı olarak WSGGM domain modeli kullanılırken, oksijen ortamında yanma için kullanıcı tanımlı fonksiyon (UDF) kullanılmıştır. Yanma modeli olarak Finite rate/Eddy dissipation modeli kullanılmıştır. Piroliz oranlarının hesaplanmasında hem tek oran modeli hemde iki rakip oran modeli kullanılmıştır. Parçacık yanmasında, kinetik difüzyon oranı modeli kullanılmıştır.

Tez çalışması kapsamında, detaylı yanma hesaplamaları yapılmış olup farklı parametrelerin yanmaya olan etkileri belirtilmiştir. Türbülans modellerinin kıyaslanmasıyla yapılan hesaplamalar sonucunda, tüm yakıcı modellerinde RSM modelinin diğer türbülans modellerine göre daha yakın sonuç verdiği gösterilmiştir. RSM sonucuna en yakın sonuç veren türbülans modeli Standard k-epsilon modeli olmuştur. RSM modeli ile hız değerlerinin tahminindeki hata payı %4 olarak

hesaplanmıştır. Kömür yanması yapılarak gerçekleştirilen hesaplamalarda, parçacık boyut sınıfının ve parçacığın türbülanslı dağılımının sıcaklığa ve hesaplama maliyetlerine etkisi olduğu belirtilmiştir. Yapılan çalışma da, parçacık boyutu için 12 adet sınıfının olması ve parçacık türbülans dağılım parametresinin ise 5 olarak tercih edilmesi, hesaplama maliyeti ve sonuçlar açısından en anlamlı veriler olduğu hesaplanmıştır. 40 kW gücündeki kazan kullanılarak ise EE ve EL modelleri arasındaki fark hesaplanmıştır. Aynı zamanda biyokütle alevi ile kömür alevinin kıyaslanması gerçekleştirilmiş olup, aralarındaki farkın piroliz oranlarına bağlı olduğu belirtilmiştir. 100 kW gücündeki yakıcı kullanılarak kömür ve biyokütle karışımlarının yanması modellenmiştir. Bu modelde, kömür yanması ve biyokütle yanmasında ulaşılan sonuçlar ışığında hesaplamalar gerçekleştirilmiştir. Birlikte yanma oksijen ortamında ve hava ortamında yanma varsayılarak hesaplanmıştır. Birlikte yanma oranları, %25 Biyokütle/%75 Kömür, %50 Biyokütle/%50 Kömür, %75 Biyokütle/%25 Kömür olarak belirlenmiştir. Birlikte yanma olduğunda, alevin davranışı gözlemlenmiştir ve kazan içinde oluşacak sıcaklık dağılımları hesaplanmıştır. Biyokütle eklendikçe alevin ötelendiği, kazan içindeki en yüksek sıcaklığın düştüğü belirtilmiş olup, ısı değerlerinin farkından kaynaklandığı sonucuna varılmıştır. Çalışma yapılan kazan için, biyokütlenin yüksek oranlarda eklenmesinin bir sorun oluşturmayacağı belirtilmiştir. Yakıtların içeriklerinin benzer olması bir fayda sağlamaktadır. Aynı zamanda biyokütle eklendikçe, SO₂ mol oranı düşmektedir. Biyokütle yakıtının içeriğinde bulunan kükürt, kömürden bulunandan yaklaşık 10 kat daha azdır. Sonuç olarak, %25 biyokütle eklenmesi durumunda, %75 biyokütle eklenmesi durumuna göre kıyasla %35 daha fazla SO₂ oluşmaktadır. Birlikte yanma modellenirken seçilen döngü sayısı 1,2'dir. bu döngü sayısının değişmesi durumunda alevin davranışı hesaplanmış olup, döngü sayısına göre emisyon değerleri de belirtilmiştir. Döngü sayısı 0,4'den 1,4'e kadar 0,2 aralıklarla seçilmiş olup toplamda 6 farklı döngü sayısı için hesaplama gerçekleştirilmiştir. Bu hesaplamalar sonucunda, döngü sayısı arttıkça, kazan çıkışında CO₂ mol oranı ve SO₂ mol oranı artmaktadır. Döngü sayısı 1,2 değerinden sonra, bu artış sabit kalmaktadır. Döngü sayısının artması, karışımın etkisinin artması ve yanmanın etkili gerçekleştiğini göstermektedir. En küçük döngü sayısına kıyasla, en yüksek döngü sayısı kullanıldığında, %32 oranında daha fazla SO₂ çıkışı, %6,4 oranında daha fazla CO₂ çıkışı olmaktadır. Döngü sayısı arttıkça kazanda oluşan sıcaklıklarda artmaktadır. Aynı zamanda daha geniş radyal bir mesafe de alev yayılmaktadır. Döngü sayısı arttıkça daha kararlı alev yapıları çıkmaktadır. Çalışma kapsamında, oksijen derişimlerinde birlikte yanma oranlarının incelenmesi de yapılmıştır. %23, %25, %27, %30 ve %33 olmak üzere, 5 farklı oksijen seviyesi belirlenmiştir. Oksijen seviyesi arttıkça diğer bir söyleyiş ile CO₂ seviyesi azaldıkça kazan içerisindeki pik sıcaklık değeri artmaktadır. Çıkıştaki CO₂ seviyesi azalmaktadır. Hava ortamında yanma da hesaplanmıştır. Bu hesaplamalardaki farklılık, CO₂ ve N₂'nin termodinamik davranış özelliklerindeki farklılıktan kaynaklanmaktadır. Oksijen ve hava ortamında yanma karşılaştırıldığında, hava ile yanma sonucunda oluşan CO₂ mol oranı, oksijen ile yanma sonucuna göre 8 kat daha azdır.

Sanayi ölçekli yanma sisteminde ise, biyokütle alt grup yakıcılardan sisteme beslenmektedir. Küçük ölçekli sistemde hesaplamalar sonucunda elde edilen bilgiler ışığında, bu modeller gerçekleştirilmiştir. Birlikte yanma oranı olarak %42 olarak belirlenmiştir. Yapılan bu analizlerle neticesinde, sistemde değişiklik yapmadan birlikte yanma gerçekleştirilebilmektedir. Yapılan analizlerden CO₂ mol oranının biyokütle kullanılarak %10 daha düşük olduğu hesaplanmıştır.



INVESTIGATION OF CO-FIRING COAL AND BIOMASS BLENDS

SUMMARY

In recent years, power generation from fossil fuels still plays a dominant role all over the world. The usage of coal as an energy source is directly related to its availability, accessibility, having advanced technologies and faster installation of power plants. Due to environmental effects of using coal as a source of energy production, alternative renewable energies are an attractive option to produce clean energy. Biomass is one of the oldest energy sources among renewable energy sources. It consists of organic materials such as plant and animal wastes.

Co-firing of biomass with coal is an interesting topic as it could be co-combustion with minimal modifications using the previous infrastructure of coal fired plants. Therefore, this is totally economical option for electricity generation. Its total cost vary depending on the amount of biomass, distance to power plant and its availability. Co-firing with coal and biomass option is cheaper than biomass combustion option in economical respect. For environmental issue, carbondioxide is reduced according to coal-fired power plant.

In this research, pulverized combustion of coal and biomass was investigated in laboratory scale burner and industrial boiler. For laboratory scale boiler, 40kW, 60kW and 100 kW swirl burners are used during experimental measurement. Pulverized coal and biomass combustion under air and oxy atmosphere carried out in this system. Validation study was done by using experimental data. Axial, tangential velocity, temperature distribution along furnace, carbondioxide and NO_x concentration were measured during experimental study. Rhenish lignite and torrefied biomass was used for combustion processes. Four inlets were existed for 60kW and 100 kW burner geometry. There is no tertiary inlet for 40kW burner. 17%, 26%, 1,5% and 54,5% air or oxygen were sent to system to achieve complete combustion. Laser Doppler Anemometry was used to measure velocity. The burner platform is moving through axial coordinate, and observation level is fixed. Data were taken between 0,025m and 0,5m. For industrial case, 5th unit of Tuncbilek power plant was choosen to model numerically. This unit has 150 MW thermal power and pulverized lignite is used for fuel. Boiler having 12m width, 69m length and 12m depth was used to establish model for coal combustion and co-firing. There are 3 burner levels and each burner level has 6 burners. Totally, 18 burners are used for combustion. 43% of air amounts was sent into upper and middle burners, while 14 % of air was sent into lower burners. Total amount of coal were distributed as 43%, 35% and 22% into upper, middle and lower burners. To investigate co-firing mode, selected biomasses were sent into the system by using lower burners. Measurements were taken from 45cm away from the walls above the furnace zone.

Coal combustion with biomass is quite possible in existing pulverized coal power plants. Various tests are required to examine the co-combustion of existing power plants with biomass and these tests are very expensive. Modeling studies could be used to investigate co-combustion, understand the behavior of the combustion process in the boiler, as a result, the number of experimental tests could be reduced, and optimum operating conditions could be determined. Computational Fluid Dynamics model plays an vital role in combustion processes and technologies. In solid fuel combustion modules could be listed as turbulent flow, radiation, particle injections, homogeneous reactions, heterogeneous reactions, pollutant formation and ash behavior.

Mesh studies were done for laboratory scale and industrial scale boiler. Moreover, mesh independency studies were carried out. As a result of studies, 4,2 million mesh and 35000 mesh were generated for industrial and laboratory scale burner, respectively. Industrial scale boiler is 3D geometry, while small scale boiler was modelled 2D axisymmetry.

In both models (small scale boiler and industrial boiler), type of all inlets were selected as mass flow rate and outlets were defined as pressure outlet. Boundary types of others were named as wall. In 2D model, there was only fluid region while in 3D model, there was a porous region which represented the volumetric spaces of heat exchangers and pipes.

In this research, five different turbulence model (Standard k-e, RNG k-e, Relizable k-e, SST k-w, Reynolds Stress Model) were used to model pulverized coal and biomass combustion in small scale boiler. All turbulence model calculation were validated with experimental data of coal and biomass combustion. For coal combustion validation study, 100 kW burner was modelled, while for biomass combustion, 40 kW burner was modelled. RSM was choosen best turbulence model for laboratory scale boiler. Standard k-e approach gave second best result for combustion.

Particle distribution were modelled by using Rosin Rammler. In this study, the suitability of the modified Rosin rammler was also investigated according to given particle distribution in experimental study. Turbulent particle dispersion (M) and particle size class (N) were researched to reduce computational cost by modeling 60 kW burner. Optimum number of M and N were obtained. Moreover, particles were sent into primary inlet normal to the boundary. In cofiring option, there were two injections and mass flow rate of fuel were determined by using cofiring ratios. Maximum, average and minimum diameters were defined in Rosin Rammler distribution.

Radiation was modelled by using P1 model. Moreover, for 40 kW biomass combustion modelling, user defined function was defined to investigate the radiative heat transfer more accurate. P1 radiation model is preferred to get results more faster and accurate. Weighted sum of gray gases domain was selected for particle radiation.

Swirl number were investigated for pulverized coal combustion in lab-scale boiler. Furthermore, swirl number, defining as tangential velocity over axial velocity, was determined for co-firing to provide efficient mixing. In industrial scale burners, fuel were pulverized into system tangentially.

Fuel particles pass through the steps of evaporation and pyrolysis with increasing temperature. Remaining substance is called char and char oxidation is in heterogeneous reaction. The remaining char burns with heterogeneous reactions and volatile substances combust homogeneously. A single kinetic rate devolatilization model was used for coal, while two competing rate models were used for torrefied biomass fuel. For combustion modelling, finite rate/eddy dissipation model was used in this study. Coal combustion modelling was calculated under oxy-atmosphere depending on experimental set-up. Comparison of air and oxy combustion was carried out in this research. Furthermore, oxygen concentration in oxy environment was investigated during co-firing mode. Emissions, NO_x, SO_x and CO₂ concentration, were calculated while using coal and biomass together or separately. In Tuncbilek power plant, pulverized coal combustion was modelled first and validated with experimental results. Cofiring analyses were done to predict temperature and velocity distribution before implementing biomass physically. Moreover, emission concentrations were investigated and compared with coal combustion. Within the scope of the thesis study, detailed combustion calculations were carried out and the effects of different parameters on combustion were stated. In the calculations performed by coal combustion, it is stated that the particle size class and the turbulent dispersion have an effect on the temperature distribution and calculation costs. In this study, it was calculated that having 12 classes for particle size and choosing the particle turbulence dispersion parameter as 5 gave the most accurate results and selected to reduce calculation cost. Using a 40 kW boiler, the difference between EE and EL models was calculated. At the same time, the comparison of biomass flame and coal flame was carried out and it was stated that the difference between them depends on the pyrolysis rates of fuels. Using the 100 kW burner, the combustion of coal and biomass mixtures was modelled. In this model, calculations were made in the light of the results obtained in coal combustion and biomass combustion. Co-combustion was calculated assuming combustion in oxy environment and air environment. Co-combustion rates were determined as 25% Biomass/75% Coal, 50% Biomass/50% Coal, 75% Biomass/25% Coal. In case of co-combustion, the behaviour of the flame was observed and the temperature distributions inside the boiler were calculated. As the biomass is added, the flame is shifted, the highest temperature in the boiler decreases and it is concluded that this is due to the difference in heating values. For the boiler studied, it was stated that the addition of biomass at high rates would not cause a problem. The fact that the contents of the fuels are very similar provides a benefit. At the same time, SO₂ mole ratio decreases as biomass is added. The sulphur content of biomass fuel is about 10 times less than that of coal. As a result, with 25% biomass addition, 35% more SO₂ is generated than with 75% biomass addition. The chosen swirl number is 1.2. The behaviour of the flame was investigated when this number is varied and the emission values are also indicated. The swirl numbers were selected in 0.2 intervals from 0.4 to 1.4 and the calculations were performed for 6 different swirl numbers in total. As a result of these calculations, as the swirl number increases, the CO₂ mole ratio and SO₂ mole ratio at the boiler outlet increases. After the swirl number as 1.2, this increase remains constant. The increase in the swirl number indicates that the effect of the mixture increases and the combustion is became effective. Compared to the smallest number of swirl, when the highest number of swirl is used, there is 32% more SO₂ mole fraction at the exit of boiler and 6.4% more CO₂ mole fraction at the exit of boiler. As the number of swirl increases, the temperatures in the boiler increase. At the same time, the flame spreads over a larger radial distance. As the

number of swirl increases, more stable flame structures occurs. Within the scope of the study, co-combustion ratio at oxygen concentrations were also investigated. 5 different oxygen levels were determined as 23%, 25%, 27%, 30% and 33%. As the oxygen level increases, in other words, as the CO_2 level decreases, the peak temperature value in the boiler increases. The CO_2 level at the exit of the boiler decreases. Combustion in air environment was also calculated. The difference in these calculations is due to the difference in the thermodynamic behaviour characteristics of CO_2 and N_2 . When combustion in oxy and air is compared, the mole fraction of CO_2 formed as a result of combustion with air is 8 times less than the result of combustion with oxy.

In the industrial scale combustion system, biomass is fed to the system from sub-group burners. In the light of the information obtained as a result of the calculations in the small-scale system, these modelling were carried out. The co-combustion rate was determined as 42%. As a result of these analyses, co-combustion can be achieved without making any changes in the system. From the analyses, it is calculated that the CO_2 mole ratio is 10% lower using biomass.

As a conclusion, a detailed computational fluid dynamics model for coal and biomass combustion has been established in our country, Turkey. The co-combustion model using domestic lignite and biomass is intended to be used in existing coal combustion systems. In this context, the parameters affecting the combustion on the small-scale combustion system were analysed and as a result, it was made applicable to the industrial-scale combustion systems.

1. GİRİŞ

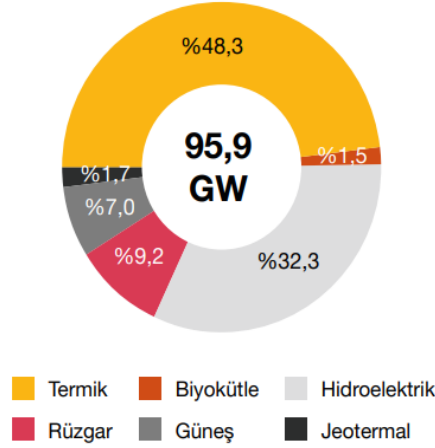
Günümüzde fosil yakıtlardan güç üretimi, Dünyada hala baskın rol oynamaktadır. Enerji kaynağı olarak kömürün kullanılması, ulaşılabilirliği, santrallerin hızlı kurulumu ve gelişmiş teknolojiye sahip olunması ile doğrudan alakalıdır. Enerji üretilirken kaynak olarak kömürün kullanılmasının çevresel etkileri sebebiyle alternatif yenilenebilir enerjilerin (güneş, rüzgâr ve biyokütle) kullanılması söz konusu olmaktadır. Biyokütle, en eski enerji kaynaklarından biridir. Bitkisel, hayvansal atıklar gibi organik maddelerden oluşmaktadır.

Emisyon gazlarının (CO_2 , SO_x ve NO_x) azaltılması biyokütlenin birlikte yakılmasının bir sonucudur. Bitkiler, atmosferden CO_2 kullanarak fotosentez yapmaktadır ve birlikte yanma gerçekleştikten sonra da CO_2 salınımı yaparlar. Bu döngü emisyon miktarının dengede olmasını sağlamaktadır. Aynı zamanda biyokütleyi yakma işlemi ile atık biyokütleyi çöp sahalarında tutarak CH_4 üretilmesinden kaçınılabilmektedir. Bilindiği üzere küresel ısınmaya, CO_2 gazına göre CH_4 gazının 21 kat daha fazla etkisi vardır. Biyokütlenin birlikte yanması sonucu, SO_2 emisyonunda %75, NO_x gazında %15'e kadar azalma görülmektedir [1-2].

Türkiye'de 2019 yılında enerji üretiminin kömürden sağlanan kısmı yaklaşık %37,2, yenilenebilir enerjiden sağlanan kısım ise %14,7 civarındadır. Toplam enerji üretim miktarı ise 303.898 GWh olarak hesaplanmıştır. 2020 yılında ise toplam kurulu gücün %48,3'lük kısmı termik santrallerden, %51,7'lik kısmı da yenilenebilir enerji santrallerinden elde edilmiştir (Şekil 1.1). Toplam kurulu güç miktarı ise 95.891 MW seviyesine ulaşmıştır.

Linyit kömür üretimi ise 2021 Mayıs verilerine göre bir önceki yıla oranla %50,2'lik bir artış olmuştur. Ülkemizdeki kömür üretimi ve kömür kullanılarak sağlanan enerji miktarı verilere bakılacak olursa oldukça fazladır. Bu durum ülkemizdeki zararlı emisyon gazlarının salınımını da artırmaktadır. Bu sebeple, literatürdeki örnek çalışmalardan da anlaşılacağı üzere kömür ile birlikte biyokütle yakmak, bu emisyon miktarlarını da azaltacaktır. Ülkemizde güncel hayvansal atık miktarı, bitkisel atık

miktarı ve orman varlıklarının atık miktarları sırasıyla 193M ton/yıl, 62M ton/yıl ve 4M ster/yıl olarak hesaplanmıştır. Ülkemizdeki biyokütle atıklarının toplam enerji eşdeğeri ise 340M tep/yıl olarak verilmiştir [3-4].

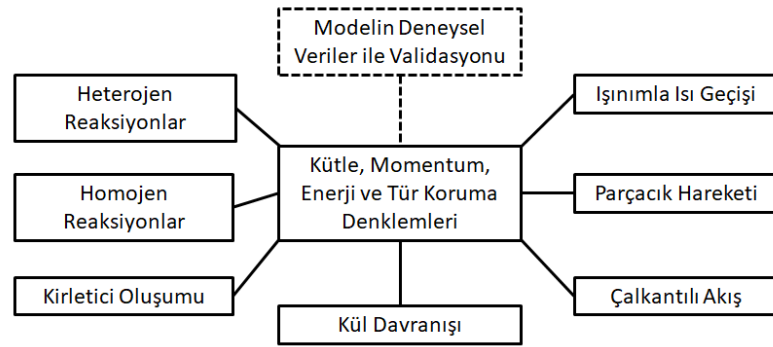


Şekil 1.1: 2020 yılı Toplam Kurulu Güç Miktarı [3].

Kömür ile birlikte biyokütlenin yakılması, var olan kömür yakma tesislerindeki alt yapı imkânları kullanılarak, az değişiklik yapılarak birlikte yakılma gerçekleştirilebildiği için oldukça ilgi çekici bir konudur. Biyokütleyi kömür ile birlikte yakmak, elektrik üretiminde ekonomik bir seçenek olabilmektedir. Toplam maliyeti, biyokütle miktarına, elektrik santraline olan yakınlığına ve yakılması için gerekli miktara bağlı olarak değişebilmektedir. Birlikte yakmanın sermaye ve işletme maliyetleri, sadece biyokütle kullanılan enerji santrallerinin maliyetinden önemli ölçüde daha düşüktür. Birçok ülkede CO₂ gazlarının azaltılması için biyokütlenin birlikte yakılması daha ekonomik bir teknoloji olarak görülmektedir [1-2].

Pülverize kömür yanması, yakıt parçacık boyutu 5-400 µm arasında olan kömürün yanma havasının bir kısmı ile yakıcıya taşınması ve uygun yanma koşullarını sağlamak amacıyla ikincil hava ile karıştırılması olarak özetlenebilir. Hava akışı modellerinin etkileşimleri ve yanma ile oluşan ısı salımı, pülverize parçacıklarının kimyasal reaksiyon hızını, birincil ve ikinci reaksiyon bölgelerinin stokiyometrisini ve sıcaklıklarını etkilemektedir. Bu durum, alev kararlılığını, NO_x oluşumunu kontrol eden çar yanma hızını ve küldeki yanmamış karbonu belirlemektedir. Sadece sıcaklık bölgesi ve reaksiyon zamanı reaksiyon hızını etkilemez, aynı zamanda uçucu maddelerin serbest radikaller ile çalkantılı karışım oranları, sıcaklığı yüksek yanma ürünü gazlar ve çar yanmasından oluşan çalkantı etkisi de etkilemektedir [5-6].

Kömür ile birlikte biyokütle yanmasının var olan pülverize kömür santrallerinde gerçekleştirilmesi oldukça mümkündür. Var olan santrallerin biyokütle ile birlikte yakılmasını incelemek için maliyeti yüksek testler gerekmektedir. Modelleme çalışmaları, birlikte yanmanın çalışılabilmesi için kullanılabilmekte, kazan içerisinde yanma prosesinin davranışı tahmin edilebilmekte ve deneysel testlerin sayısı azaltılabilmekte, optimum çalışma şartları belirlenebilmektedir. Farklı yanma teknolojileri arasında, pülverize kömür yakılan kazanlara biyokütle eklenmesi durumu, akışkan yataklı kazanlara göre daha zorlayıcıdır çünkü yakıcı aerodinamiği ve yakıt özellikleri, yanma ve kirletici emisyon oluşumu üzerinde fazlaca etkisi vardır [7]. Farklı yanma şartları altında, biyokütle ile birlikte yanma proseslerinde ve teknolojilerinde HAD (Hesaplama Akışkanlar Dinamiği) modellenmesi önemli bir rol oynamaktadır. Katı yakıt yanmasındaki modüller, Şekil.1.2’de görüldüğü üzere, ısıtım ile ısı transferi, parçacık hareketi, çalkantılı akış, kül davranışı, kirletici oluşumu, homojen reaksiyonlar ve heterojen reaksiyonlar olarak sıralanabilmektedir.



Şekil 1.2: Biyokütle ile kömürün birlikte yanmasının HAD modellenmesine genel bakış [8].

1.1 Tezin Amacı ve Kapsamı

Kömür ile biyokütle yakılmasının çevreye olan olumlu etkisi sebebiyle bilim insanları tarafından yaygın bir şekilde çalışılan bir araştırma konusudur. Farklı yakıt, yanma koşulları, parçacık boyutları, kazan geometrileri gibi yanmayı etkileyen parametreler de oldukça fazladır.

Doktora tezi kapsamında, endüstriyel ve laboratuvar ölçekli olmak üzere iki kazan geometrisi kullanılmıştır. Endüstriyel kazan, Tunçbilek Termik Santralinin 5. ünitesi olarak belirlenmiştir. Yakıt olarak sadece linyit kullanılan bu sistemde birlikte yanma durumu sayısal olarak incelenmiştir. Kirletici emisyonlarının fazla olması sebebiyle,

biyokütle kullanarak bu problemin çözülebileceği gösterilmek istenmektedir. Birlikte yanma yapılan bir ünite haline getirilebilmesi için ön bir çalışma yapılmıştır. Laboratuvar ölçekli olarak düşey beslemeli RWTH Aachen Üniversitesinde Isı ve Kütle Transferi Kürsüsüne bağlı laboratuvarında bulunan bir kazan geometrisi incelenmiştir. Deneysel çalışmalara destek verilmiştir. Aynı zamanda üç farklı yakıcısı içinde hem oksijen hem hava ortamında modelleme çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Yakıcılar, 40 kW, 60 kW ve 100 kW gücündedir. Kazanda deneysel olarak oksijen ve hava ortamında, kömür ve biyokütle yakılması gerçekleştirilmektedir. Laboratuvar ölçekli bir kazanda bile yanma deneyi yapmak maliyetli olduğundan modelleme çalışmalarına ihtiyaç duyulmaktadır.

Bu çalışmanın amacı, ülkemizde pülverize sistemlerde birlikte yanma için geliştirilmemiş olan yanma modelini oluşturmaktır. Bu sayede maliyetli deneysel çalışmaların sayısını azaltmaktır. Aynı zamanda yerli yakıt kullanılarak, farklı koşullarda (hava ve oksijen yanma ortamında) gerçekleştirilecek olan yanmayı farklı parametreler ile sayısal olarak incelemektir. Yakıt parçacıklarının boyutunun yanmaya olan etkilerinin araştırılması, eklenecek olan biyokütle miktarının optimize edilmesi, döngüsü olan yakıcılarda döngü sayısının yanmaya ve emisyonlara olan etkisi, yanma sonucu oluşan gazların miktarlarının incelenmesi de çalışmanın kapsamı içerisindedir. Bu çalışmalar neticesinde, kömür, biyokütle ve karışımlarının yanması ile ilgili literatüre katkı sağlamak, bu çalışmanın hedefleri içindedir.

2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

2.1 Genel Bakış

Fosil yakıtlardan enerji üretiminin çevresel etkileri konusundaki endişelerin artması, daha sürdürülebilir enerji üretme araçlarının geliştirilmesine ve kullanılmasına yol açmıştır. Bu gelişmeye, yenilenebilir ve sürdürülebilir enerjinin ulusal ve uluslararası enerji arzındaki payının artırılması da katkı sağlamıştır. Geçmişten günümüze kadar, yenilenebilir enerji kaynakları, fosil enerji kaynakları ile yüksek maliyet ve teknik problemler sebebiyle rekabet içinde olmuştur. Biyokütle, karbondioksit açısından nötr bir yakıt olarak bahsedilmektedir. Bitkiler yaşamları boyunca fotosentez yaparlar, sonucunda atmosferdeki CO₂ miktarını azaltırlar. Yandığında üretilen karbondioksit düşünüldüğünde, sıfır emisyon olduğu söylenir. Bu sebeple birlikte yanma yapıldığında CO₂ emisyonu azalacaktır.

Geleneksel kömür ile çalışan kazanlarda biyokütlenin kömür ile birlikte yakılması, güç ve bazı durumlarda ısı üretimi için oldukça çekici bir seçenek olmuştur. Islak kömür yakılması sırasında, biyokütle kullanımı potansiyel olarak tesisin kapasitesini ve alev stabilitesini artırmaya yardımcı olmaktadır. Birlikte yanma için, mevcut fosil yakıt yakılan güç sistemlerindeki alt yapıda mütevazı bir ek sermaye yatırımı gerektirmektedir. Çoğu ülkede, biyokütlenin birlikte yakılması, önemli miktarda CO₂ azaltımlarını sağlamak için var olan en ekonomik teknolojilerden biridir [9-11].

Mevcut bir fosil yakıtla çalışan elektrik santralinde az miktarda biyokütleyi birlikte yakma seçeneğinin, tam olarak biyokütle yakıtına geçişe göre de bir çok faydaya sahiptir. Sera gazı azaltımı için en uygun maliyetli pratik yöntemdir. Modern fosil yakıtla çalışan termik santraller, yüksek sıcaklık ve basınç sebebiyle, küçük konvansiyonel biyokütle enerji dönüşümlerinden daha verimlidir. Mevcut kömürle çalışan kazanlarda biyokütle ile birlikte yakma, biyokütleye dayalı enerji üretim seçenekleri arasında en düşük üretim birimi (dolar/kWh) maliyetini sunmaktadır. Konvansiyonel yakma teknolojisi, birlikte yanma için en az riske sahiptir ve büyük ölçekte uygulanmaya hazır bir teknolojidir [12].

2.2 Biyokütle Karakterizasyonu ve Özellikleri

Biyokütle özellikleri, kaynaklarının farklı olmasından dolayı büyük bir ölçüde değişmektedir. Biyokütle birkaç kategoriye ayrılmaktadır. Odunsu, otsu, samandan türetilen, sucul ve atıklardan oluşan biyokütle olarak sınıflandırılır. Kullanılacak biyokütlenin tespiti ve kullanma yöntemi, özelliklerine göre değişmektedir. Nem içeriği, hangi enerji dönüştürme işlemi yapılacağını belirleme konusunda belirleyici faktördür. Sucul ve atıklardan oluşan biyokütleler, en fazla nem oranına sahip olduğu için biyokimyasal yöntemlerle işlenmeye daha uygundurlar. Odunsu biyokütle en düşük nem seviyelerine sahipken, otsu biyokütle ara değerlere sahiptir. Birçok endüstri de odunsu ve otsu biyokütlerde düşük nem içeriğinin olması sebebiyle, yanma, gazlaştırma ve piroliz işlemlerine odaklanmıştır.

Biyokütle, fiziksel ve kimyasal özelliklerinin yanısıra bileşim ve enerji içeriği açısından kömürden farklıdır. Biyokütle genellikle daha az karbon, daha fazla hidrojen ve oksijen, daha az kükürt ve azot, daha fazla uçucu madde, daha düşük ısı değeri ve düşük kütle yoğunluğu içerir. Bu özellikler, birlikte ateşleme sistemlerinin tasarımını, çalışmasını ve performansını etkiler [13].

2.2.1 Kimyasal özellik

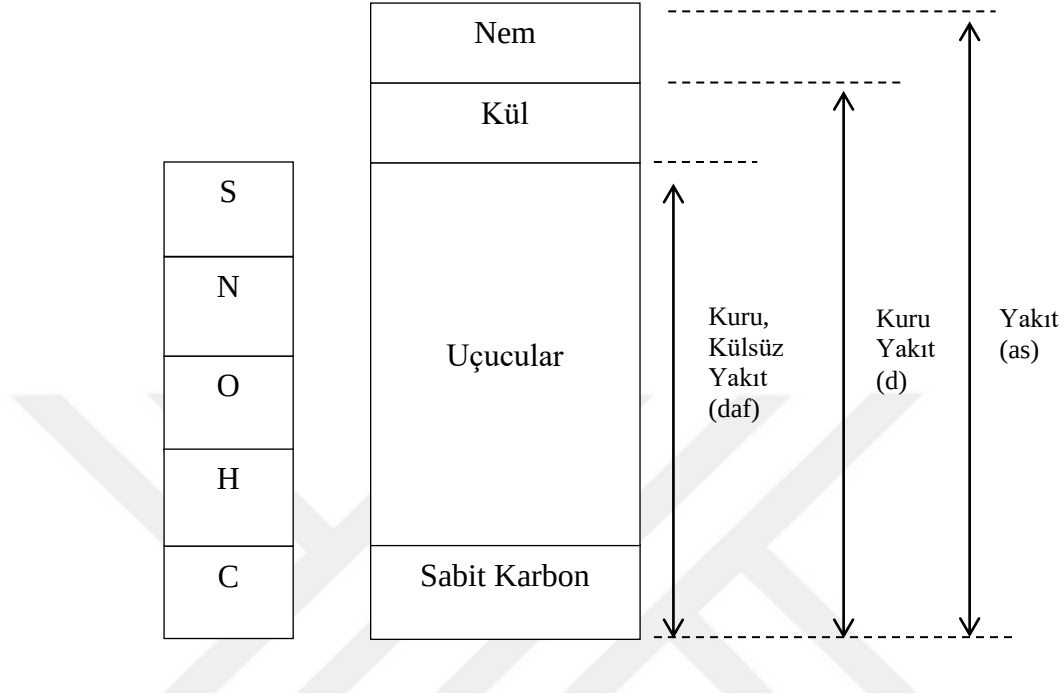
Yakıtların kimyasal bileşimi yanmayı önemli ölçüde etkilemektedir. Yakıtların kimyasal bileşenlerini ve yanma sistemlerine olan etkilerini anlayarak, sistem optimizasyonu daha kolay sağlanır [14].

Biyokütlerdeki nem miktarı, kömüre oranla yüksektir. Biyokütle genellikle kömüre göre daha az sabit karbon ve daha çok uçucu madde içerir ve düşük kül içeriğine sahiptir. Uçucu madde/sabit karbon oranı kömürde 1.0'dan az iken, biyokütlerde 4.0'dan fazladır. Bu nedenle, biyokütle yakıtları için, yanmanın baskın olduğu durum, uçucu türlerin gaz fazı oksidasyonu yoluyla gerçekleşecektir [15-16].

Azot ve sülfür içeriğinin biyokütlerde az olduğundan azot oksit ve sülfür oksit salınımları minimum olup temiz yanma şartlarını sağlamaktadır. Kömüre kıyasla, biyokütle daha yüksek oranda oksijen ve hidrojen, daha düşük karbon içermektedir. Bu durum ısı değeri düşmesine neden olmaktadır, çünkü C-O ve C-H bağlarının içerdiği enerji oranı C-C bağlarının içerdiği orandan düşüktür. Halbuki, biyokütle

yakıtının yüksek oksijen içeriğinden dolayı, kömüre göre, termal reaktivitesinin daha fazla olduğu görülmüştür [17-19].

Bir yakıtın kimyasal analizinin içeriği Şekil 2.1’de gösterilmektedir.



Şekil 2.1: Bir yakıtın kimyasal analiz içeriği [17-19].

Kül analizi katı yakıtın yanma sırasındaki davranışını tahmin etmek için çok önemlidir, çünkü biyokütle yanmasının birçok dezavantajından sorumlu olan mevcut inorganik elementler hakkında bilgi sağlamaktadır. Kül füzyon sıcaklığı, yakıtın cüruf eğilimi hakkında yaklaşık bir tahmin sunabilmektedir, çünkü kül füzyonu cüruf oluşumunun temelidir.

Bazık oksitlerin, asidik oksitlere oranı veya kükürt içeriğini de içeren diğerleri gibi diğer cüruf indeksleri de tanımlanmıştır, ancak bu indekslerin tümü kömür için tanımlanmıştır. Biyokütle ve kömür yanmasından kaynaklanan kül, bileşimde önemli ölçüde değişiklik gösterdiğinden, bu indeksler biyokütlerde cürufü tahmin etmede güvenilir olmayabilir. Biyokütle külü birikimi, esas olarak sodyum ve potasyum klorürlere, sülfatlara, hidroksitlere vb. bağlıdır, oysa kömür külü bir alüminosilikat sisteminden oluşur. Bununla birlikte, düşük yüzdelerde biyokütle içeren biyokütle/kömür karışımlarının kül davranışını tahmin etmede faydalı olabilirler [13].

2.2.2 Termokimyasal özellik

Fosil yakıtlar ile kıyaslandığında biyokütle daha düşük ısı değere sahiptir. Bir katı yakıtın ısı değeri, yakıtın yanması sırasında açığa çıkan enerji miktarını temsil ettiğinden, genellikle katı yakıtları karşılaştırmak için temel termokimyasal özellik olarak kabul edilir.

Alt Isıl değer için formülasyon;

$$H_u = \left[33907 \times Y_c + 142324 \times \left(Y_{H_2} - \frac{Y_{O_2}}{8} \right) + 10465 \times Y_s - 2512 \times (Y_{H_2O} + 9 \times Y_{H_2}) \right] \times 10^3 \quad (2.1)$$

Üst ısı değeri için formülasyon;

$$H_o = \left[33907 \times Y_c + 142324 \times \left(Y_{H_2} - \frac{Y_{O_2}}{8} \right) + 10465 \times Y_s \right] \times 10^3 \quad (2.2)$$

şeklindedir.

Yanma sisteminin veriminin tahmin edilmesi için sadece bu özellik kullanılmamaktadır. Maksimum verim, alev sıcaklığının bir fonksiyonu olarak belirlenmektedir. Alev sıcaklığı ise sadece ısı değere bağlı değildir, aynı zamanda kimyasal birleşime de bağlıdır. Kimyasal birleşim stokimetric olarak ihtiyaç duyulan havanın hesaplanmasında da yardımcı olur. Eğer az hava ihtiyacı varsa, havanın azot gibi daha az reaksiyona giren bileşenlerinin alev sıcaklığına kadar ısıtılması gerekir [13].

Yüksek oksijen oranı içeren biyokütlenin, fosil yakıtlara kıyasla, yanma için daha az havaya ihtiyacı olmaktadır. Bu sebeple, biyokütle yakıtları, diğer hidrokarbon yakıtlara kıyasla daha yüksek yanma verimliliği elde etme potansiyeline sahiptir. Biyokütlenin daha yüksek uçuculuğu, kömüre kıyasla reaktifliğini ve tutuşma özelliklerini iyileştirir ve bu genellikle buharlaşma ve oksidasyona karşı düşük bir aktivasyon enerjisi bariyeri ile sonuçlanmaktadır [20].

Biyokütle faydalı enerjiye dönüştürülmektedir veya enerji taşıyıcısı görevi de üstlenmektedir. Dönüşüm iki yoldan uygulanmaktadır; birincisi biyokimyasal diğeri termokimyasal yoldur. biyokimyasal dönüşüm teknolojileri alkol üretimini için fermantasyon içermektedir ve metanca zengin gaz üretimi için anaerobik çürüme içermektedir. Termokimyasal dönüşüm teknolojileri ise yanmanın en çok geliştirildiği ve en sık uygulandığı yerlerde farklı gelişim aşamalarındadır. Termokimyasal dönüşüm teknolojileri, ürünleri ve potansiyel kullanım alanları Çizelge 2.1’de genel olarak gösterilmiştir [21].

Çizelge 2. 1: Termokimyasal dönüşüm teknolojileri, ürünler ve kullanım alanları.

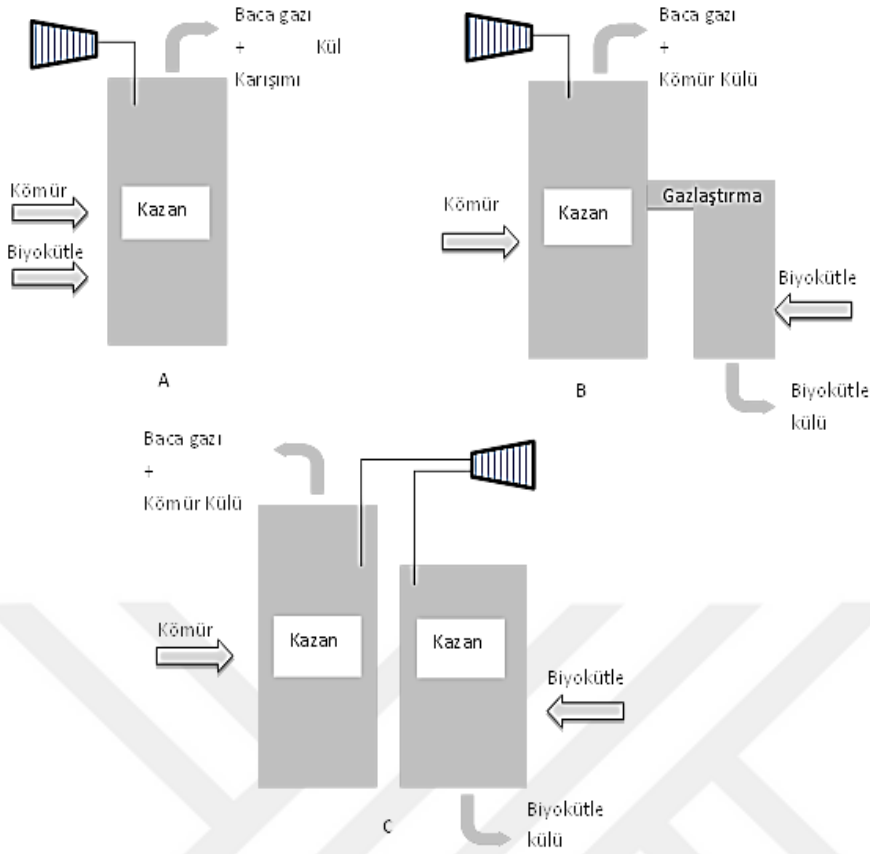
	Ürünler	Kullanım Alanları
Piroliz	Odun kömürü (charcoal), Sıvı/yağ, Baca gazı	Metal Endüstrisi, Araçlar, Gaz Türbini, Motor, Kazan
Gazlaştırma	Baca Gazı	Motor, Gaz Türbini, Kazan
Sıvılaştırma	Sıvı/Yağ	Araç, Motor, Gaz Türbini
Birlikte Yanma	Isı	Kazan, Buhar makinaları veya Türbinleri, Soba/Ocak

2.3 Kömür ve Biyokütle Birlikte Yanma Teknolojileri

Birlikte yanma kullanılan santrallerde, üç farklı teknolojik konfigürasyondan bahsedilmektedir. Bunlar birlikte yanma, dolaylı yanma ve paralel yanma olarak adlandırılmaktadır. Yaklaşımlar kazan sistemi tasarımı ve birlikte yakılacak biyokütle yüzdesi açısından farklılık gösterir. Direkt birlikte yakma sistemi, yakıt olarak kullanılacak olan biyokütlenin kömüre direkt beslenmesidir. Dolaylı birlikte yakma sistemi, biyokütlenin gazlaştırma işlemi sonrasında kazan içinde kömür ile birlikte yanma işlemidir. Paralel yanma ise ayrı ayrı kazanlarda biyokütle ve kömürün yakılması durumudur. Şekil 2.2’de 3 farklı yanma teknolojisi gösterilmektedir.

2.3.1 Direkt birlikte yanma

Direkt birlikte yama basit, ucuz ve yaygın olarak kullanılan birlikte yanma metodudur. Özellikle varolan pülverize kömür yakma sistemlerinde gerekli olan eklemelerin en az olacağı senaryodur. Kömür besleyici sistem ile biyokütle-kömür karışımı sisteme verilmektedir. Bu yaklaşım birlikte yanma sistemlerinde, granül, pelletlenmiş veya toz halinde bulunan biyokütle malzemesi kullanılabilir. Direkt birlikte yanmanın avantajı, büyük ölçekli kömür yakılan termik santrallerde yüksek verim sağlamasıdır. Kullanılacak olan biyokütle çeşitliliğinin az olması, birlikte yanma oranlarının limitinin olmasına rağmen, biyokütlenin yüksek uçucu madde içermesiyle direkt yanma uygulanarak yanma da iyileştirilir [43].



Şekil 2.2: Birlikte yanma konfigürasyonları.

2.3.2 Dolaylı birlikte yanma

Dolaylı birlikte yanma (Indirect co-firing), katı biyokütlenin ayrı bir gazlaştırıcıda gazlaştırılmasını içerir; daha sonra aynı kazanda kömürle yakılan bir yakıt gazına dönüştürülür. Ek gazlaştırıcı nedeniyle daha pahalı olmasına rağmen, bu seçenek daha çeşitli biyokütle türlerinin ve daha yüksek biyokütle yüzdelerinin kullanılmasına izin verir. Dolaylı birlikte yanma cüruflanmayı azaltabilir, çünkü biyokütle doğrudan kömür ocağına beslenmez ve ayrı bir kalıntı toplanmasına izin verir. Biyokütle yakıt kalitesine ve klor ve alkali varlığına bağlı olarak, baca gazı temizliği gerekebilir.

2.3.3 Paralel birlikte yanma

Paralel birlikte yanma sistemlerinde, biyokütle ve kömür farklı kazanlara beslenilmektedir. Biyokütleden üretilen buhar ile kömürden üretilen buhar birleşir. Biyokütle ön işlemleri, beslemesi ve yanma aktivitesi kömürden bağımsız olarak gerçekleşir. Bu sistem yüksek biyokütle oranlarının kullanılmasına izin vermektedir. Kağıt endüstrisinde sıklıkla kullanılabilir. Maliyeti çok fazla olmasına rağmen,

sadece biyokütle yakılan tesislere göre hala düşüktür. Yüksek alkali oranlarına sahip yakıtlarında kullanılmasına yardımcı olmaktadır. Sadece biyokütle kullanılan sistemlerin verimliliğinden daha fazla verime sahiptirler. Yanma sonrası oluşan küller ise ayrı ayrı toplanır [22].

2.4 Birlikte Yanmanın Teknik Konuları

2.4.1 Biyokütle tipi ve bulunabilirliği

Biyokütle kaynakları; orman atıkları, tarım atıkları, kağıt endüstrisinden gelen atıklar, hayvan dışkıları, keresteden gelen talaş veya ağaç kabuğu gibi atıkları içerir. Yakma için atıkların kullanılması, bertarafı ile ilgili çevre sorununu en aza indirecektir. Odunsu biyokütlenin, doğal olarak yakıt azotu ve kül oranı düşüktür. Genellikle kükürt içermez. Tipik olarak odunsu biyokütle önemli derecede uçuculuğa sahiptir ve yüksek reaktivitesi vardır. Aynı zamanda çok karmaşıktırlar ve değişkendirler. Birlikte yakma faaliyetleri için en uygun seçenek kabul edilir, ancak orman kalıntıları, tarım atıkları da birlikte yanma için kullanılmaktadır. Yakıt özellikleri; kaynağa, işleme tesisinin tipine, işleme tipine ve diğer faktörlere bağlıdır. Otsu biyokütle yakıtı, odunsu biyokütleye göre daha fazla kül içeriğine sahiptir. Bazıları yüksek derişimlerde azot ve klor içerebilmektedir. Çok düşük kütle yoğunluklarına sahip olanlarda taşıma sorunu ortaya çıkar. Birlikte yanma yapılırken, biyokütle yakıtları arasındaki farkla göz önünde bulundurulmalıdır. Bunun yanı sıra kömür ve biyokütle arasındaki farklar da göz önüne alınmalıdır. Odunsu biyokütlenin yığın yoğunluğu 255 ile 320 kg/m³ arasındadır. Otsu biyokütlenin yığın yoğunluğu daha düşüktür. Buna karşın kömürün yığın yoğunluğu, 800 ile 1300 kg/m³ arasında değişmektedir. Taşıma ve taşıma sisteminin tasarımı düşünüldüğünde yığın yoğunluk önemlidir.

Biyokütlenin kalitesinin etkilendiği faktörler üç ana başlık ile ayırt edilebilmektedir. Büyüme aşaması, tedarik aşaması ve yakıt özelliklerinin incelendiği aşama olarak sıralayabiliriz (Şekil 2.3).

Biyokütle ve kömürün birlikte yanmasındaki en önemli sorunlardan biri; tedarik edilen biyokütlenin kalitesinin sürekliliği ve bulunabilirliğidir. Biyokütle elde etme ve taşıma maliyetleri, büyük ölçüde birlikte yakmanın ekonomik fizibilitesini belirler. Edinme maliyetleri, diğer biyokütle enerji kullanımları veya enerji dışı

uygulamalarla olası rekabete bağlıdır. Bir biyokütle birlikte yakma tesisinde yakma projesini sürdürmek için sürekli ve uygun maliyetli bir yakıt akışına ihtiyaç vardır. Biyokütlenin fiyatı büyük ölçüde 1) hammadenin türüne ve birleşimine 2) hammaddeyi işleme, hazırlama ve taşıma maliyetine 3) tesisin coğrafi konumuna bağlıdır. Uzun mesafelerde nakliye maliyeti, enerji yoğunluğundan veya biyokütle besleme stoğunun ısıtma değerinden güçlü bir şekilde etkilenir [20].



Şekil 2.3: Biyokütlenin kalitesini etkileyen durumlar.

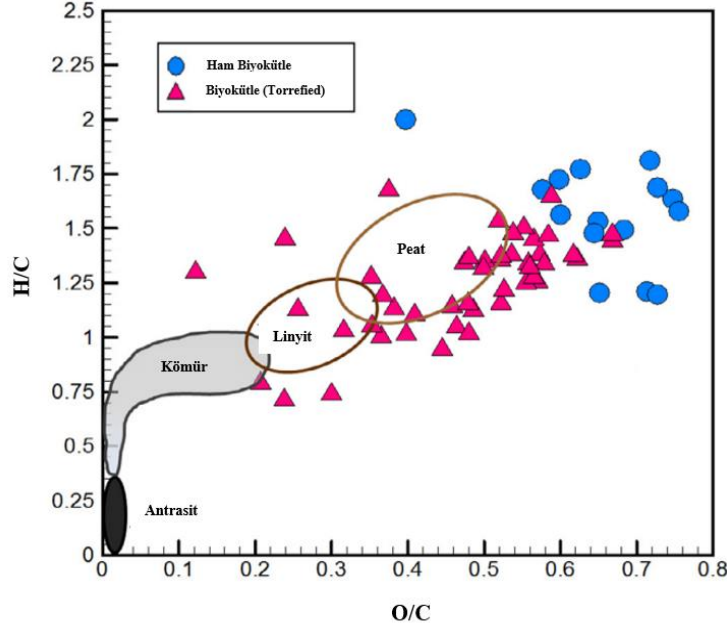
2.4.2 Biyokütle ön işlemleri

Kurutma, boyut küçültme, depolama, taşıma, besleme ve biyokütle yakıtının temini, stabil şartlara ulaşma da problem olmaktadır. Biyokütle, öğütme, parçalama yada boyut küçültecek herhangi bir işlem süresince lifli malzeme üretmektedir. Biyokütle ve kömürü aynı şekile ve boyuta getirmek genellikle mümkün değildir. Biyokütle parçacıklarının şekli ve boyutu, çok düşük paketleme yoğunluklarına neden olur ve biyokütle yakıtlarını pnömatik olarak veya başka bir şekilde taşıırken zorluklar yaratabilir. Bu nedenle, biyokütlenin ön işleminde tesisin içinde fazla bir değişiklik olmadan yakıt zincirine entegre edebilecek bir forma dönüşmek gerekir. Birlikte besleme yapmak, ayrı ayrı besleme yapmaktan daha fazla problem çıkarır. Bununla birlikte biyokütle miktarının oranı çok az ise ($<10\%$), biyokütle ilavesinin etkisinin de çok önemsiz olduğu görülmüştür. Biyokütle ve karışım beslemedeki problemlerin azaltılması için peletleme ve briket haline getirme yada kurutma (torrefaction) gibi uygulamalar yapılmaktadır. Bu teknikler yüksek nem içeriğini azaltmak ve birim hacim başına sahip oldukları ısıyı artırmak için etkili olarak kullanılmaktadır. Aynı zamanda bu iyileştirme, taşıma ve depolama durumunu geliştirir ve nakliye maliyetlerini azaltır. Araştırmalar göstermektedir ki farklı teknolojiler biyokütle

kurutması için kullanılmaktadır. Kurutma (torrefaction) ve yıkama (leaching) biyokütle yakıt özelliklerini iyileştirme potansiyeli en iyi yollardan ikisidir. Biyokütlenin su veya asit ile süzülmesi veya yıkanması, klor'un yanısıra alkali ve toprak alkali metallerin içeriğini azaltmak için etkili bir yöntem olarak kullanılmaktadır. Biyokütle hasattan önce yağmura maruz kalırsa doğal olarak yıkama gerçekleşmiş olur veya biyokütlenin ıslatılmasına dayalı yapay bir süreç olarak gerçekleştirilebilir. Kurutma (torrefaction) termal bir işlemdir. Kuru ve ıslak olarak iki farklı yoldan yapılır. Kuru olan kurutma (dry torrefaction), biyokütlenin oksijen olmayan bir ortamda yaklaşık bir saat boyunca 200-300°C sıcaklıkta ısıtılması, böylece nem miktarı ve parçacık boyutu azaltılması, minimum biyolojik bozunma ve artan enerji yoğunluğuna sahip kömür benzeri bir madde oluşturulmasıdır. Nem miktarının azalmasıyla H ve O miktarları başka sonucu alır ve H/C ile O/C oranları azalır, sonuç olarak ısı değeri artar. Kurutma işleminin bir başka sonucu da biyokütle tarafından suyu yeniden emme eğiliminin az olmasıdır, bu da nem seviyeleri önemli ölçüde artmadan uzun süreler boyunca stabil bir şekilde depolanmasına izin vermektedir. Ayrıca bu işlem, biyokütleyi mikrobiyal kolonizasyona karşı dirençli hale getirir, bu da depolama sırasında biyobozunma eğiliminin daha az olacağı anlamına gelmektedir. Kurutma işlemi sonrası biyokütlenin öğütülenirliği (grindability) zayıf olma durumu da ortadan kalkmaktadır. İşlemden geçmiş biyokütle liflerden yoksun hale gelmiştir. Bu durum parçacık boyutunu azaltabilmeye olanak verir, daha küresel şekilde olur [13-23].

Islak kurutma (wet torrefaction) ghidrotermal bir proses olarak bilinmektedir çünkü bu işlemde sıcak basınçlı H₂O kullanılır. İşlem sıcaklığı kuru prosesten genelde daha düşüktür. 180°C ile 260°C sıcaklık aralığında işlem uygulanmaktadır. Kuru olan işleme göre daha fazla enerji tasarrufu sağlar. İki işlem arasındaki en belirgin farklardan biri de işlem sonrası biyokütlerdeki kül miktarıdır. Islak işlem de biyokütlerdeki kül içeriği azalmaktadır. Bu, kül içindeki minerallerin sulu faza çözünmesinden dolayı olmaktadır. Azaltılmış kül içeriği, sistemde yanma sonrası oluşabilecek tortulaşma, korozyon, cüruf gibi problemleri de azaltacaktır [16].

Şekil 2.4'de H/C ve O/C oranlarına göre katı yakıtların özellikleri gösterilmektedir. Kurutulmuş biyokütlenin oranları kömüre yaklaşmaktadır.



Şekil 2.4: Farklı katı yakıtlar için Van Krevelen diyagramı [23].

2.4.3 Biyokütle ile birlikte yanma

2.4.3.1 Yakıt dönüşümü

Biyokütle yanması, fiziksel ve kimyasal özellikleri ile kömürün yanmasından farklıdır. Yüksek uçucu miktarı ve düşük aktivasyon enerjisi, piroliz ve onu takip eden uçucu oksidasyonunu kömüre göre düşük sıcaklıkta erken başlatır. Bu nedenle, biyokütle yanmasından elde edilen enerjinin önemli bir kısmı uçucu maddelerin oksidasyonundan gelirken, kömürde kok (char) oksidasyonundan gelmektedir. Kömür ile biyokütle arasındaki etkileşimi anlamak, birlikte yanmanın entegre edilebilmesi için çok önemlidir. Biyokütlenin reaktivitesi kömüre göre yüksektir. Yapılan bir çalışma da [24], biyokütle ile kömür karışımları için reaktivite ölçümleri gerçekleştirilmiştir. %35 biyokütle eklenmiş yakıt, ana yakıtlar ve başka bir karışım oranı kıyaslandığında, daha reaktif olduğu gözlemlenmiştir. %20 oranında biyokütle karışımı ise en düşük aktivasyon enerjisine sahiptir. Piroliz erkenden olmaktadır ve diğer ana yakıtlara yada karışıma göre daha hızlı olmaktadır. Uçucuların erkenden salınımı ateşleme sıcaklığını kömüre göre düşürmektedir ve alev stabilitesine destek olur. Kömür ve biyokütle aynı ateşleme prosedürlerine sahiptir, fakat biyokütle yakıtları daha yüksek uçucu maddeye sahip olduklarında daha homojen ve alevli yanma yaşayabilir. %20 oranından daha az bir biyokütle ilavesinde alev stabilitesi de çok az etkilenir [24].

2.4.3.2 Yanma modeli

Katı yakıt içindeki organik yapı, yüksek sıcaklıktaki ortama girince, termal çözünmeye uğrar ve uçucu maddeler açığa çıkmaktadır. Bu olaya devolatilizasyon denmektedir. Devolatilizasyon ürünleri, CO₂, CO, H₂O, H₂, CH₄ ve diğer hafif hidrokarbonlar, katran, kurum ve kok olarak sıralanır. Devolatilizasyon karakteristiği, ateşlemeyi (ignition), yanmayı (burnout) ve kirletici oluşumunu etkiler. Kömürün içinde ana organik yapı, aromatik grup, alifatik grup ve yan zincirler olarak sınıflandırılabilir. Genel olarak düşük kaliteli kömürler, birincil devolatilizasyon sırasında hafif gazlar üretmektedir. Düşük kaliteli kömürlerde az miktarda aromatik karbon ve çok miktarda alifatik gruplar bulunmaktadır. Orta kalite kömürlerin devolatilizasyonu için katran oluşumu genellikle önemlidir. Bu kömürlerde yüksek kaliteli kömürlerden fazla alifatik grup ve düşük kaliteli kömürlerden daha fazla aromatik karbon içermektedir. Bu durum katran oluşumunu desteklemektedir. Devolatilizasyon sırasında piroliz sıcaklığının artmasıyla CO, CO₂ CH₄ ve katran artacaktır, bu etki 800°C üstünde önemsiz hale gelmektedir. Ana organik komponentler biyokütle içinde, genellikle selüloz, hemiselüloz ve lignindir.

Devolatilizasyon işlemi sırasında, hemiselüloz düşük sıcaklıkta çözünür, ve fazla uçucu, daha az katran ve kok yayılır. Lignin ise selüloz veya hemiselüloza göre fazlaca kok oluşturur. Yapısal farklılıkları sebebiyle devolatilizasyon davranışları iki yakıtın da çok farklıdır. Biyokütle devolatilizasyonu, kömüre göre düşük sıcaklıkta olur, ve fazla hafif gazlar ve katran oluşur. Devolatilizasyon davranışı, sıcaklık, ısınma hızı ve biyokütlenin özelliklerinden etkilenmektedir. Yüksek sıcaklıklar genellikle kok verimini düşürür ve hafif gaz oluşumunu artmaktadır.

Biyokütleden yayılan uçucular, kömür ile biyokütle pirolizinde, kömür yada kömür uçucuları ile reaksiyona girer. Bu reaksiyonlar yakıt karışımında uçucu oluşumunu destekler ve kok verimini engelleyebilir. Bunun muhtemel nedeni, biyokütle devolatilizasyonunun, serbest radikallerin tekrardan bağlanmasını ve çapraz bağlanma reaksiyonlarını önleyebilecek miktarda hidrojen üretmesidir.

Biagini ve çalışma arkadaşları farklı kömür ve biyokütlenin konvansiyonel pirolizdeki ısınma şartları altında devolatilizasyon davranışını incelemişlerdir. Biyokütle yakıtının termal bozunmasının birincil reaksiyonları önemli ölçüde kömürün bulunmasından etkilenmemektedir. Aynı zamanda kömür de biyokütle

kaynaklı uçucu madde salınımından etkilenmemektedir. Bu durum karışımın ağırlık kaybının, referans malzemelerinin ağırlıklı toplamından elde edilebileceğine dair ilk sonuca yol açtı. Bir diğer çalışma da, kurutulmuş linyit ve dört farklı biyokütle yakıtı ve onların karışımları termogravimetrik yol ile devolatilizasyonları incelenmiştir. Biyokütle malzemesinin linyite göre daha fazla termokimyasal reaktivitesi olduğunu ve daha kısa sürede devolatilizasyonunun gerçekleştiğini gözlemlemişlerdir. Daha düşük sıcaklıklarda devolatilizasyon gerçekleşir ve daha fazla katran ve hafif gaz üretilmektedir. Katkılı (additive) ve katkısız (non-additive) davranışlar gözlemlenmiştir [25-26].

Jones ve çalışma arkadaşları, devolatilizasyon ürünlerinin karakterizasyonu, sinerjetik etkiler ve ardından birlikte yanma sırasında toksik organik bileşiklere ve kuruma yol açan oluşum yollarını anlamak için önemli bilgiler sağladığını belirtmiştir [27].

Katı yakıtın yanması sırasında karbonun yanması ve NO_x gibi kirleticilerin oluşması için tutuşma ve alev kararlılığı çok önemlidir. Tutuşma mekanizması iki şekildedir; biri homojen tutuşma ve diğeri de heterojen tutuşma olarak adlandırılır. Yakıt parçacıklarından yayılan uçucuların ateşlenmesi, homojen tutuşmadır. Yakıt yada kok parçacık yüzeyinde direkt oksijen den kaynaklı olan tutuşma da heterojen tutuşması olarak tanımlanmaktadır. Katı yakıtların tutuşma davranışları birçok faktörden etkilenmektedir. Bunlar; yakıt özellikleri, parçacık boyutları, sıcaklık, ısınma oranları, gaz bileşimleri, parçacık miktarının yoğunluğu, akış davranışlarıdır [27-29].

Pülverize kömür ve biyokütle birlikte yanma durumlarında, biyokütlenin genellikle parçacık boyutu kömürden daha büyüktür. Biyokütlenin parçacıklarının boyutunu azaltılması kömüre göre daha zor ve pahalı bir işlemdir. Aynı zamanda kimyasal karakteristiği de biyokütlenin boyutunun büyük olmasına izin vermektedir. Kömür ve biyokütle yanmasındaki tutuşma performansı, parçacık boyutu ve yakıt özellikleri sebebiyle farklıdır ve alev karakteristiğini de etkilemektedir. Ballester ve arkadaşları deneysel bir çalışma yapmıştır. Kömür ve biyokütle kullanarak, tutuşma ve alev karakteristiklerini karşılaştırmak için bir reaktörde deneyler gerçekleştirmişlerdir. Kömür alevi ile karşılaştırıldığında, talaş yanması sırasında brülör bölgesinde daha yoğun ve geniş bir alev gözlemlenmiştir, bu duruma küçük boyuttaki talaş parçacıklarından yayılan uçucular sebep olarak gösterilmiştir. Aynı zamanda ikinci

bir alev, talaş yanması sırasında rastlanmıştır ve bunun daha büyük parçacıklardan kaynaklandığı belirtilmiştir [30].

Alev sıcaklığına ve alev stabilitesine birlikte yanmanın etkileri, bir yanma test tesisinde görsel temelli ölçüm teknikleri kullanılarak araştırılmıştır. En fazla yüzde 20 oranında biyokütle sisteme beslenmiştir. Birlikte yanmanın alev sıcaklığı, kömür alevinden oldukça fazla olduğu tespit edilmiştir. Bunun sebebi biyokütlenin uçucularından kaynaklı hızlı ısı salınımından kaynaklı olduğu belirtilmiştir. Benzer alev sıcaklığının artması başka bir çalışma da daha gözlemlenmiştir. Yapılan bu benzer çalışma da, düşük kaliteli kömürlerin kullanıldığı durumlarda birlikte yanma yapılırken tutuşma karakteristiğini iyileştirmektedir [25-26].

Büyük parçacık boyutuna sahip biyokütle parçacıkları, yüksek nem miktarına sahip, tutuşma yada devolatilizasyonda geçmeye sebep olmaktadır. Ayrıca, biyokütle genellikle nispeten büyük uçucu içerik içerir ve daha düşük sıcaklıklarda ayrışmaya başlar, bu da kömür alevinden daha yoğun bir alev üretmek için uygun bir koşuldur. Chi ve çalışma arkadaşları, birlikte yanma sırasındaki tutuşma davranışlarını, alev izleme sistemleri ile gözlemlemişlerdir, ve bahsedilen sonuca benzer sonuçlar bulmuşlardır. Birlikte yanma durumunda, tutuşma özelliklerinin yüksek uçucu maddeye sahip kömür ve karışımındaki oranları tarafından kontrol edilmektedir. Bunlar aynı zamanda yanma davranışları ile de alakalıdır. Yanma sırasında kömür yanmasına göre daha geniş alev ve artan alev sıcaklığı gözlemlenmiştir.

Pülverize kömür alevlerinde, aerodinamik anlamda stabiliteye ulaşılmaktadır. Brülör bölgesi yakınlarında, gaz sıcaklığını artırmak, yakıt-hava karışımını iyileştirmek, parçacık kalma süresini uzatmak ve kararlı ateşleme sağlamak için sirkülasyon bölgesi oluşturulmaktadır. Uçucu madde salınımının büyük bir kısmı bu bölge içerisinde gerçekleşmektedir. Stabilizasyonu sağlamak için gereken enerji salınımı, brülör geometrisinin ve çalışma koşullarının aerodinamiği üzerindeki etkisinden, yakıtın kalitesinden etkilenmektedir. Brülör aerodinamiğinin pülverize kömür alev stabilitesi üzerindeki önemi literatürde geniş olarak yer almaktadır. Biyokütle kömür ile birlikte yakıldığında, alev stabilizasyon proseslerini ek faktörler etkiler. Bunlar; biyokütle enjeksiyonun modu, yakıt parçacık karakteristiği ve karışım oranıdır. Biyokütle parçacıklarının çok ıslak olmaması ve biyokütle parçacık boyutunun kabul edilebilir olması şartıyla, stabilite limitleri genellikle artan biyokütle harmanlama

oranı ile genişler. Bunun nedeni, biyokütlenin çok daha yüksek uçucu madde içeriğidir [9].

Ana yakıtta bulunan ve gaz halindeki ürünlere dönüştürülen yanıcı maddenin fraksiyonundan, kalan kısım karbonlu kalıntı olarak kalır, bu durum da karbon tükenme derecesi (degree of carbon burnout) olarak bilinir. Pülverize yakıt yanmasında, karbon tükenmişliği (carbon burnout), tesisin termal verimini ve külün kalitesini etkilemektedir. Birlikte yanma da, yakıt parçacığının kalış süresi, şekli ve tutuşma karakteristiği karbon tükenmişliğini (carbon burnout) etkilemektedir. Birlikte yanmanın tükenmişlik üzerindeki etkisinin araştırılması birçok farklı araştırmacı tarafından yapılmıştır. Birlikte yanma da, yakıt karakteristiğine ve yanma ortamına bağlı olarak, karbon tükenmişliği artmaktadır yada azalmaktadır.

Bununla birlikte biyokütle kok parçacıkları küresel yapıda değildir ve karşılık gelen küresel parçacıklara kıyasla ısı transferini ve kalma süresini destekleyen büyük en boy oranlarına sahiptir. Kömür ve biyokütlenin birlikte yakılması sırasında olası daha yüksek alev sıcaklığı da tükenmişlik (burnout) için bir avantaj olabilir. Bazı çalışmalar, biyokütlenin eklenmesinin birlikte yanma sırasında tükenmişliği azaltabileceğini belirtmişlerdir. Pülverize yakıt yakılan deneysel test düzeneklerinde yapılan birlikte yanma denemelerinde sadece kömür yakılmasına göre tükenmişliğin (burnout) azaldığı gözlemlenmiştir. Bu azalma, büyük parçacık boyutlarından ve test düzeneğinde parçacığın kısa süreli kalışından kaynaklı olabilmektedir. Uygun parçacık boyutu ve nem içeriğine sahip biyokütlenin seçiminin önemli olduğu belirtilmiştir. Birlikte yanma esnasında iyi bir tükenmişlik için bu parametrelerin kontrol edilmesi gerekmektedir [26-28].

Yakıtın reaktivitesi yakıtın yapısına yüksek oranda bağlıdır. Kok parçacıklarının reaktivitesi, yakıt karakteristiği, ısınma oranı, sıcaklık ve basınç gibi birçok faktörden etkilendiği görülmüştür. Yapılan bir çalışma da, farklı katı yakıtların reaktiviteleri, aynı koşullar altında neredeyse dört büyüklük mertebesinde değişmektedir. Kömürlerin karbon içeriği arttıkça kok reaktivitesi genellikle azalmaktadır. Bu konudaki çalışmalar da, biyokütle kokunun reaktivitesinin kömür kokundan daha fazla olduğunu sebebi ise inorganik maddelerin katalitik etkisi ve gözenekli yapısından kaynaklı olduğunu belirtmişlerdir.

Yakıtların davranış şekli, karbon, azot, kükürt gibi belirli elementlerin kinetiği ve gelişimi incelenerek daha iyi anlaşılabilir. Bu ölçütler, yanma işleminin detaylı bir şekilde anlaşılmasını sağlamaktadır. Foster Wheeler ve Pensilvanya üniversitesinin enerji enstitüsü biyokütle ve kömürün etkileşimini araştırmışlardır. Reaktivite ölçümleri ana yakıt ve karışımları (talaş + kömür) için yapılmıştır. %20 talaş / %80 kömür ve %35 talaş / %65 kömür karışımları için testler yapılmıştır. %35 talaş içeren karışım ana yakıta göre daha reaktiftir. %20 talaş içeren karışımın ise aktivasyon enerjisi en düşük olanıdır. Bu durum, pirolizin, ana yakıttan ziyade erken ve daha hızlı başlayacağını göstermektedir. Bu veriler ana yakıtlara göre karışımların daha kolay ve daha hızlı tutuşacağını ve dolayısıyla toplam yakıt kütlelerinin daha hızlı ve tam olarak yanacağını ima etmektedir. Artan yakıt ve hava kütlelerine rağmen yanma yine de yanma odasında yönetilmektedir. Daha eksiksiz bir yanma olduğu için yanmamış karbon konsantrasyonu yönetilebilmektedir. Ayrıca nem konsantrasyonundaki artışa rağmen daha yoğun alevler gözlemlenebilir. Bu sonuçlar, belirli biyokütle yakıtlarıyla yanmanın yakıt kütlelerinin reaktivitesini artırdığını gösteren tam ölçekli deneyimlerle tutarlıdır [31-34].

2.4.3.3 Tortular ve korozyon

Biyokütlede kül oluşturan elementler; tuz, karbon yapısına bağlı (doğal kül) veya hasat/nakliye esnasında biyokütle yakıtına katılan kir ve kilden mineral parçacıklar olarak bulunurlar. Doğal olarak bulunan kül bileşimleri, yakıt içerisinde homojen olarak yayılmıştır ve sürüklenen küldeki bileşiklerden çok daha hareketlidir ve bu nedenle kolayca uçucu olup yanan kömürde reaksiyonlar oluşturabilirler.

Yakıt içindeki kül oluşturan bileşikler uçucudur ve yanma sırasında gaz fazında açığa çıkmaktadır. Uçucu kısım fraksiyonu yakıtın karakteristiğine, gaz atmosferine ve yanma teknolojisine bağlıdır. Örneğin, yüksek yanma sıcaklığının ve indirgeyici atmosferin, çevreyle ilgili ağır metaller Zn, Pb ve Cd'nin buharlaşmasını artırdığı rapor edilmiştir [35].

İndirgeme koşullarında ve yanan kömürün içindeki ve yüzeyindeki yüksek sıcaklıklarda, SiO₂, CaO ve MgO gibi refrakter oksitler olarak bulunan küçük bir fraksiyon bile daha uçucu SiO₂, Ca ve Mg'ye dönüştürülebilir ve uçucu hale gelebilir. Bu elementler kömürden buhar olarak salındıklarında, yeniden oksidasyon nedeniyle yanan kömür parçacıklarının sınır tabakasında çok küçük birincil

parçacıklar oluştururlar. Bu parçacıklar boyut olarak çok küçüktür, yaklaşık 5-10 nanometre ancak baca gazında ilerlerken aglomerasyon ve yoğunlaşma ile büyürler. Bu parçacıklar uçucu külün ince kısmını oluştururlar. Kalın olan uçucu kül parçacıkları daha büyüktür ve 5 mikrometreyi aşmaktadır.

Baca gazının soğutulmasıyla alakalı konvektif ısı değiştirici bölümünde, uçucu bileşiklerin buharları yoğunlaşır veya baca gazında önceden var olan kül parçacıklarının yüzeyi ile reaksiyona girer. İnce modlu parçacıkların, kaba uçucu kül parçacıklarına kıyasla çok daha büyük özgül yüzeyi nedeniyle, yoğunlaşan veya reaksiyona giren kül oluşturuıcı elementlerin konsantrasyonları, parçacık boyutu küçüldükçe artar. Bu, yanma planından aerosol parçacıklarında bulunan çok yüksek ağır metal konsantrasyonlarından bazılarını açıklar.

Cürufelanma, kirlenme, korozyon ve partikül emisyonları gibi külle ilgili sorunlar, katı yakıtların birlikte yakılmasında önemli sorunlardır. Çok fazlı reaksiyonlar sebebiyle, birlikte yanma mekanizması oldukça karmaşıktır. Biyokütlede bulunan yüksek klor, alkali ve kömürde bulunan kükürt, kazandaki ısı değiştirici yüzeyinde, kül birikimine ve korozyona neden olur, sonucunda da ısı transfer verimi düşer. Bu biyokütle kullanımındaki en büyük problemlerden biridir. Bu nedenle, birlikte yanmada kül ile ilgili problemleri ele almak önemlidir, ayrıca olası külle ilgili konularda farklı katı yakıtlar arasındaki etkileşimler birlikte yanma uygulamaları için biyokütle-kömür karışımları önerilmeden önce iyice değerlendirilmelidir.

Pülverize yakıt yanmasında, birlikte yanmanın kül depolanmasına olan etkisi farklı ölçeklerdeki deneysel çalışmalar ile incelenmiştir. Talaş gibi nispeten düşük birikme hızına sahip bazı ikincil yakıtların, nispeten güvenli olduğu gözlemlenmiştir. Talaş gibi yakıtlarda, birlikte yakılma durumu, kül birikimine çok bir etki yapmayacaktır. Wang ve arkadaşlarının yaptığı çalışmada, birlikte yanma boyunca çok farklı korozyon karakteristiği gözlemlenmiştir. Kullanılan biyokütle çeşitleri, korozyon oluşumuna göre sıralanmıştır. Biyokütleler, buğday samanı, mısır sapı ve pamuk sapı olarak korozyona olan güçlü etkiden zayıf etkiye göre sıralanmıştır. Buğday samanında alkali metal ve klor içeriği önemli ölçüde yüksektir. Kül birikiminin korozyon derecesi biyokütle miktarı artıkça artar. Kükürt ve klor bulunan atmosfer altında, %70 buğday samanı karışımında, kömür eklendikçe korozyon hızı azalmaktadır. Bu çalışmada aynı zamanda korozyona dayanıklı metal boru önerisi de yapılmıştır. T91 en uygun malzeme olarak belirlenmiştir [36].

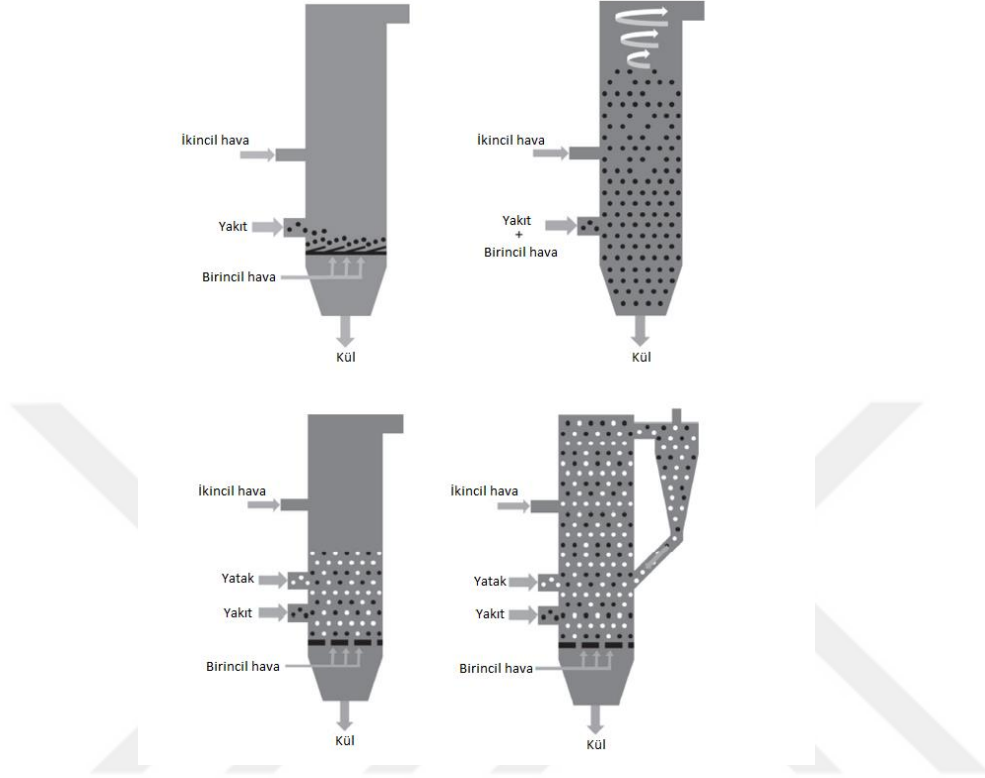
Biyokütle ve kömürün birlikte yakılmasıyla yapılan başka bir deneysel çalışmada, hava ve oksijen ortamında yanma gerçekleştirilmiştir. Hava ile yanma yapılan sistem oksijen ile yanma yapılan sisteme çevrilmiştir. Kül birikim davranışı iki farklı ortamda da aynı olduğu gözlemlenmiştir. Aynı zamanda birlikte yanma oranı arttıkça kül birikim kapasitesi de arttığı raporlanmıştır [37].

2.4.4 Birlikte yanma kazan tipleri

Mevcutta kullanılan kömür yakma tesislerinde, birlikte yanma içinde kullanılabilecek kazan tipleri mevcuttur. Bunlar, kademeli (grated) yakıcı kazan, pülverize yakıcı kazan, akışkan yataklı kazan ve siklon kazanlardır (Şekil 2.5). Kademeli kazanlarda yakıt direkt olarak sisteme beslenmektedir. En basit ve eski yöntem olarak bilinir. En az verim ve en fazla emisyonu sahip olan kazanlardır. Yanma kazanı içerisinde sıcaklık 1300-1400°C'ye kadar ulaşmaktadır ve bu kül erimesine ve korozyona sebep olmaktadır. Pülverize yakıt yanan kazanlarda, katı yakıt mekanik olarak düşük parçacık boyutlarına indirilir ve ince parçacıklar yakıcıdan kazana gönderilmektedir. Yüksek verimli ve düşük NO_x emisyonlu yanma için en yaygın kullanılan teknolojidir. Azaltılmış emisyon gazlarının olması bu teknolojiyi seçme nedenlerinden biridir. Biyokütlenin düşük enerji yoğunluğuna sahip olması, kazanda yüksek hacimli akış ve lokal olarak bulunabilir biyokütle hacmine de ihtiyaç olmaktadır. Direkt olarak birlikte yanmaya adapte edilebilir fakat yakıt özellikleri sebebiyle dikkatli bir şekilde kontrol edilmelidir.

Akışkan yataklı kazanlar, yatak malzemesi olarak silika kum ya da kireçtaşı kullanılmaktadır. Yatak yüksek yanma sıcaklıklarını korumak için bir tampon görevi üstlenmektedir. Yanma sırasında daha verimli bir ısı transferi 800-900 °C arasında daha düşük yanma sıcaklıkları sağlanmaktadır, bu da kül sinterlenmesini önler ve emisyonları düşürür. Akışkan yataklı kazanlar da birlikte yanmaya çok uygun kazanlardır. İki ana akışkan yataklı kazan tipi mevcuttur; kabarcıklı akışkan yatak ve sirkülasyonlu akışkan yataktır. Siklon kazanlar, yatak olarak yerleştirilen su soğutmalı yakıcı dizayn edilir. Kazanda 1650-2000°C sıcaklıklara ulaşılmaktadır. Kazan yakıtın mineral maddesinin, büyük boyutlu parçacıkları yakalayarak cüruf oluşturmamasını ve süspansiyondaki ince ve uçucu yakıt parçacıklarını yakmasını sağlar. Optimum performans için biyokütle yakıtlarının kül içeriği %6'yı, uçucuları %15'i geçmeli ve kurutulmuş hali hariç yakıtın nem içeriği de %20'den az

olmamalıdır. Bu teknoloji, biyokütle ile kömürün beslenmesini ve karıştırılmasını geliştirmek için birkaç modifikasyon gerekli olsa da, biyokütle birlikte fırınlama için uygundur [20].



Şekil 2.5: Kademeli (grated) yakıcı kazan, pülverize yakıcı kazan, akışkan yataklı kazan ve siklon kazanlar [20].

2.5 Birlikte Yanmanın Çevresel Etkileri

Biyokütle ile kömürün birlikte yanması, emisyonların azaltılması açısından çok yararlı bir süreçtir. Biyokütlenin karbon nötr bir yakıt olduğu düşünüldüğünden, birlikte yakmanın benimsenmesinin arkasındaki başlıca nedenlerden biri net CO₂ emisyonlarının azaltılmasıdır. Birlikte yanmadan salınan net CO₂'nin sıfıra indirilmesi nedeniyle sera gazı emisyonlarını azaltma potansiyeline sahiptir. Ayrıca biyokütle ile birlikte yakma yoluyla CO₂'den kaçınmanın maliyeti, karbon yakalama yöntemleriyle CO₂ azaltmanın maliyetiyle karşılaştırılabilir görünmektedir ve birlikte yanma daha az riskli bir teknoloji olma avantajına sahiptir.

Birlikte yakmanın çevresel sonuçlarını doğru bir şekilde tahmin etmek için, yalnızca enerji dönüşümüyle ilgili etkilerin değil, aynı zamanda biyokütlenin tüm yaşam döngüsü boyunca diğer potansiyel çevresel yüklerin de dikkate alındığından emin olmak için yaşam döngüsü analizleri uygulanmalıdır. Yaşam döngüsü

değerlendirmesi çalışmaları genel olarak, elektrik üretimi için biyokütle kullanımının kömür bazlı sistemlere kıyasla çevresel faydalar sağladığını göstermektedir. Bu çevresel faydalar, CO₂ emisyonlarındaki azalmayı içerir. Biyokütlenin kömürle birlikte yakılması sera gazlarının ve geleneksel kirleticilerin emisyonlarını azaltır. Çoğu biyokütle kömürden daha az kükürt içerdiğinden, biyokütlenin kömürle birlikte yakılması nedeniyle, çoğu zaman biyokütle termal yüküyle orantılı olarak SO_x emisyonları hemen hemen her zaman azalır. NO_x emisyonları, biyokütlenin kömürle birlikte yakılması sırasında artabilir, azalabilir veya aynı kalabilir. Bu etki, biyokütle tipine, ateşlemeye ve çalışma koşullarına göre değişir. Örneğin, odun nispeten daha az azot içermektedir ve kömür ile birlikte yakılması sonucunda daha az miktarda NO_x açığa çıkmaktadır. Pülverize kazanlarda N₂O emisyonu her daim ihmal edilmektedir, çünkü bu kazanlarda sıcaklık seviyesi daha yüksektir. Bu emisyon akışkan yataklarda daha önemli bir durumdadır. Hidrojen, N₂O emisyon azaltılması için aktif bir rol oynamaktadır. Büyük ölçekli tesislerde küçük miktarlarda birlikte yanma oranlarında NO azalmasıyla ilgili çok büyük bir fark gözlemlenmez. Alev yanmasında, NO azaltımı az ama görülebilirdir fakat yakıcı dizaynına ve yakıtı bağlıdır.

Oksit şartlar altında, SO₂ , kükürt içeren yakıtların yanması sonucundaki en baskın gazdır. Yakıtın içeriğindeki kükürt ile orantılıdır. Kömürden daha az kükürt içeren bir yakıt ile birlikte yanma olduğunda SO₂ emisyonu da orantısız olarak azalmaktadır. Bu sebeple biyokütle kullanıldığında SO₂ emisyon miktarı düşmektedir [38].

2.6 Oksi Yakıt Birlikte Yanması

Termik santrallerde kömürün yanması sonrasında fazla miktarda karbondioksit üretilmektedir ve bu iklim değişikliği sebep olmaktadır. Karbon yakalama ve depolama teknolojileri ile yenilenebilir enerjiler oluşan karbondioksitin azaltılması için gereklidir. Oksi ortamda kömür yanması esnasında, kömür oksijen ve geri dönen karbondioksit karışımının olduğu ortamda yanmaktadır. Fosil yakıtlar ile biyokütlenin mevcut kazanlarda yakılması, CO₂ azaltılması için uygun bir teknolojidir. Hem oksi yakıt ortamında olması hemde biyokütle kullanılması, karbondioksitin miktarının düşmesine yardımcı olacaktır.

Biyokütle ile birlikte yanma ile karşılaştırıldığında, oksî-yakıt yakma, yakın gelecekte endüstriyel ölçekte de kullanılma aşamasındadır. Oksî yakıt yanmasının başarılı bir şekilde uygulanması, oksitleyici akımında azotun, CO₂ ile yer değiştirilmesinden doğabilecek zorlukların tam olarak anlaşılmasına bağlıdır. Oksî yakıt şartları, çok daha yüksek CO₂, H₂O ve alevli kurum seviyelerinin yanısıra hava ateşlemeli yanmaya göre farklı CO₂/H₂O oranlarının bir sonucu olarak ısınsal ısı transferini destekler. Uçucu yanma, alev tutuşması ve stabilite veya kirlenici oluşumu gibi yanmanın diğer yönleri de etkilenebilir. Oksî yakıt altında biyokütlenin birlikte ateşlenmesi muhtemelen daha fazla belirsizliği beraberinde getirecektir. Oksî-yakıt koşulları altında biyokütle birlikte yakma, aynı anda yenilenebilir enerji kaynaklarının kullanımını artırmak, biyokütle/kömür birlikte yakmanın olumlu sinerji etkilerinde yararlanmak için çekici bir seçenektir [39].

Riaza ve arkadaşları, yakıt olarak antrasit ve yüksek uçucuya sahip bitümlü kömür ile zeytin posası kullanılmıştır. Oksî yakıt yanması yapılmıştır. Farklı oksijen oranlarında çalışmalar yapılmıştır. Ateşleme sıcaklığı, oksijen oranı arttıkça ortamda azaldığı raporlanmıştır. Biyokütle eklendikten sonra önemli miktarda sıcaklıkta düşme gerçekleşmiştir. NO emisyonu oksî-yakıt yanmasında hava ortamına göre daha azdır [40].

Arafat ve çalışma arkadaşları, 550 MW gücündeki termik santral için yaptıkları nümerik çalışma da, birlikte yanmayı oksî yakıt ortamında yapmışlardır. Genel olarak bu çalışma yakıt oranının ve yanma atmosferinin değiştirilmesinin kazan performansı üzerindeki olası etkisini vurgulayarak, hava ve oksî yakıt koşulları altında biyokütle birlikte ateşlemeye dönüşürken ufak tasarım değişiklikleri olabileceğinin altını çizmektedir. Oksî yakıt durumunda hava ile yakılma durumuna göre 5 kat daha fazla karbondioksit tahmin edilmiştir. Oksî ateşleme durumlarında yanma (burnout) iyileştirilmiştir. Birlikte yanma oranı arttıkça, kül de yanmamış karbonun arttığı tahmin edilmiştir. Bu durumun sebebi de biyokütle parçacıklarının büyük boyutlarda olabilmesidir [41].

2.7 Birlikte Yanmanın Gelecek Konuları

Biyokütle ile birlikte yanma da temel zorluklar mevcuttur. Biyokütlenin düşük termal verimi, yüksek maliyetli olması ve ön işlem gereksinimi düşünüldüğünde kömür ile rekabet edemez. Aynı zamanda biyokütlenin düşük kütle enerji yoğunluğuna sahip

olması, ve nemli olması çok fazla yakıt işleme teknolojisi gerektirir. Toplam yakıt maliyeti, nakliye, hazırlama, taşıma ve depolama süreçleri doğrultusunda fazla olabilmektedir. Biyokütle yakıtında daha yüksek alkali seviyeleri nedeniyle kazanlarda artan korozyon oranları potansiyeli çok yüksektir. Çoğu biyokütle yakıtı için kül füzyon sıcaklıkları düşük olduğundan kazan cürufunun oranı ve kapsamının artma olasılığı da daha yüksektir.

Biyokütle birlikte yanmasını artırma ile ilgili olarak teşvikler ve uygun yönetmelikler ve çevre politikaları muhtemelen gelecekte biyokütle enerji kaynaklarından elektrik üretimi ve kojenerasyona ilgiyi teşvik eden faktörler olacaktır. Bununla birlikte, optimum biyokütle dağıtım sistemi ile birlikte istikrarlı ve ucuz bir biyokütle tedarikinin garantisi, birlikte yakmalı elektrik santrallerinin sayısındaki artışı da etkileyebilir.

Birlikte yanma da, kömür ve biyokütle oranlarının artırılması ve kullanılan biyokütle çeşitliliğinin artırılması son zamanlarda çok çalışılan bir konudur. Yeni biyokütle çeşitleri için farklı teknolojiler geliştirilmesi gereklidir. Birlikte yakma yapılan tesislerde elektrik verimliliği %36 ile %44 arasında değişmektedir. %20 birlikte yanma oranı mümkün ve teknik olarak %50'den fazlasına ulaşılabilir olsa da, olağan akışta %5-10 aralığında kullanılmaktadır. Fazla biyokütle kullanılması, teknik sorunları da beraberinde getirmektedir. Bu sorunlar yeterli kaynak bulunamaması, tıkanma, korozyon oluşması gibi potansiyel yanma problemleridir.

Genel anlamda ana farklılıklar kömür ve biyokütle yakıtının özelliklerindeki farklılıklarından kaynaklanmaktadır. Ön işlem teknikleri, birlikte yanma ile ilgili olan tüm problemlerin aşılması için potansiyel bir çözüm içermektedir. Aynı zamanda lokal olarak bulunabilirlik de bu teknolojinin daha da ön plana çıkmasına destek sağlayacaktır. Biokütlenin kurutulması ve peletlenme işlemlerinin yapılması, enerji yoğunluğunu artıracaktır ve aynı zamanda ulaşım maliyeti azalacaktır. Bu konular birlikte ele alındığında, bir tesisin ömrü boyunca uygun fiyatlarla kaliteli hammadde temininin biyokütle enerji projeleri için çok önemli olduğunu göstermektedir.

Mevcut işletim deneyimi ve mevcut çözümler, odunsu biyokütlenin nispeten düşük termal paylarda yakılması sırasında çoğu teknik kaygının gerçekleşmediğini veya kolayca çözülebileceğini göstermektedir. Biyokütlenin termal payı arttıkça ve daha

sorunlu yakıtlar kullanıldıkça, birlikte yakmanın potansiyel etkilerini değerlendirmek için daha fazla araştırma faaliyetlerine ihtiyaç duyulmaktadır [42-43].



3. BİRLİKTE YANMANIN MODELLENMESİ

3.1 Gaz Fazı için Eulerian Yaklaşımı

Newtonian gaz karışımının yoğunluğu, parçacık tarafından kaplanan hacim ihmal edilerek, ideal gaz varsayımı ile hesaplanmaktadır. Düşük Mach sayısına sahip akış olarak kabul edilip, viskoz yayılım ve yerçekimi ihmal edilmektedir. Karışımdaki tüm gaz türlerinin moleküler Lewis sayılarının aynı olduğu varsayılmaktadır [44]. Sıcaklığa bağlı malzeme özellikleri dördüncü dereceden polinom kabul edilir. Hesaplanan malzeme özellikleri için, türbülans etkileşimi ihmal edilmiştir. Benzer olarak, ısıtım denkleminin sıcaklığa bağlı terimleri hesaplanırken, türbülans çalkantıları ihmal edilmiştir. Gaz karışımının kararlı türbülans akışı için, zaman ortalamalı kütle, momentum ve enerji korunumu denklemi ve türlerin transport denklemi aşağıda belirtilmiştir. Basitleştirme için Reynolds ve Favre ortalamalı değerleri [45] ihmal edilmiştir. Taşınım teriminde olan değişkenler, yoğunluk ile çarpıldığında Favre değeri olarak anlaşılmalıdır. Yoğunluk ve kalan terimler Reynolds ortalama değerleri olarak anlaşılacaktır.

$$\frac{\partial \rho u_j}{\partial x_j} = S_m \quad (3.1)$$

$$\frac{\partial \rho u_j u_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \mu \left[\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right] + \tau_{ij}^t \right\} + S_{ui} \quad (3.2)$$

$$\frac{\partial \rho u_j h}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h}{\partial x_j} + J_{h,j}^t \right] + S_h + S_R \quad (3.3)$$

$$\frac{\partial \rho u_j Y_k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\mu}{Sc} \frac{\partial Y_k}{\partial x_j} + J_{Y_{k,j}}^t \right] + \Omega_k + S_{Y_k} \quad (3.4)$$

Denklemlerde, ρ , μ , Pr , Sc , u_i , p , h , and Y_k sırasıyla yoğunluk, moleküler vizkosite, moleküler Prandtl sayısı, moleküler Schmidt sayısı, hız vektörü, statik basınç, standartlaştırılmış özgül entalpi, ve gaz türlerinin karışımı olarak ifade edilmektedir [44]. τ_{ij}^t , $J_{h,j}^t$ ve $J_{Y_{k,j}}^t$ sırasıyla, Reynolds gerilim tensörü ve entalpi ve türlerin kütle oranı için Reynolds akı vektörü olarak adlandırılmaktadır.

S_m , S_{ui} , S_h ve S_{Y_k} kaynak terimleri, parçacık faz hesaplamaya katıldığında, gaz fazı ile etkileşimi ifade eder. Enerji dengesindeki ışıınımı ifade eden kaynak terimi S_R , gaz fazındaki kimyasal reaksiyonlar tarafında tür k 'nın dönüşümünü ifade eden kaynak terimi Ω_k olarak belirtilmiştir.

3.2 Parçacık fazı için Lagrangian Yaklaşımı

Parçacıklar arasındaki etkileşim ihmal edilmektedir. Parçacık denklemi, tek bir parçacığa verilen başlangıç özelliklerine dayalı ifade edilmektedir. Değişken özelliklere (örneğin; çap) sahip bir parçacık bulutu, bir dizi sınıfla (her sınıf içinde homojenlik varsayılarak) temsil edilebilir. Uygun bir şekilde ortalaması alınan sonuçlar, daha sonra parçacık bulutunun gaz fazı üzerindeki kümülatif etkisini hesaplamak için kullanılabilir. Hesaplamanın doğruluğu, çözünürlüğe yani dizi sınıfına bağlıdır. Aşağıda verilen parçacık fazı denklemlerinde görünen değişkenlerin ortalaması alınmaz, bunun yerine parçacığın yolu gibi Lagrangian anlamda değişebilen zamana bağlı niceliklerdir. Sadece sürtünme kuvvetinin parçacık üzerinde etkisi olduğu varsayılır. Küresel parçacık şekli kabul edilmektedir. Parçacığın momentum dengesi aşağıdaki gibi ifade edilmektedir.

$$\frac{dm_p u_{p,i}}{dt} = \frac{m_p}{t_r} (u_i - u_{p,i}) \quad (3.5)$$

m_p , $u_{p,i}$ and t_r sırasıyla parçacığın kütesini, parçacığın hız vektörünü ve parçacığın reaksiyon zamanını temsil etmektedir. t_r ise;

$$t_r = \frac{\rho_p d^2}{18\mu} \frac{24}{C_D Re_p} \quad (3.6)$$

$$Re_p = \frac{\rho d |u_{p,i} - u_i|}{\mu} \quad (3.7)$$

d , ρ_p , C_D , and Re_p sırasıyla parçacık çapı, yoğunluğu, sürtünme katsayısı ve parçacığın bağıl Re sayısı olarak ifade edilmektedir. Sürtünme katsayısı C_D , Schiller ve Naumann'ın [46] Re_p 'yı baz alan korelasyonuna göre hesaplanmıştır. Kömür ve biyokütle yakıtının yoğunluğu 1400 kg/m^3 olarak alınmıştır.

Parçacığın sıcaklık dağılımının homojen olduğunu varsayarak, parçacık için enerji denklemini yazarsak;

$$\frac{dm_p C_p T_p}{dt} = \frac{Nu\lambda}{d} A_p (T - T_p) - \frac{dm_p}{dt} H + A_p \varepsilon_p \sigma \left(\frac{G}{4\sigma} - T_p^4 \right) \quad (3.8)$$

T_p , C_p , ε_p , A_p , σ , ve G sırasıyla parçacık sıcaklığını, parçacık özgül ısı kapasitesini, parçacık yayma oranını, parçacık yüzey alanını, Stefan-Boltzmann sabitini, ve gelen ışıını temsil etmektedir. H , parçacık tarafından tutulan, yüzey reaksiyonları ile açığa çıkan ısıının bir kısmını ifade etmektedir. Nu ve λ değişkenleri ise Nusselt sayısı ile gazın ısı iletkenliğini temsil etmektedir. Nusselt sayısı, Ranz ve Marshall [47, 48] korelasyonunun, bağıl parçacık Re sayısı ve Pr sayısının fonksiyonu olarak hesaplanmaktadır. Parçacık özgül ısı, kömür için $C_p = 1300$ J/kg. K, biyokütle için $C_p = 1680$ J/kg. K ve parçacık yayılımı ise $\varepsilon_p = 0,9$ olarak alınmıştır.

3.3 Türbülans Modellenmesi

3.3.1 Gaz fazı için türbülans modellenmesi

RANS yaklaşımı türbülanslı gaz akışını modelleme için kullanılmaktadır. Gaz türbülansında parçacık fazının etkisi ihmal edilmektedir. Bu çerçevede, farklı türbülans modellerinden söz edilebilmektedir. Türbülans viskoziteye dayalı (TV) modeller ve diferansiyel Reynolds stress modeli (RSM) bu modellerinde arasındadır.

3.3.1.1 Türbülans viskozite modelleri

Reynolds gerilmeleri, türbülans viskozitesine bağlı Boussinesq hipotezi [45] tarafından modellenir.

$$\tau_{ij}^t = 2\mu_t S_{ij} - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (3.9)$$

k and S_{ij} sırasıyla türbülans kinetik enerji ($k = \tau_{ij}^t / 2\rho$) ve kayma oranı tensörünü ifade eder. Kayma oranı tensörü;

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad , \quad S = \sqrt{S_{ij} S_{ij}} \quad (3.10)$$

Reynolds akıları, gradyan difüzyon hipotezi tarafından modellenmektedir;

$$J_{h,j}^t = \frac{\mu_t}{Pr_t} \frac{\partial h}{\partial x_j} \quad (3.11)$$

$$J_{Y_k,j}^t = \frac{\mu_t}{Sc_t} \frac{\partial Y_k}{\partial x_j} \quad (3.12)$$

Pr_t ve Sc_t sırasıyla türbülanslı Prandtl sayısını ve Schmidt sayısını ifade eder. $Pr_t = 0,85$ ve $Sc_t = 0,7$ olarak kabul edilmiştir. (Bu sayılar yüksek türbülanslı bir Reynolds sayısı için 0,718 olarak, RNG-KE modelinde ifade edilir.)

Çalışma kapsamında, iki denklemlili türbülans viskozite bazlı modellerden, standard k- ε model [49] (S-KE), the realizable k- ε model [50] (R-KE), the renormalization group theory k- ε model [51] (RNG-KE), and the shear stress transport k- ω model [52] (SST) kullanılmıştır. ε ve ω değişkenleri, türbülanslı enerji yayılım oranını ve özgül yayılma oranını temsil etmektedir. Basitleştirmek için, modellerin yüksek türbülanslı Reynolds sayısı versiyonları, model denklemlerini özetlerken göz önünde bulundurulur ($Re_t = \mu_t/\mu$); bu, yüksek Reynolds sayı akışı için de gerçekçidir. Duvara yakın bölgedeki türbülans, standart duvar fonksiyonu yaklaşımı kullanılarak modellenmiştir [49]. Türbülans viskozitesi;

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} (k - \varepsilon \text{ models}) \quad (3.13)$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k}{\omega} (SST \text{ Model}) \quad (3.14)$$

Çizelge 3.1’de türbülans vizkosite modellerine göre C_μ katsayısının değerleri ya da fonksiyonları yer almaktadır.

Çizelge 3. 1: Farklı türbülans vizkosite modellerinde, C_μ .

	S-KE	RNG-KE	R-KE	SST
C_μ	0,09	0,0845	$F_{\mu 1}(S, \Omega_{ij}) *$	$F_{\mu 2}(w, S, k, \mu, y) *$

* Ω_{ij} : döndürme tensörü oranı, y: duvar mesafesi

* Fonsiyonel bağlantı $F_{\mu 1}$, $F_{\mu 2}$ açılımını verilen referansta bulabilirsiniz [34].

Türbülans kinetik enerjisi için modellenen taşınım denklemleri (SST modeli için, son terimi $\varepsilon = c_\mu \omega k$) ;

$$\frac{\partial \rho u_j k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho F_k \varepsilon \quad (3.15)$$

olarak gösterilmektedir. σ_k ve G_k , sırasıyla k için türbülanslı Pr sayısını ve ortalama hız gradyanlarıyla türbülanslı kinetik enerji üretimini temsil etmektedir. Üretim terimi ise;

$$G_k = \mu_t S^2 \quad (3.16)$$

σ_k ve F_k , farklı modeller için Çizelge 3.2 de olduğu gibidir.

Çizelge 3. 2 : Farklı türbülans modelleri için σ_k ve F_k değerleri.

	S-KE	RNG-KE	R-KE	SST
σ_k	1,0	0,718	1,0	1,0 – 2,0 arasında değişir.*
F_k	1,0	1,0	1,0	0,075 – 0,0828 arasında değişir. *

* fonksiyonel bağlantı açılımını verilen referansta bulabilirsiniz [34].

ε ve ω için modellenen taşınım denklemleri;

$$\frac{\partial \rho u_j \varepsilon}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + F_1 \varepsilon - F_2 \varepsilon^2 \quad (3.18)$$

$$\frac{\partial \rho u_j \omega}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \rho \left(\frac{F_1}{\mu_t} G_k - F_2 \omega^2 + \frac{F_3}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) \quad (3.19)$$

olarak belirtilmiştir. Fonksiyon F_1 , F_2 ve F_3 , Çizelge 3.3’de özetlenmiştir.

Çizelge 3. 3 : Farklı türbülans vizkosite modellerinde F_1 , F_2 ve F_3 fonksiyonlarının tanımı.

	$\sigma_\varepsilon, \sigma_\omega$	F_1	F_2 ve F_3
S-KE	1,3	$1,44 \frac{G_k}{k}$	1,92
RNG-KE	0,718	$1,42 \frac{G_k}{k}$	1,0
R-KE	1,2	$\max \left[0,43, \frac{\eta}{\eta+5} \right] \rho S$	$\frac{1,9\rho}{k + \sqrt{\mu\varepsilon/\rho}}$
SST	1,168-2,0*	0,44-0,55*	0,075-0,0828 (F_2) * 0-1,712 (F_3)*

*fonksiyonel bağlantı açılımını verilen referansta bulabilirsiniz [53].

3.3.1.2 Diferansiyel Reynolds Stres Model (RSM)

Diferansiyel Reynolds Stress modelinde, Reynolds stresler, Boussinesq yaklaşımı kullanmak yerine, modellenen transport denklemlerinin çözümlerinden elde edilmektedir [45]. Denklem aşağıda olduğu gibidir.

$$\frac{\partial u_k \tau_{ij}^t}{\partial x_k} = - \frac{\partial}{\partial x_k} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{RSM}} \right) \frac{\partial \tau_{ij}^t}{\partial x_k} \right] + \left(\tau_{ik}^t \frac{\partial u_j}{\partial x_k} + \tau_{jk}^t \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right) + \frac{2}{3} \rho \varepsilon \delta_{ij} - \rho \theta_{ij} \quad (3.20)$$

Bu denklemde σ_{RSM} değeri 0,82 olarak alınmaktadır ve θ_{ij} ise basınç gerilme terimi olarak ifade edilmektedir. θ_{ij} terimi, Reynolds streslerin, gerilme oranının ve döngüsel oranın karmaşık bir fonksiyonu olarak modellenmektedir. Bunun modellenmesi için Speziale ve arkadaşlarının [54] modeli kullanılmaktadır. Modelde

ε (epsilon) kısmının kapatılması gerekmektedir. Standart k- ε sabitleri ile ε için olan taşınım denklemlerinin çözümlerinden (Denklem 3.18) bu açık kapatılmaktadır. Duvar fonsiyonları yöntemi ile birlikte [49], Reynolds stresler için duvar sınır şartları k için olan taşınım denkleminin çözümüyle elde edilir. Standart k-epsilon için gösterilen denkleme eşdir. RSM'de ısı ve kütle tansferini hesaplamak için ihtiyaç duyulan Reynolds akıları gradyan-difüzyon yaklaşımından elde edilmektedir (Denklem 3.11 ve Denklem 3.12).

3.3.2 Parçacık fazı için türbülans modellenmesi

Parçacık hareketinde gaz türbülansının etkisi, ayrık rastgele hareket modeli (discrete random walk model) ile modellenmektedir [55]. Burada, parçacık yolunun hesaplanmasında, gaz fazındaki türbülanslı dalgalanmaları modellemek için anlık bir gaz hızı kullanılır. Bu amaçla, ortalama gaz hızına geçici olarak bir dalgalanma değeri eklenir. Türbülans vizkosite tabanlı modelleri kullanarak, dalgalanan hız vektörü u'_i izotropi varsayılarak k'dan elde edilir ve RSM kullanırken u'_i vektörü, Reynolds stres tensörünün köşegen terimlerinden elde edilir.

$$u'_i = \zeta \sqrt{\frac{2}{3}k} \quad (TV \text{ modeller}) ; \quad u'_i = \zeta \sqrt{\frac{1}{\rho} |\tau_{ii}^t|} \quad (RSM) \quad (3.21)$$

ζ normal dağılmış rastgele sayıyı temsil etmektedir.

Parçacığın, t_p zaman ölçeğinde gaz fazındaki girdaplar ile etkileşim halinde olduğu varsayılmaktadır. Bu zamana ulaşıldığında, güncellenen ζ değerine göre anlık hız bileşenleri hesaplanmaktadır. Bu zaman ölçeği, girdap yaşam süresinin en azı alınarak hesaplanmaktadır ve parçacık girdap geçiş süresi;

$$t_p = \min \left\{ \xi \frac{k}{\varepsilon}; t_\tau \ln \left[1 - \left(\frac{k^{3/2}/\varepsilon}{4\rho p d / 3\rho C_D} \right) \right] \right\} \quad (3.22)$$

Yukarıdaki denklemde model sabiti ξ , RSM için 0,6 ve diğer modeller için 0,3 alınmaktadır. SST modeli ile kıyaslanırsa, $\varepsilon = 0,09k\omega$ olarak alınmalıdır. Modelin doğası gereği, yeterince düzgün ve sabit ortalama değerler elde etmek için yeterli sayıda yörüngenin (trajectories) hesaplanması gerekmektedir.

3.4 Işınım modellenmesi

Işınım ile olan ısı geçişi P1 metodu kullanılarak modellenmiştir. Taşınım denklemi;

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \left[\frac{1}{3(a+a_p+s_p)} \right] \frac{\partial G}{\partial x_j} \right\} = [a + a_p]G - 4\pi \left[a \frac{\sigma T^4}{\pi} + E_p \right] \quad (3.23)$$

G , a , a_p , s_p ve E_p terimleri sırasıyla gelen ışıınımı, gaz emme katsayısını, parçacık eşdeğer emme katsayısı, parçacık eşdeğer saçılma katsayısı ve parçacık eşdeğer yayılmasını ifade etmektedir.

Etki alanı için eşdeğer bir yol uzunluğu varsayıldığında, gaz karışımının emme katsayısı, gri gazların ağırlıklı toplamı modeli kullanılarak hesaplanmaktadır [56]. Parçacık eşdeğer emme, saçılma katsayıları ve yayılımı, verilen parçacık yayılımına, geometrisine, sıcaklığına ve saçılma faktörüne (f_s) bağlı Lagrange parçacık verilerinin yeterli ortalaması alınarak elde edilir [53]. Saçılma faktörü, 0,9 olarak varsayılmaktadır. Duvarların radyasyonu dağınık bir şekilde yansıttığı varsayılmaktadır. Sınır koşullarının detaylı formülasyonu verilen kaynaklarda bulunmaktadır [53, 57]. Enerji denklemindeki (Denklem 3.3) ışıınım kaynak terimi aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır;

$$S_R = -4\pi \left(a \frac{\sigma T^4}{\pi} + E_p \right) + (a + a_p)G \quad (3.24)$$

Gri gazların ağırlıklı toplamı modelinde, hava ortamında yanma ile alakalı uygun $\text{CO}_2/\text{H}_2\text{O}$ kısmi basınç oranları kullanılır. Oksi yanma için, özellikle kuru baca gazı geri dönüşümlü durumlar için farklı kısmi basınç oranları ortaya çıkabilir. Bu nedenle, Yin ve arkadaşlarının kullandığı gri gazların ağırlıklı toplamı modeli, oksi yanma ve hava ortamında yanma için uygun olup, analizlerde kullanılmıştır. Bu model daha önce yapılan bir çalışmamızda da kullanılmıştır [58, 59].

Hava ortamında yanma ve oksi yakıt ortamında farklı CO_2 ve H_2O kısmi basınçlar için yayma (emissivity) için veri tabanı oluşturmak üzere bir üssel geniş bant modeli kodu kullanılır. Bu kod, 0,001 ile 60 m aralığındaki ışıın uzunluğu ve 500-3000 K arasındaki gaz sıcaklığı (T) aralığında geçerlidir. Kısmi basınç oranı, ışıın uzunluğu ve sıcaklık, enerji endüstrilerindeki tüm yakma sistemlerini kapsar. Bu modelde gaz sıcaklığı bir referans sıcaklık olan T_{ref} ile normalize edilir.

$$a_{\varepsilon,i} = \sum_j b_{\varepsilon,i,j} \left[\frac{T}{T_{ref}} \right]^{j-1} \quad (3.25)$$

$a_{\varepsilon,i}$: Gri gaz i için yayma (emissivity) ağırlık faktörü

3.5 Yanma Modellenmesi

Yakıt parçacıkları, sıcaklığın artmasıyla buharlaşma ve piroliz aşamalarında geçmektedir. Kalan çar, heterojen reaksiyonlar ile yanar ve yanabilen uçucu maddelerde homojen olarak gaz fazında reaksiyona girerler.

3.5.1 Devolatilizasyon modeli

Tek kinetik oranlı devolatilizasyon modelinde (single rate devolatilizasyon model), devolatilizasyon hızı parçacıkta kalan uçucu miktarına birinci dereceden bağlı olduğu varsayılır.

$$\frac{dm_p}{dt} = -k [m_p - (1 - f_{VM,0})(1 - f_{W,0})m_{p,0}] \quad (3.26)$$

m_p = parçacık kütlesi (kg), $m_{p,0}$ = parçacığın başlangıçtaki kütlesi (kg)

$f_{VM,0}$ = parçacıkta başlangıçta bulunan uçucunun kütle oranı

$f_{W,0}$ = buharlaşacak olan malzemenin kütle oranı

k = kinetik oran (s^{-1}), $k = A_1 e^{-E/RT}$

Kömür yakıtı için tek kinetik oranlı devolatilizasyon modeli kullanılmıştır. A, üstel faktörü temsil etmektedir. E ise aktivasyon enerjini temsil eder. R, gaz sabitidir. Piroliz süresince, parçacıkların genişlemesi için bir katsayısı düşünülmektedir ve buna genişleme katsayısı (swelling coefficient) denmektedir. Bu modelde 1,4 olarak seçilmiştir. Bu, piroliz sırasında parçacık çapında %40'a kadar bir artış anlamına gelmektedir. Yanıcı uçucu madde, bir $C_xH_yO_zN_w$ molekülü ile x, y, z ve w 'nın yakıtın temel analizine bağlı olduğu 30 kg/kmol'lük bir molar kütle varsayılarak temsil edilir. A_1 , E sırasıyla $2 \times 10^5 s^{-1}$, 49 kJ/mol olarak belirlenmiştir.

Biyokütle yakıtı içinde iki rakip oran modeli (two-competing rate) kullanılmıştır. Kobayashi [60] tarafından sunulan bu modelin kinetik devolatilizasyon oranlarının ifadesi;

$$R_1 = A_1 e^{-(E_1/RT_p)} \quad ve \quad R_2 = A_2 e^{-(E_2/RT_p)} \quad (3.27)$$

R_1 ve R_2 farklı sıcaklık aralıklarında devolatilizasyonu kontrol edebilen rekabet eden oranlardır. İki kinetik hız, devolatilizasyon için aşağıdaki gibi bir ifade verecek şekilde ifade edilir;

$$\frac{m_v(t)}{(1-f_{w,0})m_{p,0}-m_a} = \int_0^t (\alpha_1 R_1 + \alpha_2 R_2) \exp \left[- \int_0^t (R_1 + R_2) dt \right] dt \quad (3.28)$$

$m_p(t)$, $m_{p,0}$, α_1 , α_2 , m_a sırasıyla t zamanında uçucu verimi, başlangıç parçacık kütlesi, verim faktörleri, parçacık içindeki kül miktarını temsil etmektedir. Kobayashi modelinde, A_1 , E_1 , A_2 ve E_2 kinetik hız parametrelerinin ve α_1 ve α_2 iki reaksiyonun verimlerinin girilmesi gerekir. Ansys Fluent birinci reaksiyon için 0,3 ve ikinci reaksiyon için 1,0 verim faktörleri için varsayılan değerleri kullanılır. Literatürde [60], α_1 yaklaşık analizle belirlenen uçucu madde oranının ayarlanması tavsiye edilir, bu oran düşük sıcaklıkta buharlaşmayı temsil eder. α_2 ise çok yüksek sıcaklıkta uçucu maddelerin verimi olarak ayarlanır. A_1 , E_1 , A_2 , E_2 sırasıyla $5,48 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$, $59,8 \text{ kJ/mol}$, $2,15 \times 10^7 \text{ s}^{-1}$, ve 147 kJ/mol olarak belirlenmiştir.

3.5.2 Çar oksidasyonu

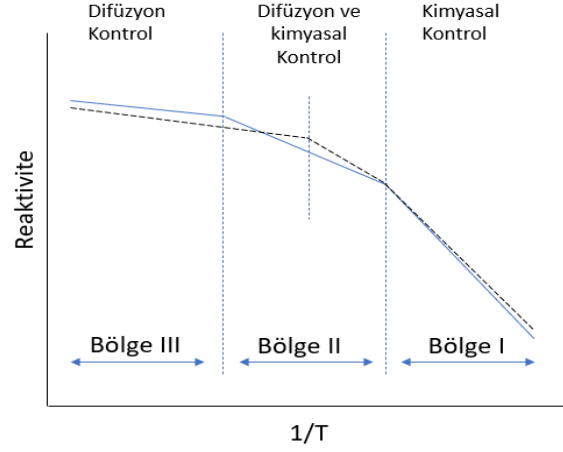
Çar oksidasyonu ve gazlaştırma heterojen reaksiyonlar içindedir. Katı çar parçacığının yüzeyinin etrafındaki sınır tabakada farklı gaz türleri vardır, parçacık yüzeyinde heterojen reaksiyonlar ile sonuçlanır;



Kömür yakma işleminin sınırlayıcı adımına bağlı olarak, kömür oksidasyonu, kinetik kontrollü (düşük sıcaklık, Bölge 1), difüzyon kontrollü (yüksek sıcaklık, Bölge 3) ya da ikisi tarafından da kontrol edilen (Bölge 2) gerçekleşebilir. Şekil 3.1’de gösterildiği gibi, Wall ve çalışma arkadaşları [61], düşük sıcaklık bölgesinde yanma oranları hava ve oksijen ortamda aynı olduğunu, sıcaklık artmasıyla yani 2.bölgede oksijen ortamda reaktivite artmakta gazlaştırma reaksiyonları önemli hale geldiğini vurgulamışlardır. Difüzyon kontrollü 3.bölgede, CO_2 ’deki O_2 difüzyonu N_2 ’ye göre daha düşük olduğu için daha düşük yanma hızları gözlenir ve bölgenin etkisi daha düşük sıcaklıklara yayılır.

Field ve çalışma arkadaşları [62] ve Baum ve Street [63] tarafından önerilen modelleme konsepti benimsenmiştir. Kömür dönüşüm oranı, kimyasal kinetik hız katsayısı (k_c) ve oksijen difüzyon hızı katsayısının (k_D) birleşik sınırlayıcı etkisi göz önüne alınarak hesaplanır; bu, şu şekilde ifade edilir;

$$\frac{dm_p}{dt} = -A_p \frac{k_c k_D}{k_c + k_D} P_{O_2} \quad (3.32)$$



Şekil 3. 1: Hava ortamında kömür yanmasının yanma rejimi ve oksijen yakıt yanmasındaki değişimi (kesikli çizgi).

A_p ve P_{O_2} sırasıyla parçacık yüzey alanını ve oksijen kısmi basıncını temsil etmektedir. Difüzyon ve kinetik hız katsayıları şu şekilde hesaplanır;

$$k_D = \frac{D_0}{d} [(T_p + T) / 2]^{0.75} \quad (3.33)$$

$$k_C = A_C \exp(-E_C / RT_p) \quad (3.34)$$

D_0 , A_C , ve E_C katsayıları ampirik olarak belirlenmektedir. Bu katsayılar için yaygın olarak kullanılan değerler mevcut hesaplamalarda kullanılmıştır. $D_0 = 5 \cdot 10^{-12}$, $A_C = 0,002$, $E_C = 7,9 \cdot 10^7 J/kmol$ olarak belirlenmiştir [64]. Çar oksidasyonu esnasında, parçacık boyutu sabit kaldığı varsayılmaktadır ve yoğunluğun azalmasına izin verilir.

Yüzey reaksiyonları, gaz fazındaki oksitleyici türleri tüketir; yani bu tür için taşınım denkleminin hesaplanması sırasında bir kaynak terimi sağlar. Benzer bir şekilde, yüzey reaksiyonu gaz fazındaki türlerin bir kaynağıdır; heterojen yüzey reaksiyonunun ürünü, gaz fazında seçilen bir kimyasal tür olarak görünür.

Yüzey reaksiyonu esnasında parçacığın ısı dengesi;

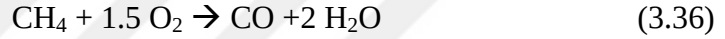
$$m_p C_p \frac{dT_p}{dt} = h A_p (T_\infty - T_p) - f_h \frac{dm_p}{dt} H_{reac} + A_p \epsilon_p \sigma (\theta_R^4 - T_R^4) \quad (3.35)$$

H_{reac} , yüzey reaksiyonundan yayılan ısıyı temsil etmektedir. Yüzey reaksiyonu tarafından üretilen enerjinin sadece bir kısmının gaz fazı enerji denkleminde bir ısı kaynağı olarak görüldüğüne dikkat etmek gerekmektedir. Parçacık bu ısının bir kısmını f_h doğrudan emer. Kömür yakma için, f_h 'nin kömür yanma ürünü CO ise 1,

kömür yakma ürünü CO₂ ise 0,3 olarak ayarlanması gerekir. Parçacığın ısı ile ısı transferi de hesaplanmıştır.

3.5.3 Homojen reaksiyonlar

Kömür ve biyokütle birlikte yanmasında, açığa çıkan uçucuların yanması, ateşleme de, bölgesel stokiyometri de, alev stabilitesinde ve kirlenici oluşumunda, önemli rol oynamaktadır. Endüstriyel yanma HAD analizlerinin çoğunluğu, küresel yanma mekanizmalarına dayanır. Yaygın olarak kullanılan küresel mekanizmalar arasında Westbrook ve Dryer tarafından geliştirilen iki aşamalı hidrokarbon oksidasyon mekanizması ve difüzyon alevlerindeki hava ile alkan hidrokarbonundan bütan karışımlarına kadar Jones ve Lindstedt tarafından geliştirilen dört aşamalı mekanizma yer alır. Örnek olarak CH₄ alırsak, iki aşamalı mekanizma;



Ve 4 aşamalı mekanizma da;



şeklinde gerçekleşmektedir.

Türbülans kimya etkileşiminin etkisi oldukça basit bir şekilde ele alınabilir. Bir r reaksiyonunda bir gaz türünün k zaman ortalamalı dönüşüm hızının, kinetik ve ince ölçekli karıştırma oranlarının daha küçük olanı ile sınırlı olduğu varsayılmaktadır. Ortaya çıkan tür dönüşüm oranı şu şekilde ifade edilebilir;

$$\Omega_k = Mm_k \sum_r \min(R_{k,C,r}, R_{k,EDM,r}) \quad (3.42)$$

r alt simgesi, ilgili reaksiyonu göstermektedir ve burada Mm_k , $R_{k,C,r}$ ve $R_{k,EDM,r}$ reaksiyon r'de sırasıyla türün molar kütlelerini, molar kinetik dönüşüm oranını ve molar ince ölçekli karıştırma dönüşüm oranını göstermektedir. Tersinmez tepkimeler varsayarsak, r tepkimesindeki k türünün kimyasal molar dönüşüm oranı şuradan elde edilir [65];

$$R_{k,C,r} = v_{k,r} k_r \prod_s [(\rho/Mm_s) Y_{s,r}]^{\gamma_{s,r}} \quad (3.43)$$

İndeks s, reaksiyon r'nin reaktan gaz türlerini sayar ve burada $v_{k,r}$, k_r , $\gamma_{s,r}$ sırasıyla stokiyometril katsayısı, kinetik hız katsayısını ve hız üssünü göstermektedir. Hız katsayısı k_r aşağıda gösterildiği gibi Arrhenius kinetiğinden hesaplanır ve A_r ve E_r karşılık gelen üstel faktörü ve aktivasyon enerjisini gösterir.

$$k_r = A_r \exp(-E_r / RT) \quad (3.44)$$

İnce ölçekli karıştırma hızı, Magnussen ve Hjertager [66] tarafından “Eddy Dissipation Model” (EDM) ile modellenmiştir. Burada, bir r reaksiyonunda bir k türünün molar dönüşüm oranı, aşağıda hesaplanan ince ölçekli karıştırma ile sınırlıdır.

$$R_{k,EDn,r} = v_{k,r} A \rho \frac{\varepsilon}{k} \min \left[\min \left(\frac{\gamma_{reac}}{v_{reac} M_{reac}}, \frac{B \sum Y_{prod}}{\sum v_{prod} M_{prod}} \right) \right] \quad (3.45)$$

Reaksiyon r 'nin reaktan (reac) ve ürün (prod) türlerinin kütle fraksiyonlarına, stokiyometrik katsayılarına ve molar kütlelerine dayanır. A ve B katsayıları model sabitleridir. Onlar için, mevcut hesaplamalarda orjinal olarak önerilen değerler kullanılır, yani $A=4.0$ ve $B=0.5$. uçucu maddelerin yanması iki reaksiyon ile açıklanır. İlk reaksiyon uçucu maddelerin CO ve H₂O'ya dönüşümü gerçekleşir. İkinci reaksiyon CO'dan CO₂'ye dönüşümü içerir. $A_1=1,6 \times 10^6$ 1/s, $E_1=5,065 \times 10^7$ J/kmol, $\gamma_{VM,1} = 0.2$, ve $\gamma_{O_2,1} = 1.3$ değerleri ilk reaksiyon için geçerlidir. $A_1=5,42 \times 10^9$ 1/s, $E_1=1,26 \times 10^8$ J/kmol, $\gamma_{CO,2} = 1$, and $\gamma_{O_2,2} = 0.25$ ise ikinci reaksiyon için geçerlidir.

EDM'ye dayalı zaman ortalamalı tür dönüşüm oranlarının hesaplanması, türbülans-kimya etkileşiminin değerlendirilmesi için oldukça basit bir yaklaşımdır. Daha karmaşık yaklaşımlar arasında, gaz türbini yakma gibi geleneksel belirli uygulamalarda aleve dayalı yöntemler (flamelet-based methods), ayrıntılı kimyayı nispeten düşük hesaplama maliyetleriyle dahil edebildiklerinden ve daha iyi doğruluk sağlayabildiklerinden çekici bir alternatif sunar. Bununla birlikte, mevcut çalışmada türbülans modellenmesi de değerlendirildiğinden, Finite Rate/EDM tabanlı yanma modelinin yeterli olduğu görülmüştür.

Bu model EDM bir uzantısıdır. Bu modelde, reaksiyon hızı olarak, Arrhenius reaksiyon hızı ve girdap dağılma hızından düşük olan alınır. Alev bölgesinde, girdap dağılma oranı genellikle Arrhenius oranından küçüktür ve reaksiyonlar karıştırma

derecesi ile sınırlıdır. Model, tek aşamalı veya iki aşamalı global reaksiyonlar için kullanılmalıdır [53].

3.6 NO_x ve SO_x Modellenmesi

Yanma proseslerinde NO_x, termal NO_x, çabuk (prompt) NO_x ve yakıt NO_x olarak ayrılmaktadır. Konvensiyonel hava ortamında yapılan pülverize kömür yanmasında, toplam NO_x miktarı, yakıttan kaynaklıdır ve %20 kadarı ise termal NO_x kaynaklıdır. Prompt NO_x ihmal edilmektedir.

3.6.1 Termal NO_x

Termal NO_x formu, genişletilmiş Zeldovich mekanizması ile modellenmektedir.



Net NO üretilme hızı, üç reaksiyonun kinetikleri ve O, H, OH ve N konsantrasyonları ile ifade edilir. Net NO oluşum hızı;

$$\frac{d[NO]}{dt} = k_{f,1}[O][N_2] + k_{f,2}[N][O_2] + k_{f,3}[N][OH] - k_{r,1}[NO][N] - k_{r,2}[NO][O] - k_{r,3}[NO][H] \quad (3.49)$$

$k_{f,1}$, $k_{f,2}$ ve $k_{f,3}$ ileri reaksiyonun hız sabitleri, $k_{r,1}$, $k_{r,2}$ ve $k_{r,3}$ ters reaksiyonun hız sabitleridir. NO ve N oluşum hızlarının hesaplanabilmesi için, O, H ve OH konsantrasyonlarına ihtiyaç duyulmaktadır.

NO_x oluşum hızı sadece yüksek sıcaklıklarda önemlidir, çünkü azotun sabitlenmesi güçlü N₂ bağlarının kırılmasına ihtiyaç duyar. Bu etki, $O + N_2 \leftrightarrow N + NO$ reaksiyonunun yüksek aktivasyon enerjisi, ile temsil edilir, bu da onu genişletilmiş Zeldovich mekanizmasının hız sınırlayıcı basamağı yapmaktadır. Halbuki, N atomlarının oksidasyonu için aktivasyon enerji küçüktür. Yeterli oksijen bulunduğu, yakıtsız bir alevde olduğu gibi, serbest nitrojen atomlarının tüketim hızı, oluşum hızına eşit olur ve bu nedenle yarı kararlı bir durum oluşturulabilir. Bu varsayım birçok yanma durumu için geçerlidir. Böylece NO oluşum hızı ;

$$\frac{d[NO]}{dt} = 2k_{f,1}[O][N_2] \frac{\left(1 - \frac{k_{r,1}k_{r,2}[NO]^2}{k_{f,1}[N_2]k_{f,2}[O_2]}\right)}{\left(1 - \frac{k_{r,1}[NO]}{k_{f,2}[O_2]k_{f,3}[OH]}\right)} \quad (3.50)$$

Termal NO_x hızı yukarıdaki denkşem ile tahmin edilmektedir. O atomunun konsantrasyonuna ihtiyaç duyulmaktadır. O atomunun konsantrasyonu üç şekilde hesaplanır. Bunlar denge varsayımı, kısmi denge varsayımı ve bölgesel O türünün kütle oranı olarak sıralanır.

Denge varsayımı ile;

$$[O] = 3,97 \times 10^5 T^{-1/2} [O_2]^{1/2} e^{-31090/T} \quad (3.51)$$

Kısmi denge varsayımı;

$$[O] = 36,64 T^{1/2} [O_2]^{1/2} e^{-27123/T} \quad (3.52)$$

Problem çözümü esnasında buna karar verilmektedir. NO için taşınım denklemi, ve o denklemdeki termal NO_x mekanizmaları nedeniyle NO kaynak terimi aşağıdaki denklemlerde görebilirsiniz;

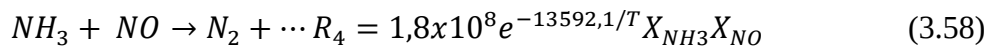
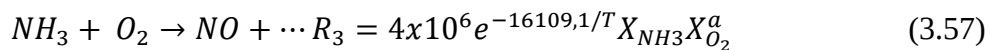
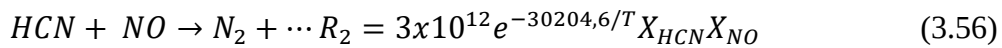
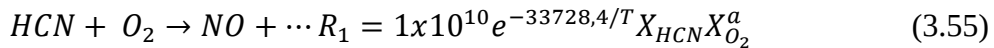
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho y_{NO}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} Y_{NO}) = \nabla \cdot (\rho D \nabla Y_{NO}) + S_{NO} \quad (3.53)$$

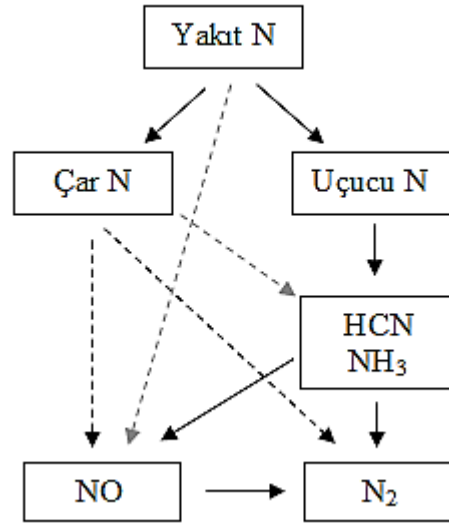
$$S_{thermal,NO} = M_{w,NO} \frac{d[NO]}{dt} \quad (3.54)$$

$M_{w,NO}$, NO'nun moleküler ağırlığıdır ve $\frac{d[NO]}{dt}$ kısmı da Denklem 3.50'den hesaplanmaktadır.

3.6.2 Yakıt NO_x

Yakıt NO_x birçok farklı yoldan dönüştürülür. Piroliz esnasında, birçok uçucu ile birlikte uçucu N açığa çıkar. NO_x öncüleri, özellikle HCN ve NH₃, rekabetçi bir şekilde NO'ya oksitlenir ve N₂'ye indirgenir (Şekil 3.2).





Şekil 3. 2: Yakıt N dönüşümü.

R, T ve X sırasıyla dönüşüm hızını (s^{-1}), sıcaklık (K) ve mol oranını temsil etmektedir. Bu reaksiyon hızlarına dayalı olarak, uçucu azot dönüşümüne bağlı olarak HCN, NH_3 ve NO için taşıma denklemlerindeki kaynak terimler kolaylıkla değerlendirilebilir, bunların arasında NO kaynak terimi;

$$S_{u\text{çucu},NO} = (R_1 - R_2 + R_3 - R_4) \cdot MW_{NO} \cdot P / (R_u \cdot T) \quad (3.59)$$

şeklinde ifade edilmektedir. P ve R_u sırasıyla basıncı ve evrensel gaz sabitini temsil etmektedir.

Çar azot dönüşümü için, çar azotun çoğu NO'ya oksitlenir ve çar azotunun NO_x öncülerine dönüşümü ihmal edilirse kalanı N_2 'ye dönüşmektedir.

Kömür için, yakıt azot uçucu ve çar arasında dağıldığı varsayılmaktadır. Eşit dağılması için herhangi bir sebep yoktur ve N oranı uçucularda ve çarda ayrı şekilde değerlendirilmelidir. HCN ara tür olarak kullanıldığı zaman, yakıt NO_x mekanizmasının kömür için iki varyasyonunu kapsamaktadır. NH_3 ara tür olarak kullanıldığında ise, yakıt NO_x mekanizmasının kömür için iki varyasyonunu kapsamaktadır. İlk çerçevede, HCN mekanizması, tüm çar N, HCN'ye dönüştüğünü varsaymaktadır. Kısmi olarak NO'ya dönüştürülmektedir. Bu ilk çerçeve ile, tüm çar azot HCN'ye dönüştürülmektedir.

$$S_{char,HCN} = \frac{S_c Y_{N,char} M_{w,HCN}}{M_{w,N} V}, \quad S_{char,NO} = 0 \quad (3.60)$$

S_c = çar yanma hızı (kg/s)

$Y_{N,char}$ =çar da bulunan azotun kütleli oranı

V =hücre hacmi (m^3)

İkinci çerçevede HCN mekanizması, tüm çar azotun NO'ya dönüştüğü tahmin edilmektedir. Lockwood ve çalışma arkadaşlarına göre [67], çar azot gaz fazında açığa çıkarılmaktadır. Çar azotu esas olarak oksitlenmiş çar azot atomlarından bir desorpsiyon ürünü olarak doğrudan gaz fazına salınır.

$$S_{char,HCN} = 0 \quad , \quad S_{char,NO} = \frac{S_c Y_{N,char} M_{w,NO}}{M_{w,N} V} \quad (3.61)$$

NH₃ mekanizmasının ilk çerçevesinde, çar N, NH₃ dönüştürülmektedir. Daha sonra kısmi olarak NO'ya çevrilmektedir. Bu çerçevede, tüm çara bağlı azot NH₃'e dönüştürülür.

$$S_{char,NH_3} = \frac{S_c Y_{N,char} M_{w,NH_3}}{M_{w,N} V} \quad , \quad S_{char,NO} = 0 \quad (3.62)$$

İkinci NH₃ çerçevesinde ise, tüm çar azot NO'ya direkt olarak dönüştürülmektedir. Lockwood ve çalışma arkadaşlarına göre [67], çar azot esas olarak oksitlenmiş çar azot atomlarından bir desorpsiyon ürünü olarak, doğrudan NO olarak gaz fazına salınır.

$$S_{char,NH_3} = 0 \quad , \quad S_{char,NO} = \frac{S_c Y_{N,char} M_{w,NO}}{M_{w,N} V} \quad (3.63)$$

NO formları, N₂'ye kalan çar üzerinden indirgenebilirler. NO indirgenme hızı;

$$S_{NO,reduction} = c_s A_{BET} MW_{NO} \cdot 0,23 \cdot e^{-17166,3/T} X_{NO} P_{atm} \quad (3.64)$$

c_s , A_{BET} , X_{NO} ve P_{atm} sırasıyla yakıt parçacık konsantrasyonu, parçacık BET yüzey alanı, NO mol oranı ve basınç (atm) olarak ifade edilmektedir.

Eğer yakıt azotun NO_x'e direkt dönüşümünü ihmal edersek, NO kaynak terimi şu şekilde özetlenebilir;

$$S_{Yakıt NO_x} = S_{Uçucu, NO} + S_{çar, NO} - S_{NO,indirgenmiş} \quad (3.65)$$

3.6.3 SO_x

Kükürt kömür içinde organik kükürt, piritik ve sülfat olarak bulunmaktadır. Tüm Sox emisyonları, yakıtta bağlı kükürtün oksidasyonu ile üretilmektedir. Yanma süresince, yakıt içerisindeki kükürt, SO₂ ve SO₃'e oksitlenmektedir. Gaz Sox bir

kısmı, parçacıklar üzerinde yoğunlaşır, sülfürik asit oluşur yada sülfat formuyla reaksiyona girer. Sox emisyonları asit yağmurlarının ana sebebi iken, SO₃ yanma ekipmanlarının korozyona uğramasından da sorumludur. Bununla birlikte kükürt türlerinin azot oksit kimyası ile etkileşimde olması ilgi çekmektedir. NO seviyesi, kükürt türlerinin varlığı ile etkilenmektedir. Termal NO seviyeleri, SO₂ varlığı ile indirgenmektedir. Halbuki yakıt NO_x formunda, kükürt bileşenlerinin etkisi tam olarak açıklanamamıştır.

Kömür yanmasında yakıttan kükürt salımı konusu sıvı yakıtlara göre biraz daha karmaşıktır. Kükürt, devolatilizasyon esnasında H₂S, COS, SO₂ ve CS₂ gibi ürünlere parçalanırken, geri kalan kükürt çar içinde bir sonraki basamakta okside olmaktadır. Çar içerisindeki kükürt, yakıtın kalitesine göre değişir. Oksijence zengin alevlerde, dominant olan kükürt türleri SO, SO₂ ve SO₃'tür. Düşük oksijen derişimlerinde, SO₃ ihmal edilebilirken, H₂S, S₂ ve SH'da önemli oranlarda bulunmaktadır. Düşük kükürtlü yakıtlarda çoğunlukla H₂S açığa çıkmaktadır. Çardan SO₂ ve H₂S kaynağı, çar yanmasının hızıyla ilişkilidir [53];

$$S_{\text{çar},i} = \frac{S_c Y_{S,\text{çar}} M_{w,i}}{M_{w,S} V} \quad (3.66)$$

$$S_c = \text{çar tükenme hızı} \left(\frac{kg}{s} \right)$$

$$S_{\text{çar},i} = \text{çarda } i \text{ kaynağı } i = SO_2 \text{ yada } H_2S$$

$$Y_{S,\text{çar}} = \text{çarda kükürt kütle oranı}$$

$$V = \text{hacim} (m^3)$$

Uçuculardan SO₂ ve H₂S kaynağı, uçucuların açığa çıkma hızına bağlıdır.

$$S_{\text{uçucu},i} = \frac{S_{\text{uçucu}} Y_{S,\text{uçucu}} M_{w,i}}{M_{w,S} V} \quad (3.67)$$

$$S_{\text{uçucu},i} = \text{gaz fazlarına kömür parçacıklarından kaynaklanan uçucu maddelerin kaynağı}$$

$$Y_{S,\text{uçucu}} = \text{uçucularda kükürt kütle oranı}$$

$$V = \text{hacim} (m^3)$$



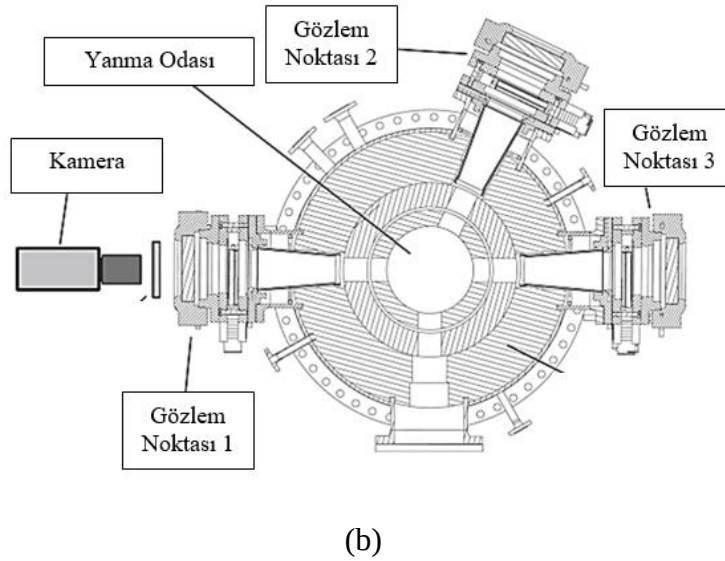
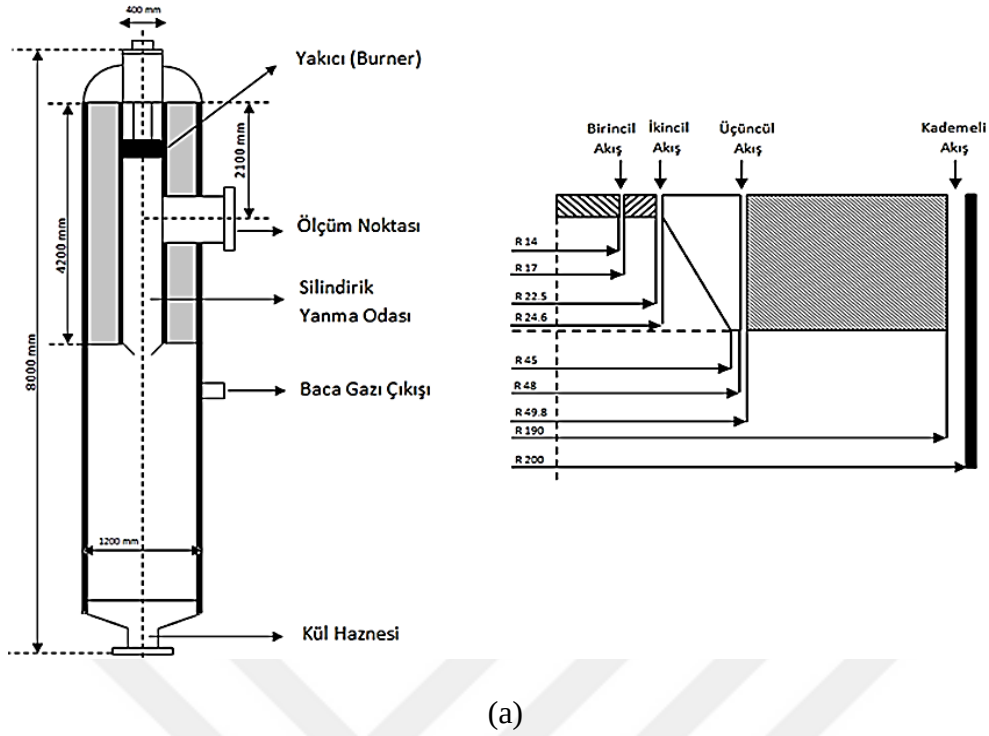
4.1.2 Küçük ölçekli yanma sistemi

RWTH Üniversitesi, ısı ve kütle geçişi enstitüsünde bulunan oksijen yakıt yakma test düzeneğinde deneysel ölçümler gerçekleştirilmiştir. Yakıcı 100kW gücündedir. Aynı zamanda 40 kW ve 60 kW gücündeki yakıcılar içinde aynı deneysel sistem kullanılmaktadır. Dikey, silindirik yanma odasının yüksekliği 2.1m ve çapı da 0.4m'dir. Ölçümler farklı seviyelerde alınmıştır. Ölçüm seviyesinde 4 adet giriş bulunmaktadır ve sürgülü vana mevcuttur. Bu sayede ölçüm çubukları yanma esnasında değiştirilebilir ve pencere kısımları da temizlenir. Yakıcı (Burner) birincil akışın ve kömürün beslendiği tek bir halka şeklindeki açıklığa sahip bir gridap yakıcısıdır. Yakıcı döngüsel akışa sahiptir ve ikincil hava döngüsel olarak sisteme girmektedir. Girdap miktarı ayarlanabilir şekilde yapılmıştır. Döngü oranı;

$$SR = V_{tan}/V_{ax} \quad (4.1)$$

olarak ifade edilir. V_{tan} , tanjant hızı temsil eder, V_{ax} ise eksenel hızı temsil etmektedir. Üçüncül akış, yakıcının “quarl” kısmını çevreleyen bir halka dan sisteme gönderilir. Bir diğer kademeli olarak adlandırılan akış ise, kazanın dış çapındaki bir halka şeklindeki yapıdan gönderilir. Amacı ise, diğer giriş kısımlarından gönderilen gaz miktarını azaltmak ve böylece yakıcıdaki eksenel hızları ve bölgesel stokiyometriyi azaltmaktır. Şekil 4.3’de oksijen yakıt yakılan kazan geometrisi (a), yakıcı kesiti (b) ve gözlem noktaları (c) boyutlarıyla birlikte gösterilmiştir.

Yanma odasındaki tüm ölçümler eksenel olarak yakıcıdan başlayarak, 0.025 m ile 0.5 m arasında alınmıştır. Alevdeki gaz derişim değerlerini ölçmek için seramik uçlu su soğutmalı bir emme borulu prop kullanılır. Prop; O_2 , CO_2 , CO , NO ve NO_2 derişim değerlerini belirleyen bir baca gazı analiz sistemine bağlanır. O_2 derişimi bir manyeto-mekanik (magneto-mechanical) analizör ile ölçülür. NO ve NO_2 , bir UV fotometre ile ölçülür. CO_2 ve CO , dağılmayan kızılötesi soğurum ile ölçülür. Ölçüm seviyelerinin, ölçüme etkisinin az olması için, rastgele bir ölçüm seviye seçilip ölçümler yapılır. Her ölçüm için gerekli süre yaklaşık 5 dakikadır. Gaz sıcaklığının ölçebilmek için bir pirometre kullanılır. Su soğutmalıdır, uç içine bir Pt.Rh/Pt ısı çifti (thermocouple) monte edilir, böylece ısı çiftinin kendisi radyasyondan korunur. Hız ölçümleri için Lazer Doppler Anemometrisi (LDA) kullanılarak yapılmıştır. LDA, eksenel ve teğetsel hızları akışa müdahale etmeden ölçmeye imkân sağlamaktadır.

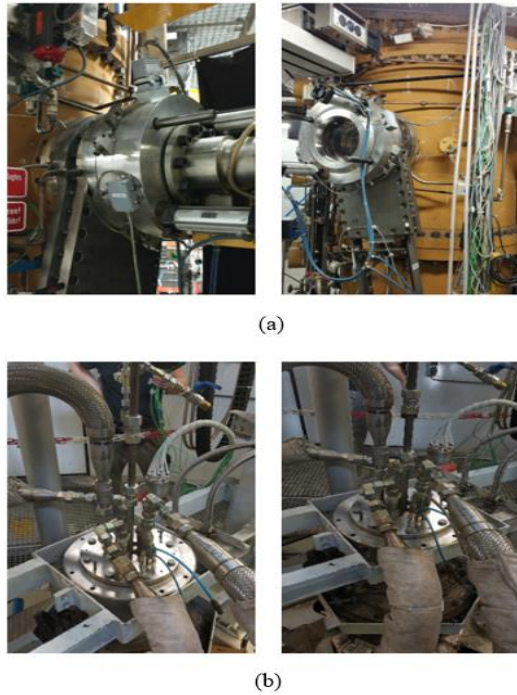


Şekil 4.3 : Kazan kesit geometrisi ve yakıcı kesiti (a) ve gözlem noktaları (b) Tüm boyutlar mm'dir [69].

Parçacık boyutu ($D_{p90} < 75 \mu\text{m}$) olması sebebiyle ölçülen parçacık hızları, gaz hızını yansıtmaktadır. Optikler ve akış içindeki ölçüm konumunun mesafesinin fazla olması nedeniyle, tek ışın ayarlı ışın optikleri (individual beam optics with single beam adjustment), verici optik (transmitting optics) olarak kullanılır. Işın mesafesini artırarak, $150 \mu\text{m}$ çapında ve 2,5 mm uzunluğunda makul bir ölçüm hacmi elde edilebilir. Prob dan gelen sinyaller bir foto çoğaltıcıdan geçtikten sonra bir DANTEC

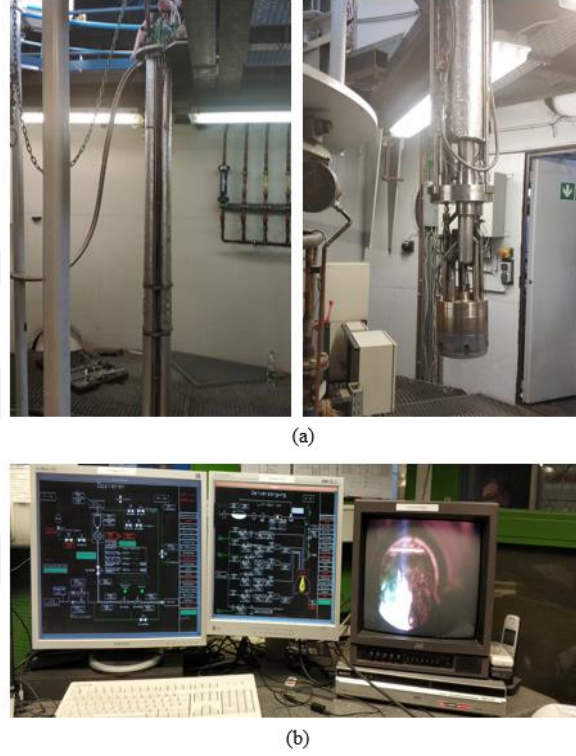
spektrumu analiz cihazında analiz edilir. Veri hızları, hızın hem eksenel hem de teğetsel bileşeni için 5 ile 50 Hz aralığındadır. Örnekleme süreleri 180 s idi ve bu da 1000 ile 10bin bireysel parçacığın kaydedilmesine yol açar. Rapor edilen hızlar, kaydedilen bireysel parçacıkların aritmetik ortalama hızlarıdır. %95 güven aralığında verilmiştir.

Kömür parçacık sıcaklıklarının belirlenmesinde ise iki renkli pirometri kullanılmıştır. Yöntem, sıcak cismin seçilen iki dalga boyunda kızılötesi radyasyon yoğunluğunun müdahalesiz optik ölçümüne dayanmaktadır. İncelenen kömür parçacığı gri kabul edilmektedir. Bu varsayım için, iki dalga boyundaki radyasyon yoğunluklarının oranı, belirli bir sıcaklık için sabittir. Ayrıca oran, katı cismin emisyonundan bağımsızdır. Bu sıcaklığın iki dalga boyunda tespit edilen radyasyon yoğunluklarının oranından belirlenebileceği anlamına gelir. Uzamsal olarak çözümlenmiş ölçümlere izin vermek için iki optik çaprazlanmıştır. Optik yollarının kesişimi ölçüm hacmini oluşturur. Böylece, yalnızca her iki dalga boyunda aynı anda görünen ve dolayısıyla ölçüm hacminin içinde bulunan parçacıkları dikkate almak ve diğerlerini atmak mümkün hale gelir. Bununla birlikte iki optik arasındaki açı, fırın tasarımı tarafından yaklaşık 10° ile sınırlanmaktadır. Şekil 4.4’de deney yapılan zamanda çekilmiş fotoğraflar da (a) gözlem noktalarının görüntüleri, (b) yakıt besleme noktaları görülmektedir.



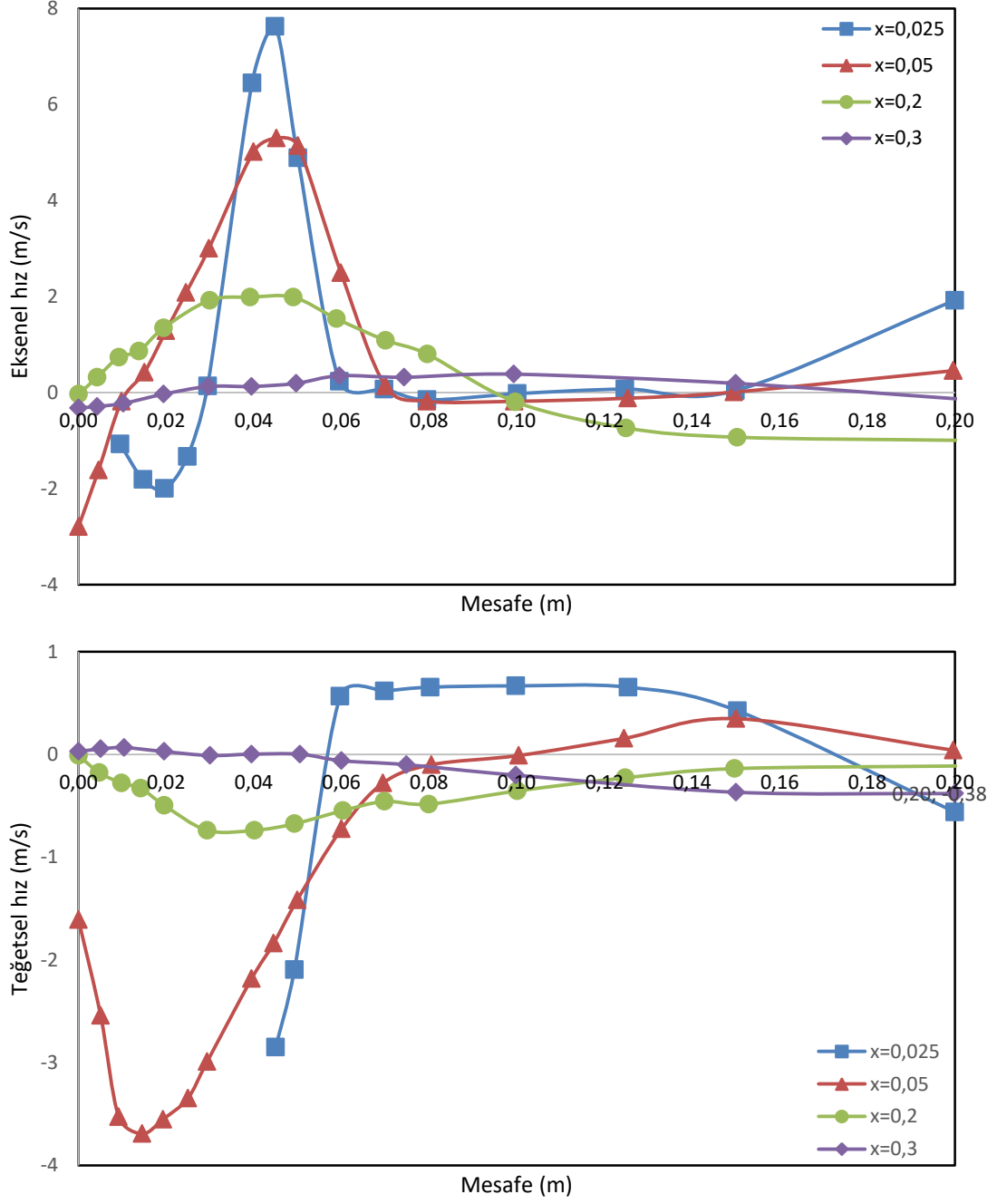
Şekil 4.4 : (a) Gözlem noktalarının görüntüleri (b) Yakıt besleme noktaları.

Yakıcı değişimi yapılacağı zaman, yakıcı sistemden çıkarılmaktadır. Şekil 4.5 (a)'da görüldüğü gibi yeterli soğuma gerçekleştikten sonra değişim gerçekleşmektedir. Yakıcının bağlı olduğu platform hareket etmektedir. Gözlem noktaları sabittir. 0.025m ile 0.5m arasında aslında platform hareket etmektedir. Ayrıca yanma sırasında kontrol odasından sistemin kontrolü sağlanmaktadır. Kamera ile gözlem yapılmaktadır. Monitör odasındaki görüntüleri de Şekil 4.5 (b)'da gösterilmektedir.



Şekil 4.5 : (a) Yakıcı değişim anı, (b) Kontrol odası.

Ölçülen aksenal ve teğetsel hız profilleri Şekil 4.6'de açıkça görülmektedir. Yakıcıya en yakın düzlemde 7 m/s'lik maksimum aksenal hız oluşur. Bu maksimum hız, yakıcının dış çapına karşılık gelmektedir ve ikincil girişinden etkilenmektedir. İkinci bir maksimum hız gözlemlenmediğinden, birincil akış, ikincil akış ile birleşip bir akış oluşturmaktadır. Bu akışın maksimum değeri yakıcıdan uzaklaştıkça azalır ve genişler. İki devridaim bölgesi ayırt edilmektedir. Yakıcının eksenindeki iç devridaim bölgesi içinde ölçülen maksimum geri hız neredeyse 3 m/s'dir. Dış devridaim bölgesi çok daha yavaştır fakat hacmi çok daha büyüktür. 0,1 m'lik radyal konumdan fırın duvarlarına kadar uzanır. Fırın eksenine yakın olan noktalar hariç diğer bölgelerdeki ölçüm noktaları için güven aralığı 0,1 m/s'nin altındadır. Eksen üzerinde, yüksek parçacık yoğunluğu nedeniyle veri hızı oldukça düşüktür.

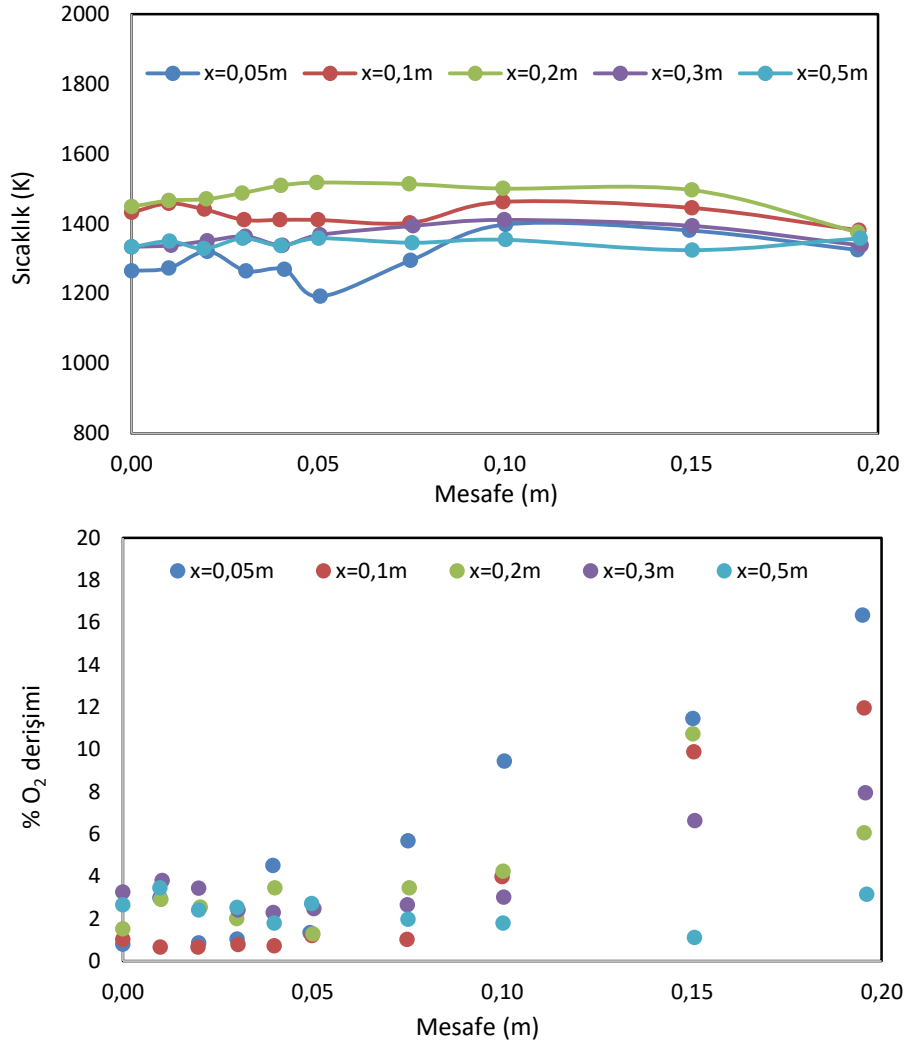


Şekil 4.6 : Eksenel ve teğetsel hız değerleri [69].

Teğetsel hızın grafiklerinden yüksek bir girdabın indüklendiği görülebilir. Bu girdap eksen üzerinde ortalanır ve eksenden 0,05m'den fazla uzamaz. Girdap, güçlü iç devridaime neden olan bir düşük basınç bölgesini indükler. Yakıcıdan 0,025 m uzaklıkta, eksene yakın olan ölçüm düzleminde, partikül yoğunluğu tek tek parçacıkların tespit edilmesi için çok yüksek olduğundan veri mevcut değildir. Bu nedenle ölçümler yalnızca marjinal sayıda parçacıktan oluşur ve bu nedenle bu veri noktaları dikkate alınmaz. Teğetsel hızın sıfır geçişi, eksenel hızın maksimumunda

da belirgin olan tüm profiller için eksen bir kayma gösterdi. Bu kayma, yakıcı ve fırın eksenleri arasındaki küçük bir yanlış hizalamadan kaynaklanabilir. Ek olarak, LDA sisteminin optik ekseninin yakıcı eksenine ile hizalanması prosedürü nedeniyle bir ofset de olabilir.

Gaz sıcaklığının radyal sıcaklık verileri (a) ve oksijen derişiminin yüzdesi (b), 5 farklı seviye için Şekil 4.7’da gösterilmektedir.

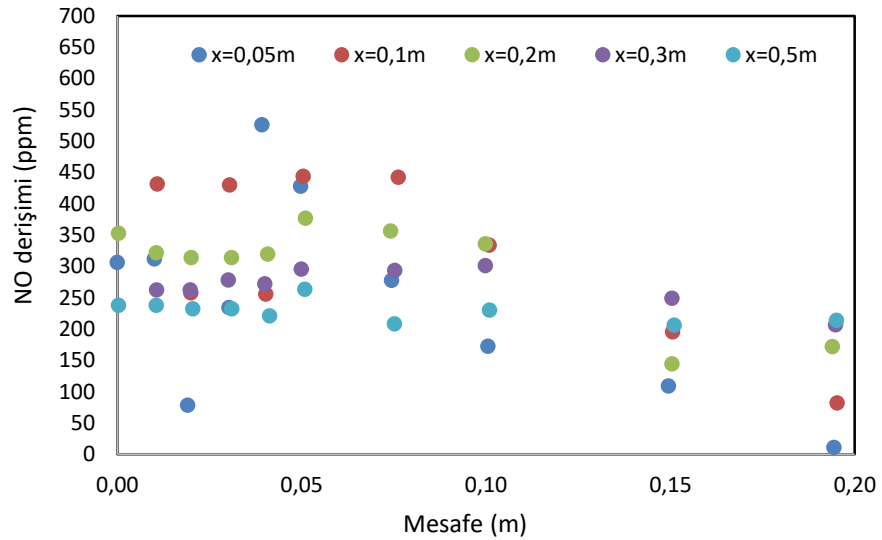


Şekil 4.7 : Sıcaklık (K) ve % oksijen derişimi değerleri.

0 ile 0,04m arasında, x=0,05m seviyesinde, yanma gerçekleşmektedir. İç döngü bölgesi ile ana jet akışının arasında bu yanma gerçekleşir ve bu bölgede sıcaklık en yüksek 1273 K civarındadır. Oksijen derişimi de düşüktür, yaklaşık %2 civarındadır. Oksijen profilinde üç pik değer görülmüştür. x=0,04m’de ikincil akış ile ilgili ilk pik nokta görülmektedir. Bölgesel pik, %5’e yükselmiştir ve gaz sıcaklığı radyal mesafede 1173 K değerine düşmüştür. Bölgesel olarak en düşük oksijen derişimi

0,05m radyal mesafesinde oluşmuştur. Bu, birincil/kömür/ikincil akım ile harici olarak yeniden sirküle edilen sıcak baca gazları ve oksijen açısından zengin kademeli akış arasındaki temas bölgesinde meydana gelen yoğun yanma ile ilgili olabilir. Kademeli jetin kendisi, oksijen profilinde üçüncü piki oluşturur ve fırın duvarına yakın bölgede yaklaşık hacimce %16'lık bir tahmini değere sahiptir.

Eksenel 0,1 m mesafe de oksijen ve gaz sıcaklık profilleri, yoğun yanmanın 0,05 ile 0,1 m arasında devam ettiğini ortaya koymaktadır. 0 ile 0.075 m radyal mesafe arasında oksijen derişimi yaklaşık sıfırdır. Uçucuların yanması sebebiyle hızlı bir şekilde oksijen tüketimi olur ve 1473 K gaz sıcaklığı oluşur. Artan eksenel mesafe ile oksijen profili düzleşir ve yakıcı eksenine yakın derişimlerin düşük olduğu bölge genişler. Eksenel 0,2 m uzaklığında, dış sirkülasyon bölgesinde kademeli akış fırın merkezine doğru itilir, bu sebeple duvar kenarında oksijen derişimi artmaktadır. Diğer eksenel mesafelerde (0,3 m ve 0,5 m) oksijen derişimi %3 civarında sabittir. Heterojen reaksiyonlar ve karıştırma nedeniyle düz bir profil oluşur. Gaz sıcaklıkları 1323 ile 1373 K arasında stabilize olmaktadır. Deneysel çalışma ölçülen NO derişimleri de Şekil 4.8'de gösterilmiştir.



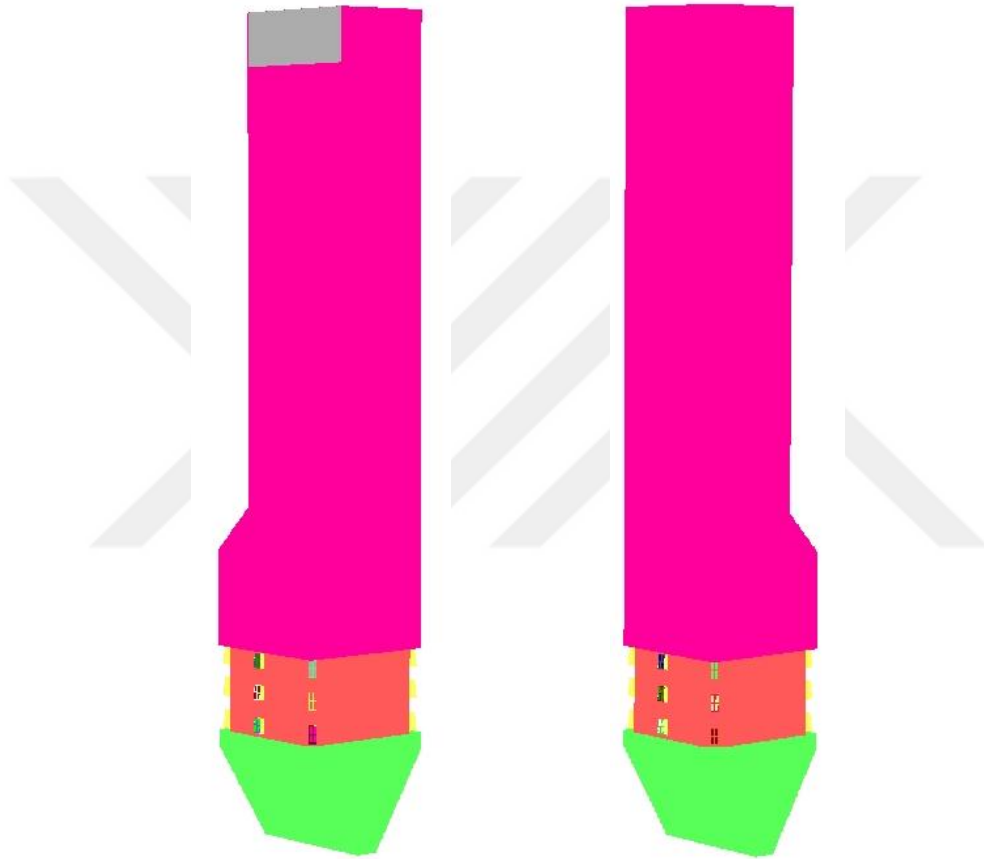
Şekil 4.8 : Deneysel veri, NO derişimi.

Eksenel mesafe 0,05 m'de NO derişiminde iki adet pik nokta göze çarpmaktadır. Biri yakıcı ekseninde, diğeri ise 0,04 m'de yer almaktadır. Eksenel 0,1 m civarında ve radyal olarak 0 ile 0.075 m arasında, NO derişimi 500 ppm değerine ulaşmaktadır. %21 O₂ oksijen yanmasında çıkıştaki NO değeri 218 mg/MJ olarak ölçülmüştür.

4.2 Ağ Yapısı Çalışmaları

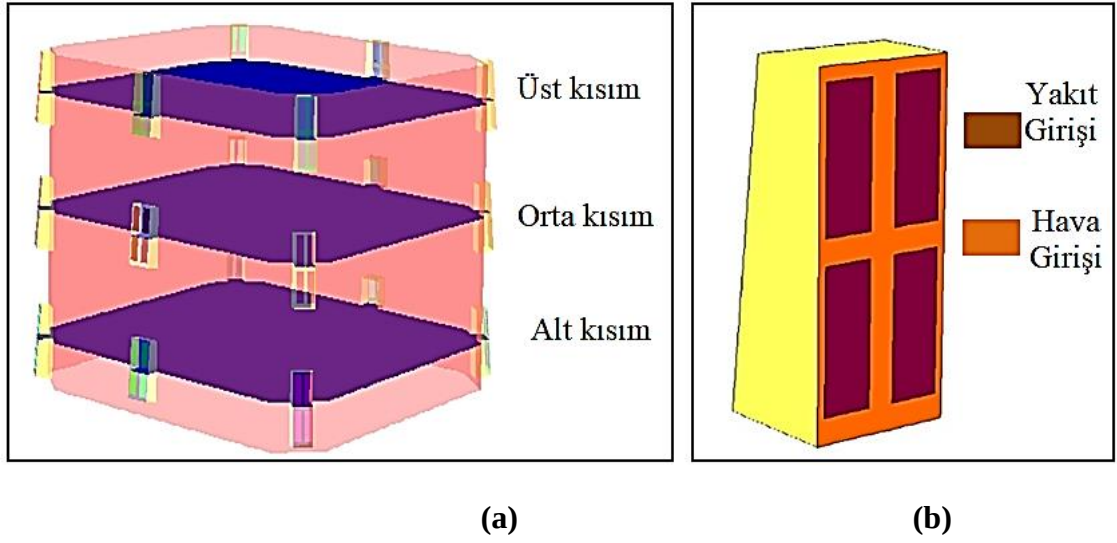
4.2.1 Tunçbilek termik santrali ağ yapısı çalışması

Tunçbilek termik santralinin boyutları 1:1 oranında 3 boyutlu olarak çizilmiştir. Kül toplama bölgesi ile salınım gazlarının çıktığı bölge arasında kalan alan çözüm alanı olarak belirlenmiştir. Bu kazan çizimi ve ağ yapısı daha önce yapılan çalışmadan alınmıştır [68]. Kazanın çizilmiş görselleri Şekil 4.9’de gösterilmiştir.

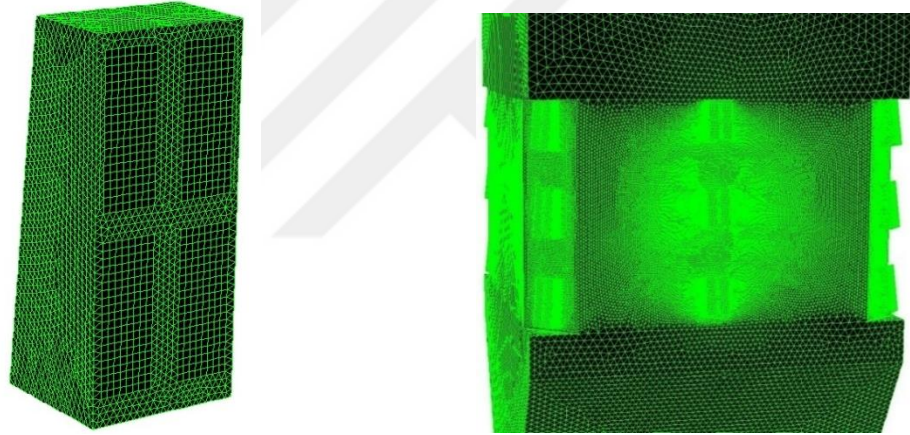


Şekil 4.9 : Tunçbilek termik santrali 5. Ünitesi 1:1 ölçekli çizimi.

Kazanın ocak bölgesi, oksidant ve yakıt giriş kısımları Şekil 4.10’da gösterilmiştir. Kazandaki yakıcılar 3 farklı seviyededir, her seviyede 6 adet olmak üzere 18 adet yakıcıdan oluşur. Alt kısımdaki yakıcılar 16,6 m yükseklikte, Orta kısımdaki yakıcılar 19,2 m ve üst kısımdaki yakıcılar ise 21,9 m yükseklikte bulunmaktadır (Şekil 4.10). Ağ yapısında 4,2 milyon üçgen veya dörtgen yapıda ağ elemanları tercih edilmiştir. Yakıcı kısımlarında, diğer bölgelere göre daha sık ağ yapısı kullanılmıştır. Şekil 4.11’de ocak bölgesindeki ağ yapısı ve tek bir yakıcı üzerindeki ağ yapısı gösterilmiştir.

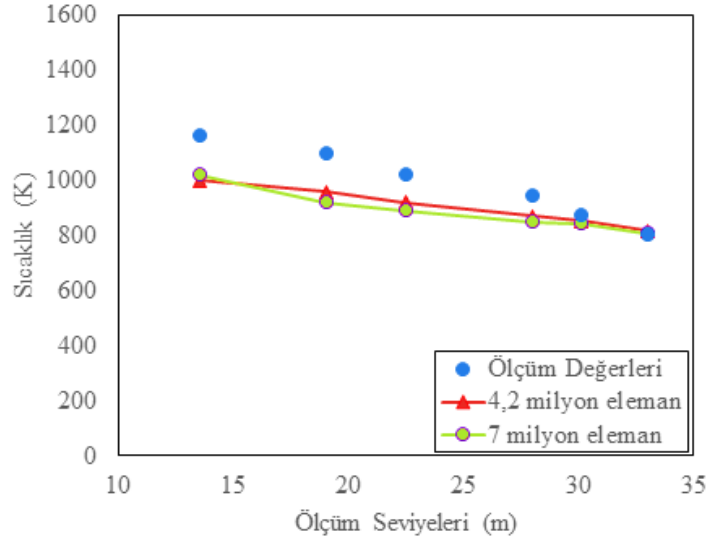


Şekil 4.10 : (a) 3 farklı seviyede konumlandırılmış yakıcılar ve alınan düzlemler (b) 1 adet yakıcıda bulunan yakıt ve oksidant giriş kısımları.



Şekil 4.11 : Ocak bölgesi ve 1 adet yakıcı için oluşturulan ağ yapısı.

Oluşturulan ağ yapısının hesaplama hücresinin sayısı, sanayi tipi yanma kazanları kullanılarak yapılan çalışmalarda hesaplama hücre sayısı göz önünde bulundurularak belirlenmiştir. Aynı zamanda, yaklaşık 7 milyon hesaplama hücresine sahip ağ yapısı oluşturulmuştur. Hesaplama hücresi bağımsızlığı kontrol edilmiştir. Şekil 4.12’de 4,2 milyon ağ yapısının sonuçlarını, 7 milyon ağ yapısının sonuçları ile kıyaslandığı grafik gösterilmiştir. İki sonuç arasında çok az miktarda bir değişim olmuştur. 4,2 milyon ağ yapısına sahip modelin sıcaklık değerleri, deneysel ölçüm değerlerine daha yakın çıkmıştır ve hesaplama zamanı açısından da avantajlıdır. Ölçüm alınan seviyeler sırasıyla, 13,5 m, 19 m, 22,5 m, 28 m, 30 m ve 33 m olarak belirlenmiştir.



Şekil 4.12 : Ağ yapısı sayısı bağımsızlığı.

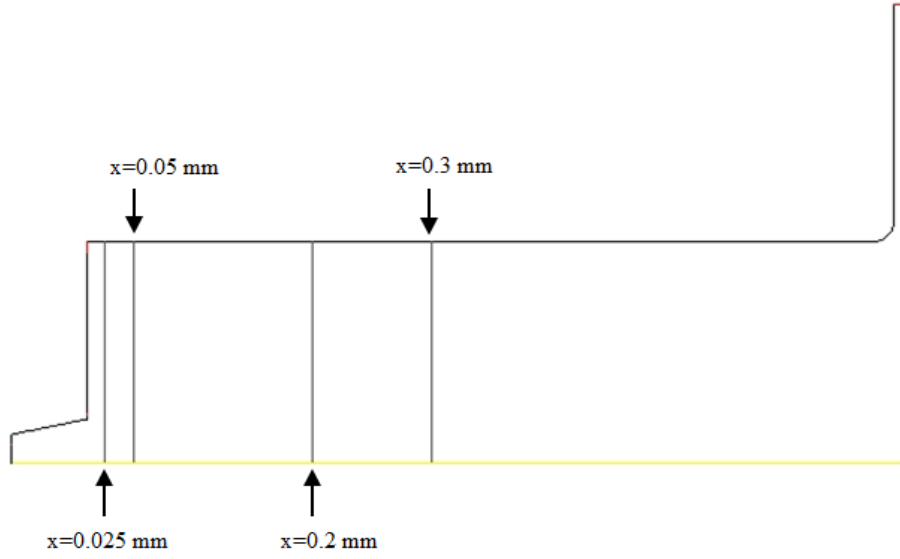
4.2.2 Küçük ölçekli yanma odası ağ yapısı çalışması

100 kW'lık sistemin geometrisi 2 boyutlu kesit alınarak çizilmiştir. Kazan boyu, ölçüm seviyeleri dikkate alınarak belirlenmiştir. Deneysel sistemde kazan boyu yaklaşık 4 m civarındadır. Çözüm alanında hesaplama hücresinin fazla olmaması, çözüm süresinin azalmasına sebep olacağından, daha kısa olarak çizilmiştir. Döngüsel akışlarda çözüm alanı tanımlanmasında, çıkış sınırı ile ilgili bir problem oluşabilmektedir. Pratik açıdan bakıldığında, çıkışta standart eksenel çıkış yerine, ters akış oluşması sonucu oluşabilecek yakınsama problemlerini engellemek adına radyal çıkış kullanılmıştır. Çıkış kısmı, olası problemleri azaltmak için, önceki çalışmalar göz önünde bulundurularak [70] yeterli uzunlukta modellenmiştir.

Ölçüm alınan seviyeler yakıcıdan itibaren x-yönünde sırasıyla, 0,025m, 0,05, 0,2m ve 0,3m olarak deneysel çalışmalarda belirlenmiştir. Şekil 4.13'de çözüm alanı ve ölçüm alınan seviyeler gösterilmiştir. Bu kazan için farklı yakıcı kullanılarak yapılan çalışmamızda, kazan boyu 800 mm olarak belirlenmiş ve yeterli sonuçlara ulaşılmıştır [71]. Döngüsel eksenel simetrik (axisymmetric swirl) olarak yanma analizleri gerçekleştirilmiştir.

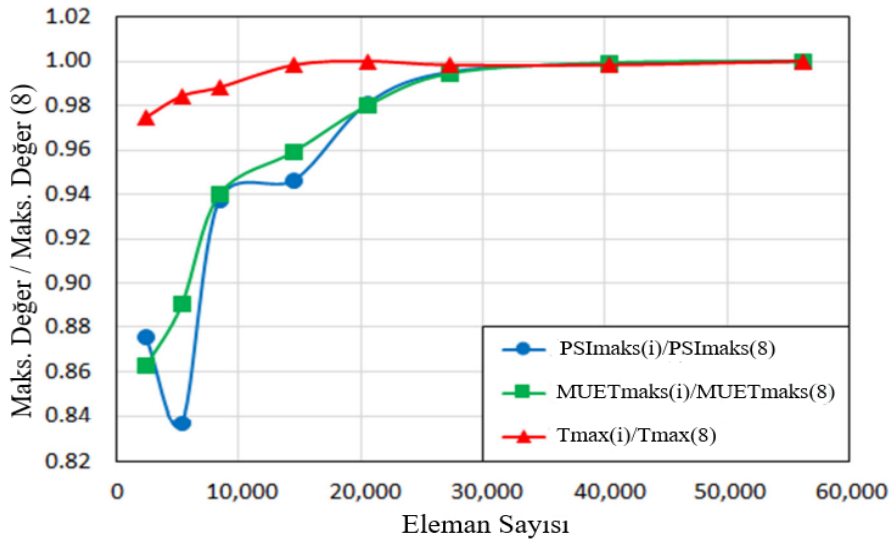
Ağ yapısı oluşturulurken çoğunluk dörtgen hücrelerden oluşturulmuştur. Ağ yapısı bağımsızlığı çalışması, RWTH laboratuvarlarında, 60 kW gücünde, aynı kazan geometrisi kullanılarak çalıştırılan yakıcı üzerinde yapıldı. Bu çalışmada, yapılan ağ yapısı bağımsızlığı çalışması kullanılmıştır. Bu çalışmada, 8 adet ağ yapısı

oluşturulmuştur. Ağ yapısındaki eleman sayıları sırasıyla, 2400 (1), 5300 (2), 8400 (3), 14500 (4), 20500 (5), 27000 (6), 40400 (7) ve 56000 (8) olarak belirlenmiştir.



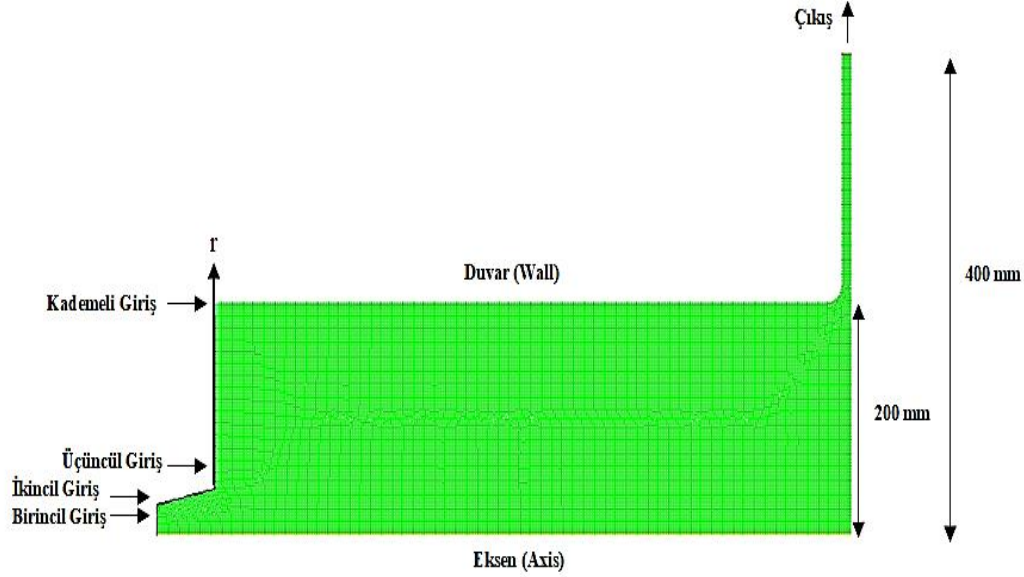
Şekil 4.13 : Çözüm alanı içinde ölçüm alınan seviyelerin pozisyonları.

Her bir ağ yapısı için k-epsilon türbülans modeli kullanılmıştır. Normalize edilmiş maksimum akım fonksiyonu değerleri (PSI), türbülans viskozitesi (MUET) değerleri ve sıcaklık (T) değerleri farklı eleman sayıları için Şekil 4.14’de gösterilmiştir. Normalize değerler elde edilirken, her bir ağ yapısı için maksimum değerler ile 56000 (8) eleman sayısına sahip ağ yapısının maksimum değerleri kullanılmıştır. Ağ yapısı-8 için $PSImaks(8)$, $MUETmaks(8)$, $Tmaks(8)$ ifadeleri kullanılmıştır.



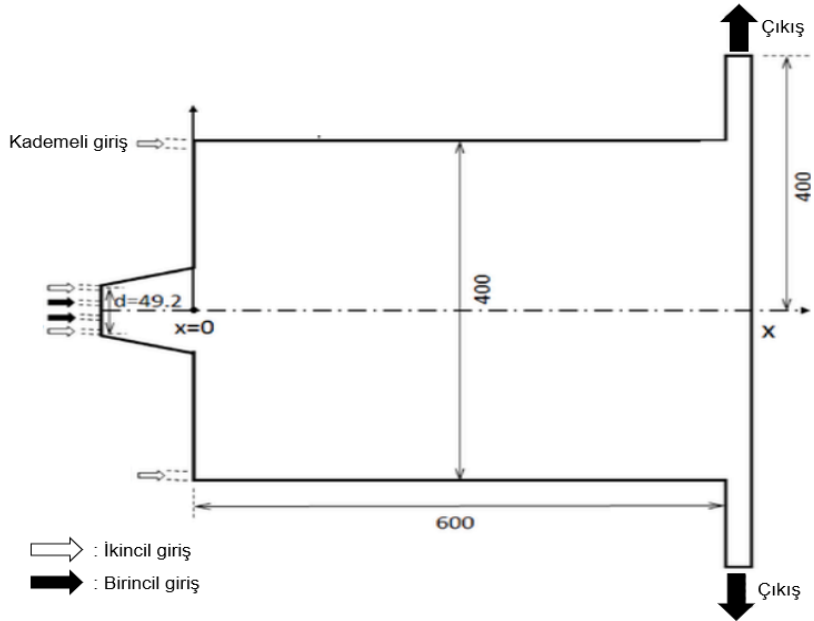
Şekil 4.14 : Normalize edilmiş maksimum akım fonksiyonu, türbülans viskozitesi ve sıcaklık değerlerinin farklı eleman sayılarına göre değişimi [71].

Yapılan bu çalışmamız göz önünde bulundurularak, 100 kW yakıcı için 35000 eleman sayısına mevcut bir ağ yapısı oluşturulmuştur. Oluşturulan ağ yapısı ve sınır koşullarının belirtildiği kazan çizimi Şekil 4.15’de gösterilmiştir.



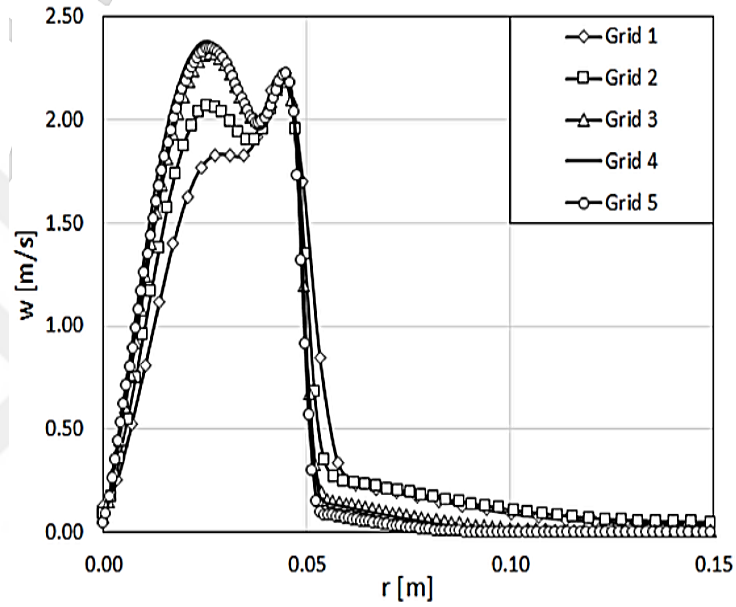
Şekil 4.15 : Ağ yapısı ve sınır koşulları.

40 kW’lık yakıcı içinde üç boyut ağ çalışması yapılmıştır. Biyokütle yanmasının incelendiği bu yakıcının eleman sayısı 1 milyon olup, hekzahedral eleman tipine sahiptir. 40 kW’lık yakıcının çözüm alanı Şekil 4.16’da gösterilmiştir.



Şekil 4.16 : 40kW’lık kazanın çözüm alanı ve giriş çıkış noktalarının gösterimi.

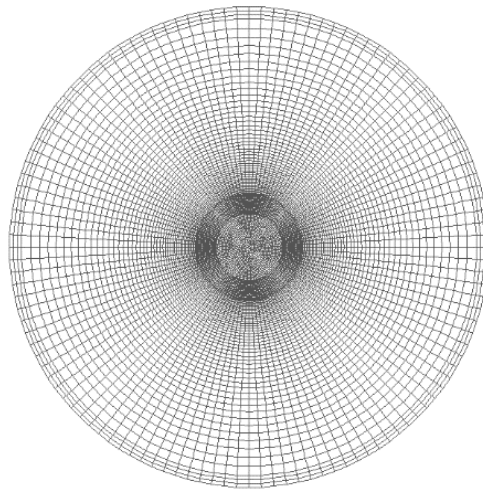
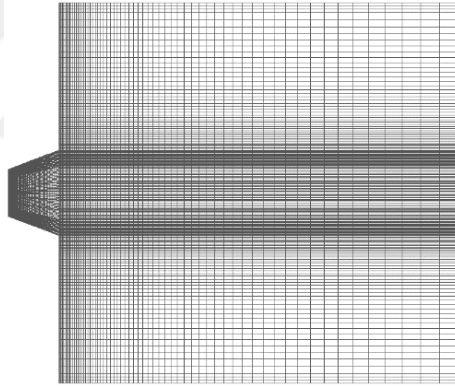
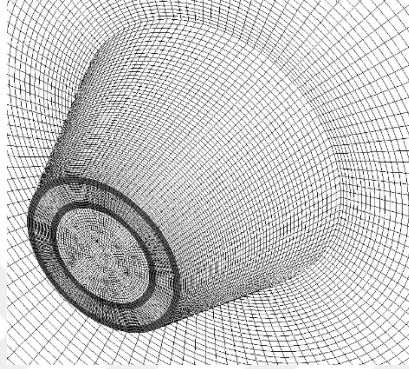
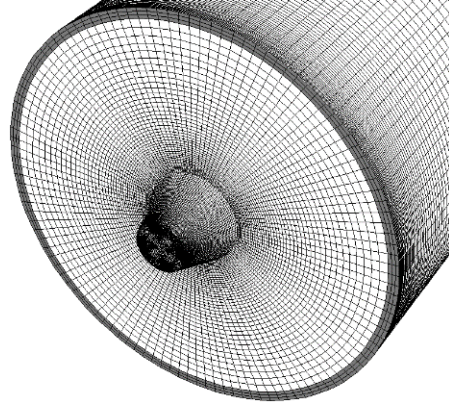
40 kW'lık yakıcı da 100 kW ve 60 kW'lık yakıcılardan farklı olarak üçüncül hava girişi deneysel sistemde bulunmamaktadır. Sayısal çözümde de üçüncül hava girişi yoktur. Ağ yapısı bağımsızlığı çalışması 5 farklı ağ yapısı için yapılmıştır. 3.9×10^5 (1), 5.6×10^5 (2), 7.5×10^5 (3), 1.0×10^6 (4) ve 1.5×10^6 (5) olmak üzere 5 adet ağ çalışması belirlenmiştir. Şekil 4.17'de ağ yapısı bağımsızlığı çalışması gösterilmektedir. $X=0.3d$ seviyesinde radyal olarak döngüsel akışın eleman sayısına göre değişimi vurgulanmaktadır. Bu çalışmaya göre 1 milyon eleman sayısı hesabın doğruluğu açısından kabul edilebilir görülmüştür.



Şekil 4.17 : 3.9×10^5 (1), 5.6×10^5 (2), 7.5×10^5 (3), 1.0×10^6 (4) ve 1.5×10^6 (5) eleman sayılarına göre $x=0.3d$ mesafede, radyal olarak döngüsel hızın değişimi.

Daha önce yapılan başka bir çalışma da 60 kW'lık bir yakıcı kullanılmıştır ve LES araştırılmıştır. Yapılan bu çalışmada da 1 milyon eleman sayısı kullanılmıştır. URANS çalışmasında, LES çalışmasına göre daha az eleman sayısı kabul edilebilir olmasına rağmen ileri de LES çalışması yapılabilirliği göz önünde bulundurularak eleman sayısı 1 milyon olarak seçilmiştir [79].

Seçilen eleman sayısı itibariyle uygulanan ağ yapısı Şekil 4.18'de gösterilmiştir. 1 milyon hekzahedral elemandan oluşmaktadır.



Şekil 4.18 : 40 kW yakıcı 3D hekzahedral ağ yapısı.

4.3 Küçük Ölçekli Yanma Sisteminde Kömür Yanmasının Modellenmesi

4.3.1 Yakıt özellikleri ve parçacık dağılım modeli

RWTH Aachen Isı ve Kütle Geçiş laboratuvarında bulunan deneysel sistemde, kullanılan yakıt, Rhenish linyitleridir. Yakıt, 100 kW gücündeki yakıcı ile oksijenli ortamda yakılmaktadır. Sistem girdileri, yakıtın debi ve sıcaklığı, yanma havasının içeriği, Çizelge 4.2’de gösterilmektedir.

Çizelge 4.2 : Sistem girdileri.

	Kütlesel Debi (kg/h)	O ₂ (hacimsel)	CO ₂ (hacimsel)	Sıcaklık (K)
Kömür	6,5	-	-	-
Birincil akış	17,6	0,19	0,81	313,15
İkincil akış	26,6	0,21	0,79	333,15
Üçüncül akış	1,5	0,21	0,79	333,15
Kademeli akış	54,9	0,21	0,79	1173,15

Yakıtı yapılan elemental ve kısa analizlerin sonuçlarını da Çizelge 4.3’de gösterilmektedir. Kömür yakıtına yapılan analiz sonuçları kullanılarak alt ısı ve üst ısı değer hesaplanmıştır. Alt ısı değer için formülasyon;

$$H_u = \left[33907 \times Y_c + 142324 \times \left(Y_{H_2} - \frac{Y_{O_2}}{8} \right) + 10465 \times Y_s - 2512 \times (Y_{H_2O} + 9 \times Y_{H_2}) \right] \times 10^3 \quad (4.2)$$

Üst ısı değer için formülasyon;

$$H_o = \left[33907 \times Y_c + 142324 \times \left(Y_{H_2} - \frac{Y_{O_2}}{8} \right) + 10465 \times Y_s \right] \times 10^3 \quad (4.3)$$

Şeklinde. H_u ve H_o , sırasıyla alt ısı değer ve üst ısı değer olarak tanımlanmıştır. Bu tanımlaya göre alt ısı değer, $H_u = 25,13$ MJ/kg olarak, üst ısı değer ise $H_o = 26,30$ MJ/kg olarak hesaplanmıştır.

Yakıt için parçacık boyutu dağılımı da deneysel çalışmalarda belirtilmiştir. Hacimsel olarak parçacık boyutuna göre dağılım Çizelge 4.4’de gösterilmiştir.

Çizelge 4.3 : Kısa ve elemental analiz sonuçları.

	Alınan	Kuru	Kuru-Külsüz
Nem	8,40	-	-
Kül	4,10	4,48	-
Uçucu Madde	46,60	50,87	53,26
Çar	40,90	44,65	46,74
Karbon	67,40	73,50	77,03
Hidrojen	4,24	4,63	4,85
Oksijen	14,70	16,05	16,80
Azot	0,86	0,94	0,98
Kükürt	0,30	0,33	0,34

Çizelge 4.4 : Kömür yakıtının parçacık boyut dağılımı.

d (µm)	0,90	1,10	1,30	1,50	1,80	2,20	2,60	3,10
hacimsel %	1,23	1,75	2,21	2,63	3,18	3,84	4,43	5,14
d (µm)	3,70	4,30	5,00	6,00	7,50	9,00	10,50	12,50
hacimsel %	6,00	6,89	8,00	9,74	12,66	15,92	19,44	24,23
d (µm)	15,00	18,00	21,00	25,00	30,00	36,00	43,00	51,00
hacimsel %	30,08	36,70	42,75	49,87	57,40	64,76	71,56	77,76
d (µm)	61,00	73,00	87,00	103,00	123,00			
hacimsel %	84,04	90,13	95,36	98,80	100,00			

Parçacık dağılımı, Fluent programı içinde Rosin Rammler dağılımı ile modellenmiştir. Rosin Rammler dağılım fonksiyonu, toz haline getirilmiş yakıt yanmasında parçacık dağılımını temsil etmek için oldukça yaygın kullanılan bir

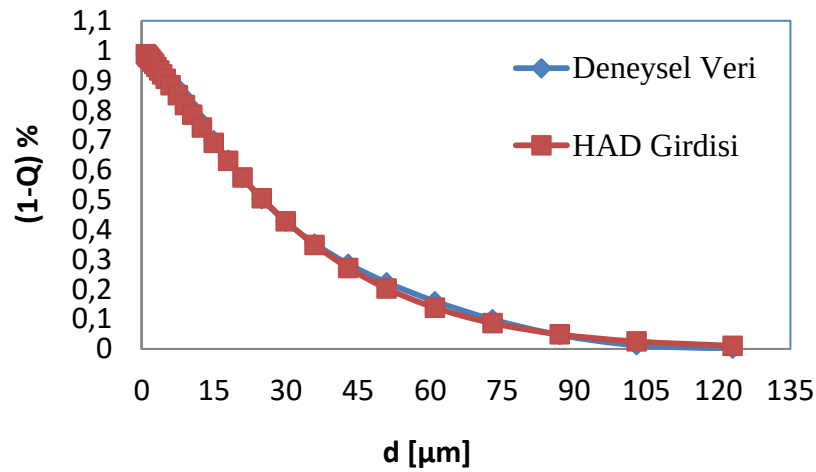
analitik fonksiyondur. Boyut dağılımı Rosin-Rammler tipinde olduğunda, çapı d 'den büyük olan damlacıkların kütle oranı;

$$1 - Q = e^{-(D/X)^q} \quad (4.4)$$

şeklinde ifade edilmektedir. X , boyut sabiti ve q boyut dağılım parametresi olarak bilinmektedir. Parçacık çapı d ve çapı d 'den küçük parçacıkların kütle oranı (Q) arasında üstel bir ilişki olduğunu varsaymaktadır. X değeri, $Q = e^{-1} \approx 0,632$ olan noktanın değeridir. Bu değeri tespit ettikten sonra, q değerini bulabilmek için;

$$q = \frac{\ln(-\ln(1-Q))}{\ln(D/X)} \quad (4.5)$$

İfadesi kullanılmaktadır. Her bir parçacık boyutuna göre ayrı ayrı bir q değeri hesaplandıktan sonra ortalaması alınarak yeni bir q değeri elde edilmektedir. Bu q değeri HAD analizinde kullanılmaktadır. Model girdisi olarak kullanılan bu değere göre, tekrardan kütle oran hesaplanmaktadır. Şekil 4.19'da deneyde kullanılan parçacık dağılımı ve Rosin-Rammler kullanılarak yapılan varsayımsal parçacık dağılımı gösterilmektedir.

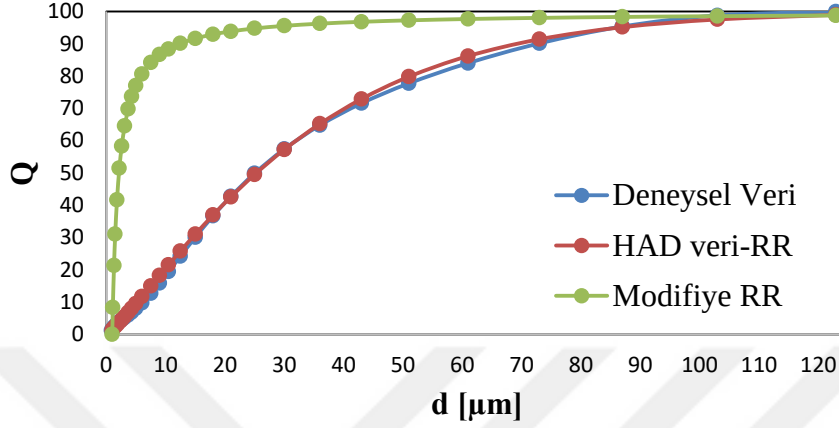


Şekil 4.19: DeneySEL veri ile HAD girdisi verilerinin kıyaslanması.

Yapılan bu hesaba göre $X=34,4 \mu\text{m}$ ve $q=1,19$ olarak belirlenmiştir. DeneySEL parçacık dağılımı ile Rosin-Rammler dağılımı şekilde görüldüğü üzere oldukça yakın bir eğilim göstermektedir. Daha büyük parçacık boyutları için daha uygun olduğu varsayılan modifiye edilmiş Rosin-Rammler dağılımı da Fluent içindeki seçenekler arasındadır. Bu çalışma için onun da uygunluğuna bakılmıştır (Şekil 4.20). Logaritmik Rosin Rammler olarak geçen bu dağılımın, bu parçacık boyutları için uygun olmadığına karar verilmiştir. Modifiye edilmiş yaklaşımda;

$$1 - Q = \exp\left(-\frac{\ln D}{\ln x}\right)^q \quad (4.6)$$

şeklinde ifade edilmektedir. Bu yaklaşım Rizkand ve Lefebvre [72] tarafından bulunmuş olup, büyük parçacık boyutları için geçerlidir [73].



Şekil 4.20: Modifiye RR parçacık dağılımının deneysel veri ve RR dağılımı ile kıyaslanması.

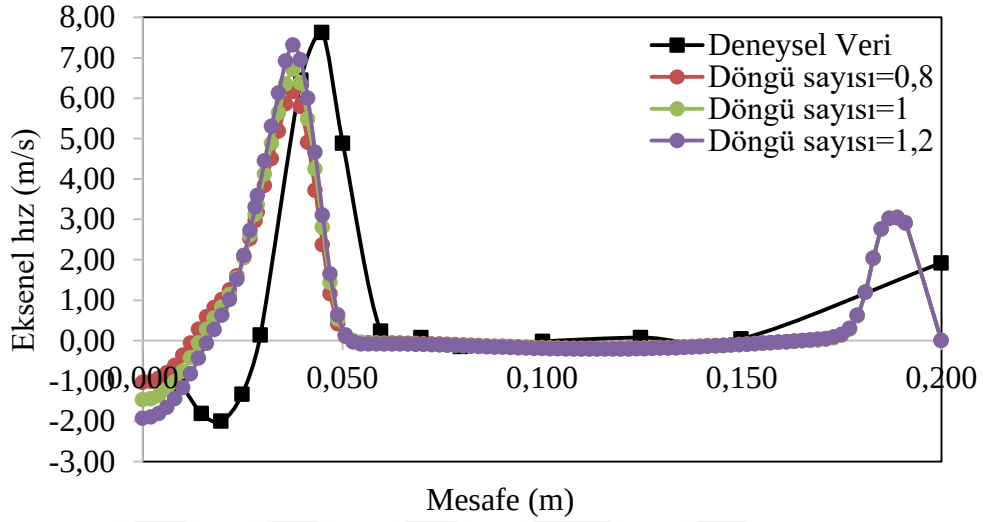
4.3.2 Türbülans modeli

100 kW'lık yanma sisteminde, yakıt birincil hava kısmından gönderilmektedir. İkincil girişten gönderilen hava döngüsel olarak gönderilmektedir. Döngü sayısı, teğetsel hızın aksenal hıza oranı olarak açıklanmaktadır.

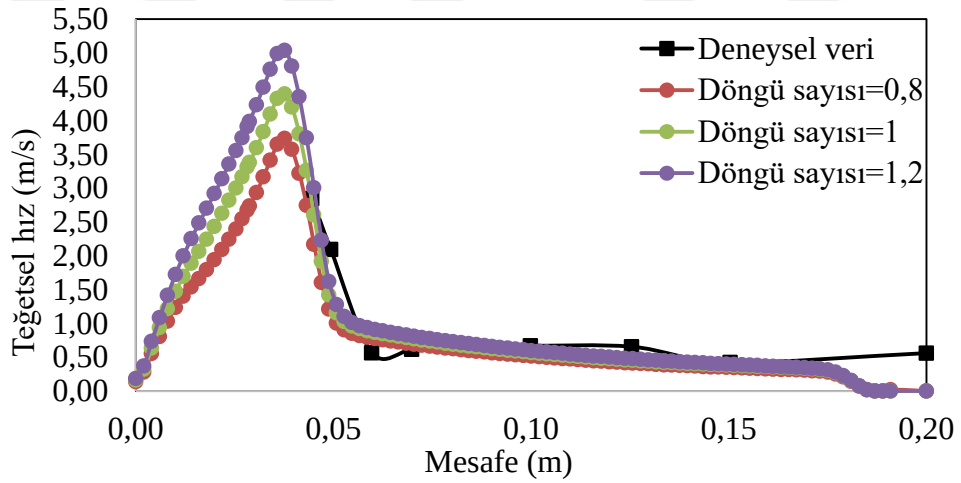
$$S = \frac{\int_0^R \rho u w r^2 dr}{R_{in} \int_0^R \rho u^2 r dr} \quad (4.7)$$

Denklem 4.7'de görüldüğü şekilde döngü sayısı hesaplanmaktadır. Döngü sayısı çalışmasında; 0,8, 1 ve 1,2 olarak değerler kullanılmıştır. Döngü sayısının, hız ve sıcaklığa olan etkisine bakılmıştır. Tüm yakıt ve hava girişlerindeki, kütleli debi değerleri ve sıcaklıklar aynı değerler olacak şekilde modelleme yapılmıştır. Türbülans modeli hesaplama süresinden kazanç sağlanmak istendiğinden, standart k-epsilon olarak seçilerek hesaplama yapılmıştır. Kullanılan döngü sayısı ile deneysel veriler kıyaslanmıştır. Şekil 4.21 (a)'da teğetsel hız değerleri ve Şekil 4.21 (b)'de aksenal hız değerleri görülmektedir. Aynı zamanda aksenal hız profilleri de Şekil 4.22'da gösterilmektedir. Aksenal ve teğetsel hız verileri, x=0,025 m seviyesinden alınmıştır. Döngü sayısı=1,2, en yüksek aksenal hız noktasına sahip iken döngü sayısı = 0,8, en düşük hız değerine sahiptir. Tüm döngü sayılarında en yüksek hız noktası yaklaşık olarak 0,04 m radyal mesafede oluşmaktadır. Döngü sayısı arttıkça,

eksenel hız yükselir, radyal genişlik daralır. Teğetsel hız ise döngü sayısı arttıkça en yüksek negatif hız değerine ulaşır. Bu devir daim bölgesinin artması anlamına da gelmektedir. Şekil 4.22’da profillere bakacak olursak, iç kısımda oluşan devir daim bölgesi, döngü sayısı arttıkça artmıştır. Dış kısımda oluşan devir daim bölgesi de döngü sayısı arttıkça çok az miktarda azaldığı gözlemlenmiştir.



(a)

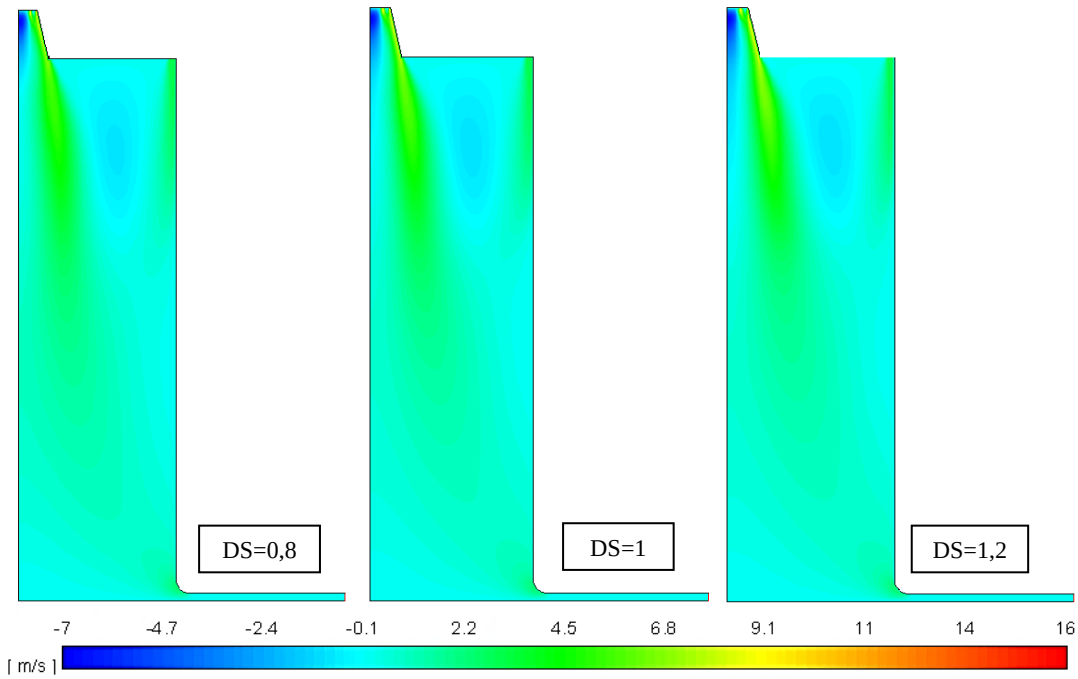


(b)

Şekil 4.21: Deneysel verilerin farklı döngü sayısına göre eksenel hız, m/s (a) ve teğetsel hız m/s (b) ile karşılaştırılması.

İç kısımda oluşan devir daim bölgesi, alevin şeklini de etkilemektedir. Yüksek devir daim bölgesi, oluşan alevi daha kısa ve geniş bir bölgeye yayılmasına neden olmaktadır. Yüksek devir daim bölgesinde aynı zamanda alev daha stabil halde olmaktadır. RANS yaklaşımı türbülanslı gaz akışını modelleme için

kullanılmaktadır. Türbülans modellenmesinde 5 farklı türbülans modeli kullanılmıştır. Vizkoziteye dayalı modellerden, standard k-e, reliable k-e, sst k-w, rng k-e ve diferansiyel Reynolds stres modeli (RSM) kullanılmıştır. Modelleme çalışmasında, HAD programı olarak Ansys Fluent 18 kullanılmıştır. Hız-basınç eşleştirilmesi için Coupled kullanılarak modellemeler tamamlanmıştır. Basınç için ikinci dereceden interpolasyon kullanılmıştır. Tüm taşınım denklemlerinin ayrıklaştırılması için ikinci dereceden model kullanılmıştır. Gradyan hesaplama tekniği olarak “least squares cell based” seçilmiştir. Monitor kısmında, yakınsamaya karar vermek için, süreklilik denklemlerinin 10^{-3} ve enerji denkleminin ise 10^{-6} olması sağlanmıştır. 3 farklı seviyeden alınan ölçümler ile modelleme çalışmalarının sonuçları eksenel ve teğetsel hız olarak Şekil 4.23 ve 4.24’de gösterilmiştir. Sıcaklık ise Şekil 4.25’de gösterilmiştir.

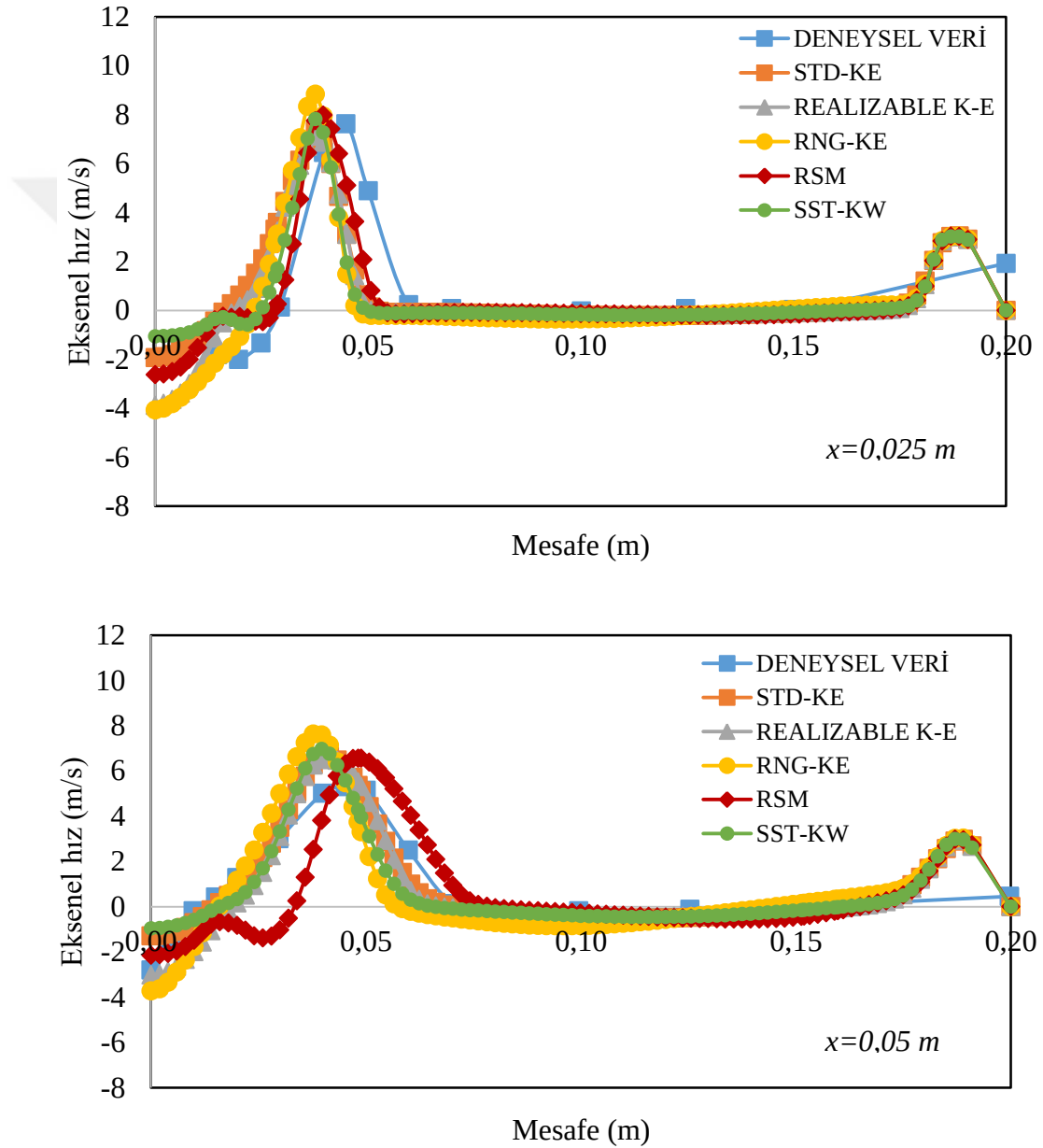


Şekil 4.22: Eksenel hız profilleri (DS=0,8, 1 ve 1,2 için).

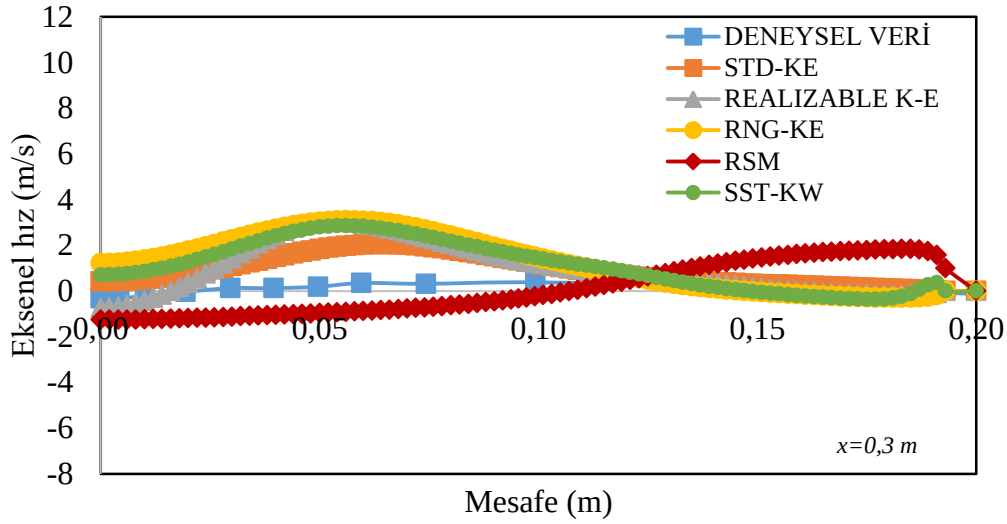
Eksenel ve teğetsel hızlar (m/s), eksenel 0,025m, 0,05m ve 0,3m’de hesaplanan değerlerin, radyal mesafe boyunca değişimi gösterilmiştir. Eksenel hız profillerine bakarsak, iç devir daim bölgesinde negatif hızlar gözlemlenmiştir. 0-0,03 m radyal mesafede negatif hızların olması, döngüsel stabilize olmuş alevler için tipiktir. Dış devir daim bölgesi yaklaşık radyal olarak 0,10 ile 0,15 m arasında oluşmaktadır. Her iki devir daim bölgesi arasında, yüksek eksenel hızlara sahip ileri akış bölgesi gözlemlenebilir. Tüm türbülans modellerinde görüleceği üzere tam olarak doğru

tahmin eden model yoktur, yaklaşık olarak deneysel sonuçlarla benzerlik göstermektedirler. İleri akışın pik hızının en yüksek değeri aksenal olarak $x = 0,025$ m seviyesinde gözlemlenmektedir. İleri akışın aksenal en yüksek hız değeri, en yakın RSM modeli ile tahmin edilmiştir. Deneysel çalışmada, $r = 0,045$ m’de pik değer görülürken, RSM modelinde $r = 0,039$ m’de pik değer görülmüştür. Diğer türbülans modelleri ise radyal olarak daha erken pik değeri vermişlerdir.

Eksenel hız;

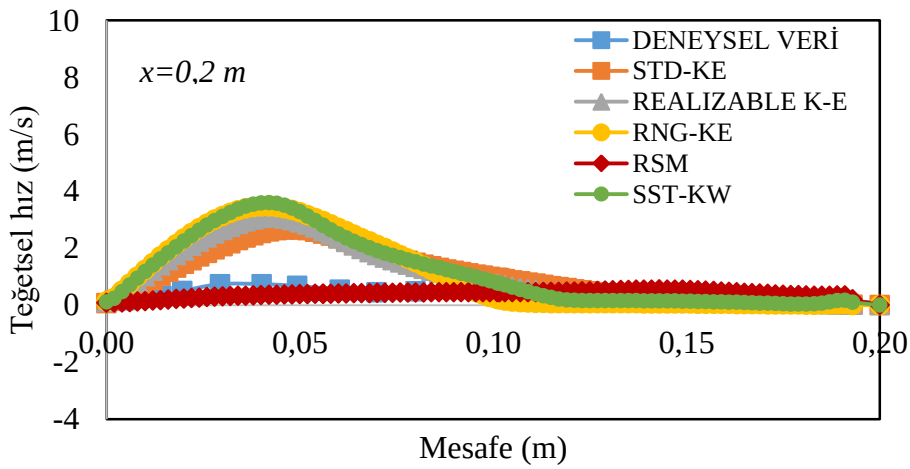
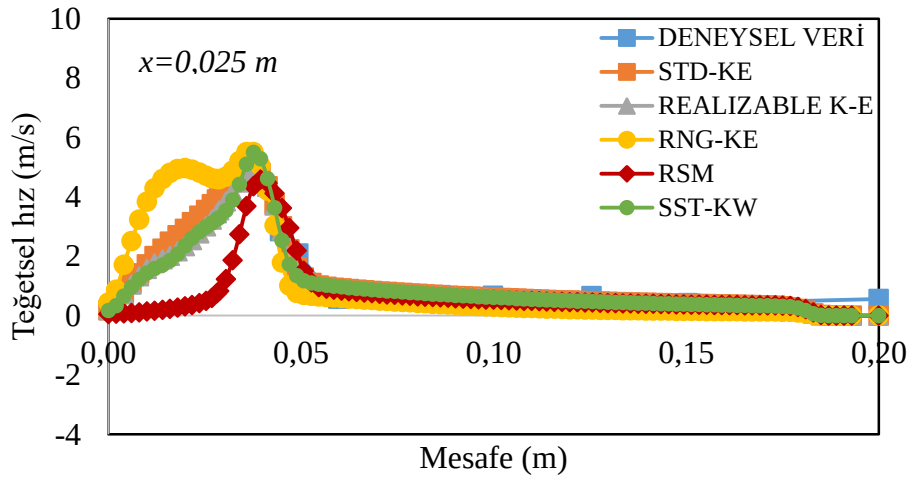


Şekil 4.23: $x=0,025$ m, $x=0,05$ m ve $x=0,3$ m ölçüm seviyelerinde hesaplanan aksenal hız değerleri ve deneysel veri ile karşılaştırılması.

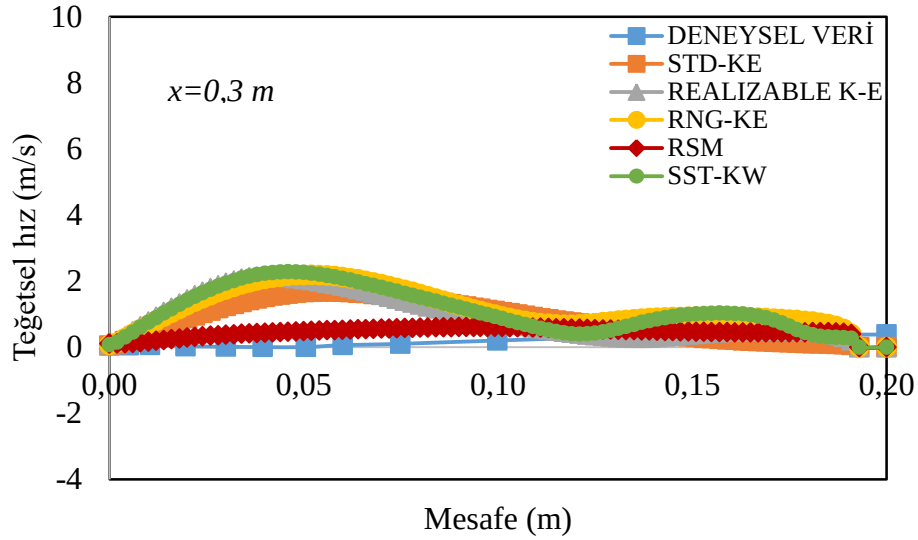


Şekil 4.23 (devamı): $x=0,025\text{ m}$, $x=0,05\text{ m}$ ve $x=0,3\text{ m}$ ölçüm seviyelerinde hesaplanan eksenel hız değerleri ve deneysel veri ile karşılaştırılması.

Teğetsel hız;



Şekil 4.24: $x=0,025\text{ m}$, $x=0,2\text{ m}$ ve $x=0,3\text{ m}$ ölçüm seviyelerinde hesaplanan teğetsel hız değerleri ve deneysel veri ile karşılaştırılması.



Şekil 4.24 (devamı): $x=0,025$ m, $x=0,2$ m ve $x=0,3$ m ölçüm seviyelerinde hesaplanan teğetsel hız değerleri ve deneysel veri ile karşılaştırılması.

Pik hızın değerine bakacak olursa, deneysel sistemde 7,62 m/s olarak ölçülürken RSM modelinde ise 7,98 m/s olarak ölçülmüştür. Pik hızı RSM modeli yaklaşık %4,7'lik hata payı ile tahmin etmiştir. $X = 0,025$ m seviyesinde, deneysel verilerin başlangıcında tahmin edilemeyen $r = 0 - 0,01$ m arasında bir kısım mevcuttur. Bu kısımda kazanın merkezindeki hız mertebeleri bilinmemektedir. Radyal, 0,016 ile 0,028 m arasındaki negatif hız eğilimi, RSM ve SST k-w tarafından tahmin edilmiştir. 0,028 m'de RSM modeli, deneysel veri ile aynı değeri hesaplamaktadır. Dış duvar bölgesinde, hiçbir model, deneysel veri ile benzer sonuçlara sahip değildir. Tez kapsamında yapılan bir diğer çalışmaya [71], 60 kW'lık yakıcı kullanarak hava ortamında yapılan yanmanın modellenmesine bakacak olursak, RSM dış duvara yakın en doğru sonuç veren türbülans modeli olarak belirtilmektedir. Eksenel 0,05 m seviyesinde, merkezde oluşan negatif hız, RSM, Realizable k-e ve standard k-e tarafından yaklaşık olarak benzer hesaplanmıştır. RSM dışındaki tüm türbülans modelleri, $r = 0,03$ m'ye kadar deneysel verilere yakın sonuçlar vermiştir. Bu seviyede, pik değeri, deneysel çalışmalarda 0,045 m radyal seviyede oluşurken en yakın tahmin eden RSM modelinde 0,040 m radyal seviyede hesaplanmıştır. Pik hız değeri, 5,3 m/s iken RSM modelinde 6,9 m/s olarak hesaplanmıştır. Diğer türbülans modellerinde pik değerleri daha fazla hesaplanmıştır. Radyal 0,08 m ile 0,10 m arasında deneysel veri ile RNG-ke modeli dışındaki tüm modeller yaklaşık değerler hesaplamıştır. Eksenel 0,3 m seviyesinde ise deneysel çalışmadaki hızlar -0,2 m/s ile 0,3 m/s arasında değişmektedir. Radyal 0,12 m'ye kadar RSM modeli en yakın

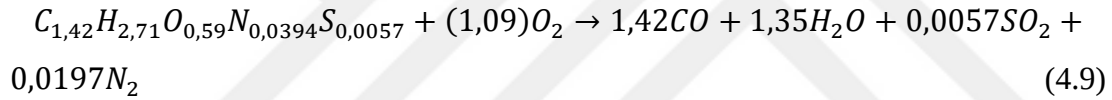
değerleri hesaplarken, 0,12m ile 0,20m arasını diğer türbülans değerleri yakın hesaplamıştır. Teğetsel hızlara bakacak olursak, eksenel $x = 0,025$ m’de radyal $r < 0,045$ m mesafede deneysel veri yoktur. Fakat $r > 0,045$ m mesafesinden sonra olan deneysel veri ile modelleri kıyaslırsak, tüm modellerin deneysel verilere yakın değerler hesapladığı görülmektedir. $X = 0,02$ m ve $0,03$ m seviyelerinde ise RSM modelinin deneysel verilere en yakın hesaplamayı gerçekleştirdiği görülmektedir.

4.3.3 Yanma modeli

Yanma modeli için Finite rate/Eddy dissipation modeli kullanılmıştır. Reaksiyon hızının kontrolü, kinetik hız ile türbülanslı karışım hızının hangisi küçükse ona göre belirlenir. Modelleme de homojen ve heterojen reaksiyonlar vardır. Bunlar;



Elemental ve kısa analize göre a,b,c,d,e değerleri hesaplanmaktadır. Modelde oluşturulan homojen denklemler;



şeklinde. Denklemlerin kinetik hız oranları ve aktivasyon enerjileri Çizelge 4.5’de gösterilmiştir.

Uçucu madde ve hafif gazlar, devolatilitasyon işlemi sırasında parçacıktan salınır ve karbonca zenginleştirilmiş ve eser miktarda kükürt, azot ve çar olarak adlandırılan mineral madde içeren kalıntı elde edilir. Çar tüketimi, kömür parçacığının yüzeyindeki heterojen oksidasyon ve gazlaştırma reaksiyonları ile gerçekleşmektedir. Bu heterojen reaksiyonları;



olarak sıralayabiliriz. Bu heterojen reaksiyonlar kinetik hız oranları ile birlikte modele uygulanır. Bu kinetik parametreler de Çizelge 4.6’da gösterilmektedir.

Devolatilizasyon modeli, tek oran olarak kabul edilmiştir. Kömür parçacık yanma modeli de kinetik/difüzyon limitli hız modeli kullanılmıştır. Bu parametreler de Çizelge 4.7’de gösterilmektedir.

Çizelge 4. 5: Homojen reaksiyonların kinetik hız oranları ve aktivasyon enerjileri.

Denklem	Üstel Faktör	Aktivasyon Enerjisi
4.9	1,6e+06	5,065e+07
4.10	5,42e+09	1,26e+08
4.11	1e+15	1e+08

Bunun yanı sıra ışıınım ile olan ısı geçişi P1 modeli kullanılarak modellenmiştir. Yakıcının yayma oranı 0,2, kazan duvarlarının 0,7 olarak varsayılmıştır. Parçacık “scattering factor” 0,8, yayma katsayısı da 0,9 olarak alınmıştır. Bu değerler Toporov ve arkadaşlarının [69] yaptığı çalışmadan alınmıştır.

Çizelge 4.6: Heterojen reaksiyonların kinetik hız oranları ve aktivasyon enerjileri.

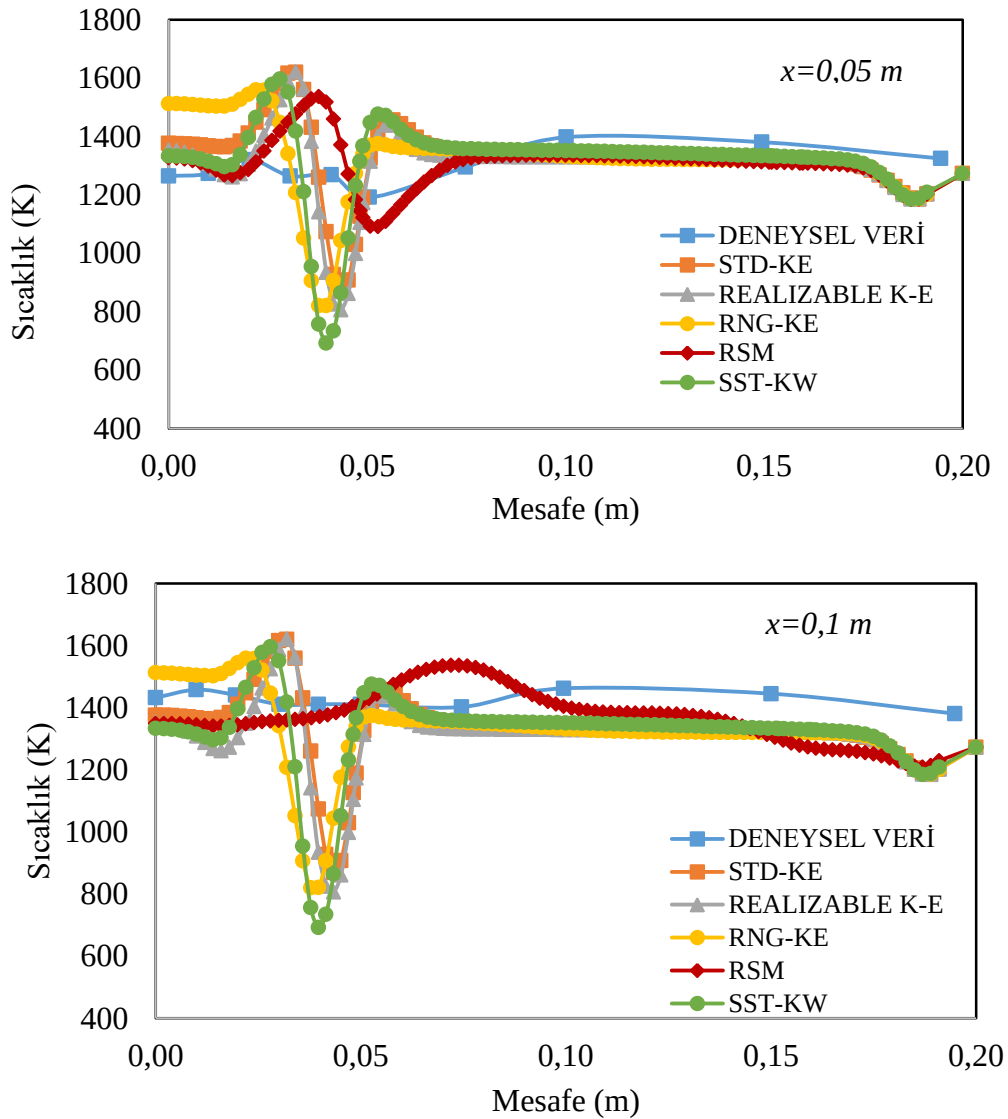
Denklem	Üstel Faktör	Aktivasyon Enerjisi
4.12	0,005	7,4e+07
4.13	0,006351	1,62e+08
4.14	0,00192	1,47e+08

Çizelge 4.7: Kömür parçacığının devolatilizasyon modeli ve yanma modeli kinetik parametreleri.

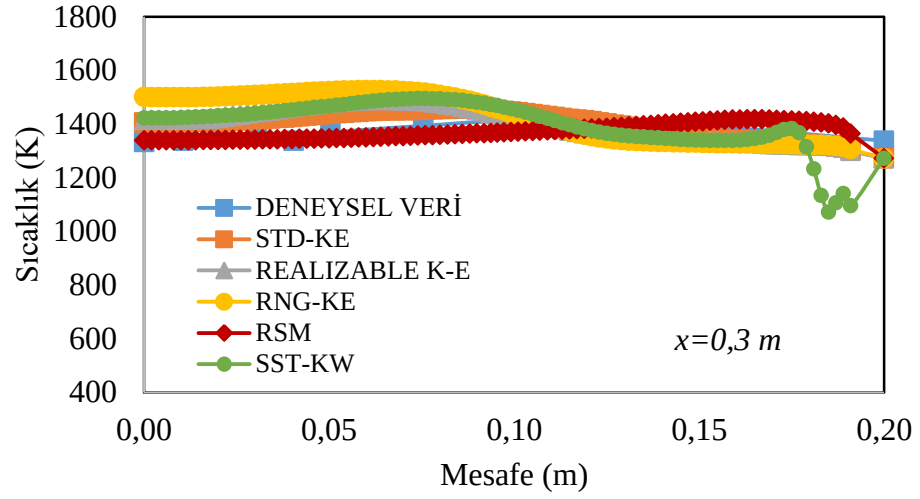
	A [s-1]	E [kJ/mol]
Devolatilizasyon (single rate)	2x10 ⁵	49
Parçacık yanma modeli (kinetic-diffusion limited)	0,002	79,4

Eksenel 0,05 m seviyesinde, radyal 0-0,04 m mesafede yanma gerçekleşmektedir ve bu bölgede sıcaklık değeri artmaktadır (Şekil 4.25). En yüksek 1273K değeri deneysel çalışmada bulunmuştur. Yapılan model çalışmasında, RSM türbülans modeli deneysel çalışmalara en yakın sonucu vermiştir. Bu bölgede, RSM ile en yüksek sıcaklık değeri 1500K olarak hesaplanmıştır. Deneysel veriyi fazla bir şekilde hesaplamış olmasına rağmen, diğer türbülans modellerine göre daha iyi tahmin etmiştir. Radyal 0,045 m mesafede, yakıcıdan tekrar hava gönderildiğinden sıcaklık düşmüştür ve yoğun yanma 0,05 ile 0,075 m arasında gerçekleşmektedir. Bu durum, eksenel $x = 0,1$ m’de daha net görülmektedir.

Sıcaklık;

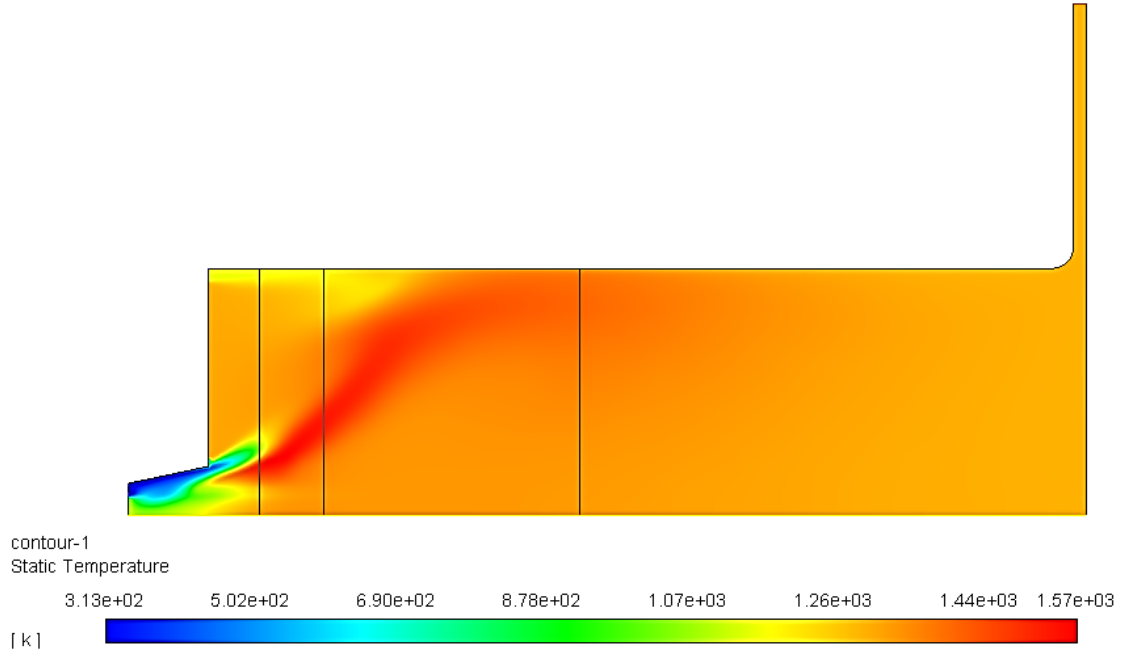


Şekil 4.25: $x=0,05$ m, $x=0,1$ m ve $x=0,3$ m ölçüm seviyelerinde hesaplanan sıcaklık değerleri ve deneysel veri ile karşılaştırılması.



Şekil 4.25 (devamı): $x=0,05$ m, $x=0,1$ m ve $x=0,3$ m ölçüm seviyelerinde hesaplanan sıcaklık değerleri ve deneysel veri ile karşılaştırılması.

Eksenel $x=0,3$ m’de sıcaklık dağılımı tüm radyal seviyelerde homojen bir şekilde dağılmıştır. Bu durum, türbülans modelleri tarafından yaklaşık olarak yakın hesaplanmıştır, fakat RSM modeli ile aradaki hata farkı diğerlerine göre daha azdır. RSM’de, deneyel çalışmayla, radyal 0,05m mesafeye kadar aynı sıcaklık değerleri hesaplanmıştır. Diğer radyal mesafelerde ise en fazla %5 hata ile sıcaklıklar hesaplanmıştır. Şekil 4.26’de RSM için sıcaklık profili gösterilmiştir.



Şekil 4.26: RSM türbülans modeli kullanılarak hesaplanan sıcaklık profili.

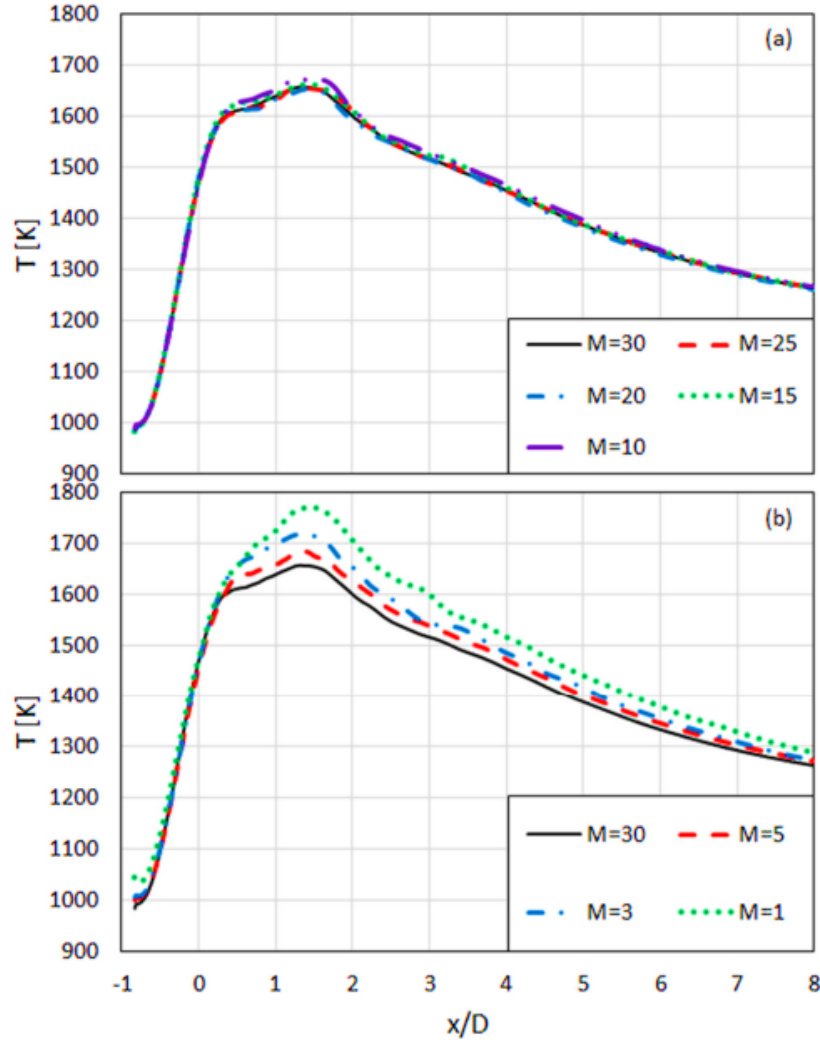
Reaksiyon bölgesinin çevrelediği soğuk karışım, yakıcının dış kenarından fırına doğru uzandığı görülmektedir. Girdap tarafından üretilen merkezkaç kuvveti alanının etkisi altında, akışın yönü, yakıcıdan uzaklaştıkça daha eksenel bir yönelim alan yakıcı çıkışında radyal bir bileşene sahiptir. Soğuk karışımın ileri akışı, yüksek sıcaklıktaki bölgelerle çevrilidir. Merkezi kısımda, yanma reaksiyonları ve devir daim yapan sıcak gazlar nedeniyle sıcaklıklar yüksektir. Dış yüksek sıcaklık, kademeli havadan etkilenmektedir. Dıştan gönderilen hava, tam yanmayı sağlamak için karıştırma bölgesinde yanma reaksiyonlarının bölgesel olarak yoğunlaşmasına neden olmaktadır. Şekil 4.26’de aynı zamanda üç seviyenin kazan içindeki yerleri verilmiştir.

4.3.4 Parçacık fazının çözünürlüğü

4.3.4.1 Türbülanslı parçacık dağılım

Türbülanslı parçacık dağılımı, bu çalışma da ve diğer çalışmalarımızda [71, 74-75], ayrık rastgele yürüyüş modeli (discrete random walk model) ile modellenmiştir. Aynı kazan geometrisi fakat farklı güçteki yakıcı kullanarak yapılan çalışmamızda [71], parçacık fazı çözünürlüğü araştırması yapılmıştır. Bu bölümde, 60 kW gücündeki yakıcı ile yapılan modellemenin sonuçları paylaşılacaktır. Rastgelelik nedeniyle temsili ortalama değerleri elde etmek için yeterince fazla sayıda rastgele denemeler hesaplanması gerekmektedir. Deneme sayısı (M), hesaplama maliyetleri üzerinde doğrudan bir etkiye sahiptir. Bu nedenle, yeterli doğruluğu sağlamak için optimal bir değer bulmak ilgi çekici olmaktadır. Bu bölümde sonuçlar üzerindeki etkileri araştırmak için farklı deneme değerleri kullanılarak bir çalışma gerçekleştirilmiştir. 60 kW kazandan alınan deneysel veriler ile herhangi bir karşılaştırma yapılmamıştır. Daha çok değişen M değeri ile sayısal çözümün kendi içindeki kıyaslanması yapılmıştır. Bu çalışma da daha hızlı yakınsama sağladığı için standart k-epsilon modeli kullanılmıştır. Diğer türbülans modellerine de uyarlanabilir. Tüm çalışmalarda parçacık boyut dağılımı aynıdır. 60 kW yakıcı kullanılan parçacık sınıfı (N) 18’dir. Dikkate alınan deneme sayısı M, 30, 25, 20, 15, 10, 5, 3 ve 1 olarak belirlenmiştir. Anlaşılır olması için, değişen M ile fırın ekseni boyunca olan sıcak değişimi tartışılmıştır. 8 adet M değeri için sıcaklık eğrileri Şekil 4.27’de gösterilmiştir. M = 30, 25, 20, 15 için sonuçların neredeyse aynı olduğu ve M = 10 değerinin yalnızca minimum bir fark gösterdiği görülebilir. Bu, doğrulama da

kullanılan $M = 20$ değerin kesinlikle yeterince yüksek olduğunu doğrular. $M = 1, 3$ için $M = 30$ 'a göre daha büyük farklar görülebilir. $M = 30$ ile $M = 5$ arasında fark daha azdır. Daha ölçülebilir bir sonuç için, sonuçlar ortalama yüzde hata sapmaları ile karşılaştırılmıştır.



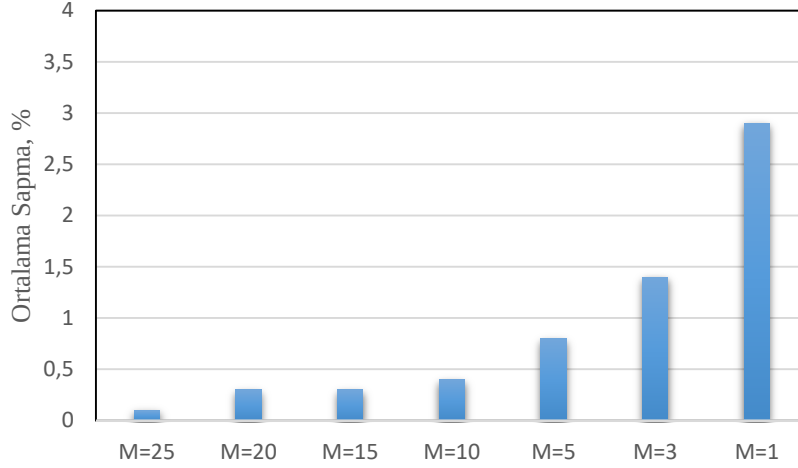
Şekil 4.27: Değişken M değerleri ile fırın eksenı boyunca sıcaklık tahminin değişimi.

Farklı M için ortalama yüzde sapması;

$$X_M = 100 \times \left(\frac{1}{L} \right) \int \left(\frac{|T_{30(x)} - T_{M(x)}|}{T_{30(x)}} \right) dx \quad (4.15)$$

Kullanılarak hesaplanmıştır. L değeri $x = 6D$ ($D = 64$ mm) olarak alınmıştır. $6D$ seviyesinden sonraki değişimler dikkate alınmamıştır.

M değerleri arasındaki farkın daha anlamlı olabilmesi için, ortalama sonuçların yüzde olarak sapması gösterilmiştir (Şekil 4.28).



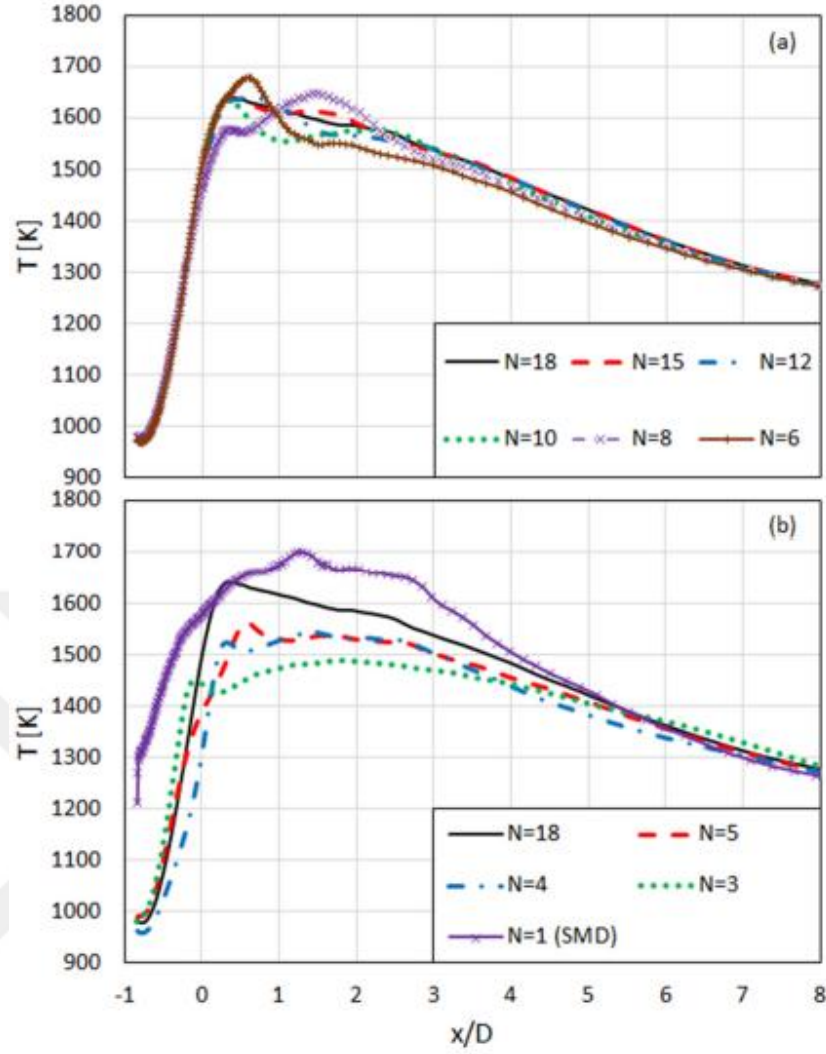
Şekil 4.28: M değerlerinin ortalama sapma değerlerinin M=30 ile kıyaslanması.

Yüzde olarak ortalama sapmanın 1'in altında olan değerler için doğru hesaplama yapıldığı varsayılırsa, M=5 değeri optimum bir değer olarak vurgulanabilir.

4.3.4.2 Parçacık dağılımının çözünürlüğü

Parçacık boyutunun sınıflandırılması (N), hesaplama maliyetlerine doğrudan etki ettiği için optimum bir değer bulmak gerekmektedir. Bu bölümde, N değerinin çözüme olan etkisi araştırılmıştır. Bu çalışma da 60kW gücünde kazan için yapılmıştır. Modelleme de hızlı yakınsama gerçekleştirdiği için standart k-epsilon kullanılmıştır. N = 18 değeri deneysel çalışma da kullanılan değer olduğu için en yüksek değer olarak kullanılmıştır. Tüm hesaplamalarda, deneme sayısı, türbülanslı parçacık sayısı için M = 20 olarak alınmıştır. 10 adet N değeri belirlenmiştir. Belirlenen değerleri, N = 18, 15, 12, 10, 8, 6, 5, 4, 3 ve 1 olarak sıralayabiliriz.

Değişen N değerlerine karşılık kazan eksenli boyunca oluşan sıcaklık değişimleri Şekil 4.29'de gösterilmiştir. Tüm N değerleri, en yüksek değer olan N = 18 ile kıyaslanmıştır. Sonuçların boyut sınıflarının sayısına duyarlı olduğu ve N = 18 çözümünden sapmaların N azaldıkça arttığı görülmektedir. N = 15 ve 12 değerlerinin, N = 18 çözümüne çok yakın sonuçlar verdiği görülmektedir. N = 10, 8 ve 6 değerleri için orta düzeyde sapmalar meydana gelmektedir. N değerinin 6'dan düşük olduğu değerlerde, sapmaların arttığı gözlemlenmektedir. Daha ölçülebilir sonuçlar paylaşmak için, N = 18 değerine göre diğer belirlenen sınıf sayılarının yüzde standart sapması hesaplanmıştır.



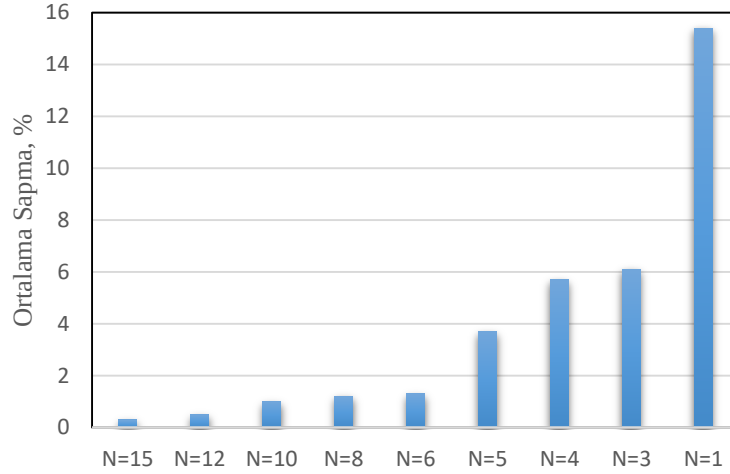
Şekil 4.29: Değişken N değerleri ile fırın eksenı boyunca sıcaklık tahminin değişimi.

Farklı N için ortalama yüzde sapması;

$$X_N = 100 \times \left(\frac{1}{L} \right) \int \left(\frac{|T_{18(x)} - T_{N(x)}|}{T_{18(x)}} \right) dx \quad (4.16)$$

L değeri $x = 6D$ ($D = 64$ mm) olarak alınmıştır. $6D$ seviyesinden sonraki değişimler dikkate alınmamıştır. Ortalama sonuçların yüzde sapması Şekil 4.30'da gösterilmiştir.

N değerinin 6'den büyük olduğunda doğru hesap yapma olasılığı daha yüksek olduğu görülmektedir. 6 ile 10 arasında değerlerde %1'den daha fazla sapmalar olduğu görülmüştür. 12 ve 15 değerlerinde ise %1'den az sapma hesaplanmıştır. Sonuç olarak, $N = 12$ ideal parçacık boyutu sınıfı değeridir.



Şekil 4.30: N değerlerinin ortalama sapma değerlerinin N=18 ile kıyaslanması.

4.4 Küçük Ölçekli Yanma Sisteminde Biyokütle Yanmasının Modellenmesi

Biyokütle yanması, 40 kW'lık yakıcı kullanılarak modellenmiştir. Deneysel olarak biyokütle için bu güçteki bir yakıcı kullanıldığından ve deneysel verileri olduğundan, aynı zamanda bu deneylere fiziken katkı sağlanmasından dolayı biyokütle modellenmesi için tercih edilmiştir. Sistem girdileri Çizelge 4.8'de gösterilmiştir. 40 kW'lık yakıcının diğer yakıcılara kıyasla farkı, üçüncül bir hava girdisinin bulunmamasıdır.

Modelleme için Euler-Euler modeli uygulanmıştır. İki fazlı akışın modellenmesi söz konusu olduğunda, gaz ve katı fazlar, ikisi de Eulerian referans çerçevesinde tanımlanan, içi içe geçen sürekli fazlar olarak ele alınır. Fazların dinamik ve termal dengede olduğu varsayılmaktadır. Böylece parçacık fazının karışımın bir bileşeni olarak görüldüğü tek bir momentum ve enerji taşıma denklemi seti çözülür. Özgül ısı kapasitesi, moleküler termal iletkenlik ve moleküler viskozite gibi karışımın malzeme özelliklerinin sıcaklığa bağımlılığı 4.dereceden polinomlarla dikkate alınır. Malzeme özelliklerinin hesaplanmasında, ortalama sıcaklık kullanılarak türbülans etkileşimi ihmal edilir ve sıcaklık dalgalanmalarının etkisi göz ardı edilir. Benzer şekilde, radyatif denklemin sıcaklığa bağlı kaynak teriminin yanısıra piroliz ve kömür oksidasyon oranlarının hesaplanmasında türbülans dalgalanmaları ihmal edilmiştir. Işınım modeli olarak P1 yöntemi kullanılmıştır.

Problemin geometrisi ve sınır koşulları eksenel simetriktir. Bu da yakınsanmış, zaman ortalamalı hesaplamaların sadece eksenel simetrik olabileceği anlamına gelir ki

bu da 2 boyutlu eksenel simetrik bir alanda RANS hesaplamasının yeterli olabileceğini ifade eder. Bununla birlikte önceki çalışmalarda tutarlı yapıların kararsızlığının RANS ile yeterince temsil edilemeyeceğini ve URANS (veya daha ince bir çözünürlük) gibi kararsız bir yaklaşım gerektirdiğini göstermektedir. Bu nedenle, bir URANS formülasyonu benimsenmiştir. Tutarlı yapıların kararsızlığı üç boyutlulukla yakından ilişkili olduğundan, bu çalışmada çözüm alanı da üç boyutlu olarak tanımlanmıştır.

Çizelge 4.8: Sistem girdileri.

Parametre		C	B
Yakıt tipi		Kömür	Biyokütle
Kütleli Debi-Birincil Giriş	[kg/h]	6.7	7.0
Birincil gaz akışı hacimsel debi	[m ³ /h]	9.4	9.4
O ₂ /CO ₂ Birincil gaz akışı oran	[vol%]	24.4/75.6	24.4/75.6
Birincil gaz akışı sıcaklık	[°C]	25	25
İkincil gaz akışı hacimsel debi	[m ³ /h]	8.8	8.5
O ₂ /CO ₂ ikincil gaz akışı oran	[vol%]	27/73	27/73
İkincil gaz akışı sıcaklık	[°C]	40	40
Kademeli gaz akışı hacimsel debi	[m ³ /h]	23.1	22.7
O ₂ /CO ₂ kademeli gaz akışı oran	[vol%]	27/73	27/73
Kademeli gaz akışı sıcaklık	[°C]	900	900

Süreklilik ve momentum denklemlerinin birleşimi için “Coupled” çözücü kullanılmıştır. Uzamsal ayrıklaştırma için, tüm denklemler ikinci dereceden bir yaklaşım kullanılır. “under-relaxation factor” için hız ve basınç için 0,75, k ve epsilon için 0,8, Reynolds gerilmeler için 0,5 kullanılırken geri kalan değişkenlere değiştirilmemiştir. Her zaman adımında yakınsama kriteri için eşik değerler, 10⁻³ ve 10⁻⁶ değeri belirlenmiştir.

Döngüsel akış, ikincil gaz akışı ile sağlanmaktadır. Geometrik döngüsel akış 0,958 olarak belirtilmiştir. Bu çalışmada, pülverize katı yakıtlar kullanılmıştır. Yakıtların kısa ve elemental analizleri Çizelge 4.9’da gösterilmektedir.

Çizelge 4.9: Yakıtların kısa ve elemental analizleri.

Yakıt		Kömür (C)		Biyokütle (B)	
Birleşen		AR	DAF	AR	DAF
Karbon	[w-%]	58.21	68.20	55.15	57.69
Hidrojen	[w-%]	4.00	4.69	5.52	5.77
Oksijen	[w-%]	21.94	25.71	34.65	36.24
Azot	[w-%]	0.83	0.97	0.25	0.26
Kükürt	[w-%]	0.37	0.43	0.03	0.04
Nem	[w-%]	9.13	-	2.26	-
Uçucu	[%]	44.99	52.71	68.71	71.84

Biyokütle kimyasal analizine göre alt ısı değeri ve üst ısı değeri hesaplanmıştır. Alt ısı değeri $H_u = 19,08$ MJ/kg olarak, üst ısı değeri ise $H_o = 20,39$ MJ/kg olarak hesaplanmıştır. Kullanılan yakıtların parçacık boyut dağılımları da Çizelge 4.10’da belirtilmiştir.

Çizelge 4.10: Kömür ve biyokütle parçacık boyut dağılımları.

	$D_v(10)$ [μm]	$D_v(50)$ [μm]	$D_v(90)$ [μm]
Kömür (C)	5	29	132
Biyokütle (B)	5	18	46

Pülverize yakıt yanmasının tahmini üzerinde güçlü etkisi olan bir parametre piroliz oranıdır. Büyük ölçüde yakıt türüne bağlıdır ve belirlenmesi normalde oldukça yüksek miktarda belirsizlik içerir. Halihazırda uygulanan ve Arrhenius hız ifadesiyle temsil edilen tek oranlı pirolizde, ön üstel faktör ve aktivasyon enerjisi tanımlanması gerekmektedir. Kömür için, Çizelge 4.7’deki değerler uygulanmıştır. Biyokütle yakıtı içinse, piroliz oranı için $A=1,925 \times 10^4$ 1/s ve $E=5,678 \times 10^7$ J/kmol olarak kullanılmıştır [78].

URANS analizi sonucunda k-epsilon modeline dayalı hesaplamaların herhangi bir akış kararsızlığını yakalayamadığı ve kararlı durum çözümüne yakınsadığı gözlemlenmiştir. RSM hesaplamaları, tutarlı yapıların düşük frekanslı kararsızlığını yakalayabilmiştir.

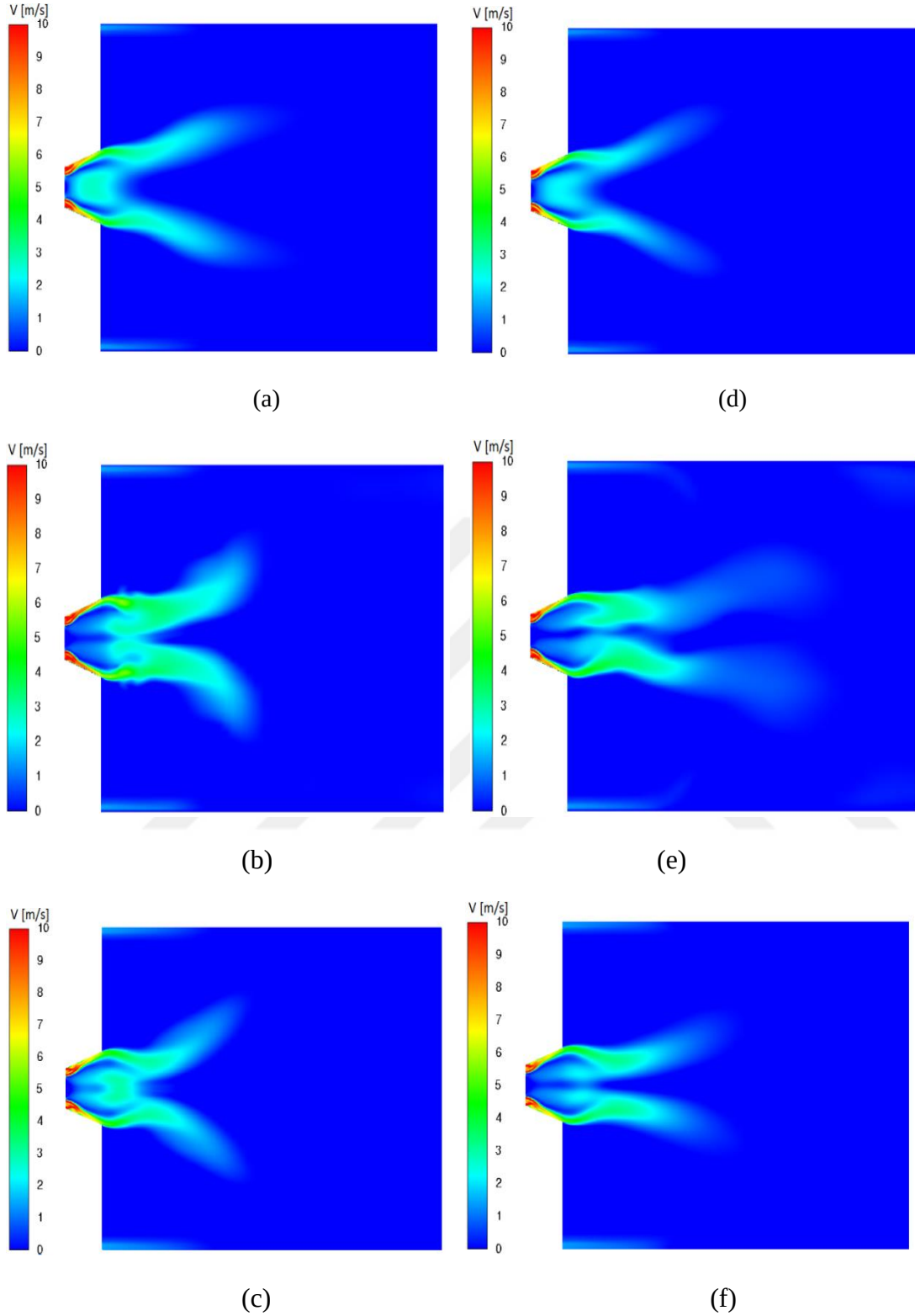
Bu aşamada mevcut Euler-Euler yaklaşımının halihazırda ele alınan alevler için yeterliliği boyutsal bir analiz ile değerlendirilecektir. Mevcut modelin temel varsayımı fazlar arasındaki dinamik ve termal dengedir. Bu varsayım $St=t_P/t_F$ olarak tanımlanan Stokes sayısı yardımıyla değerlendirilebilir. t_P , parçacık tepki süresini ve t_F karakteristik akış zaman ölçeğini temsil eder. Küçük Stokes sayıları için fazlar arasında bir denge olduğu varsayımı yapılmaktadır. Parçacık tepki süresi;

$$t_P = \rho_a d_p^2 / 18\mu \quad (4.17)$$

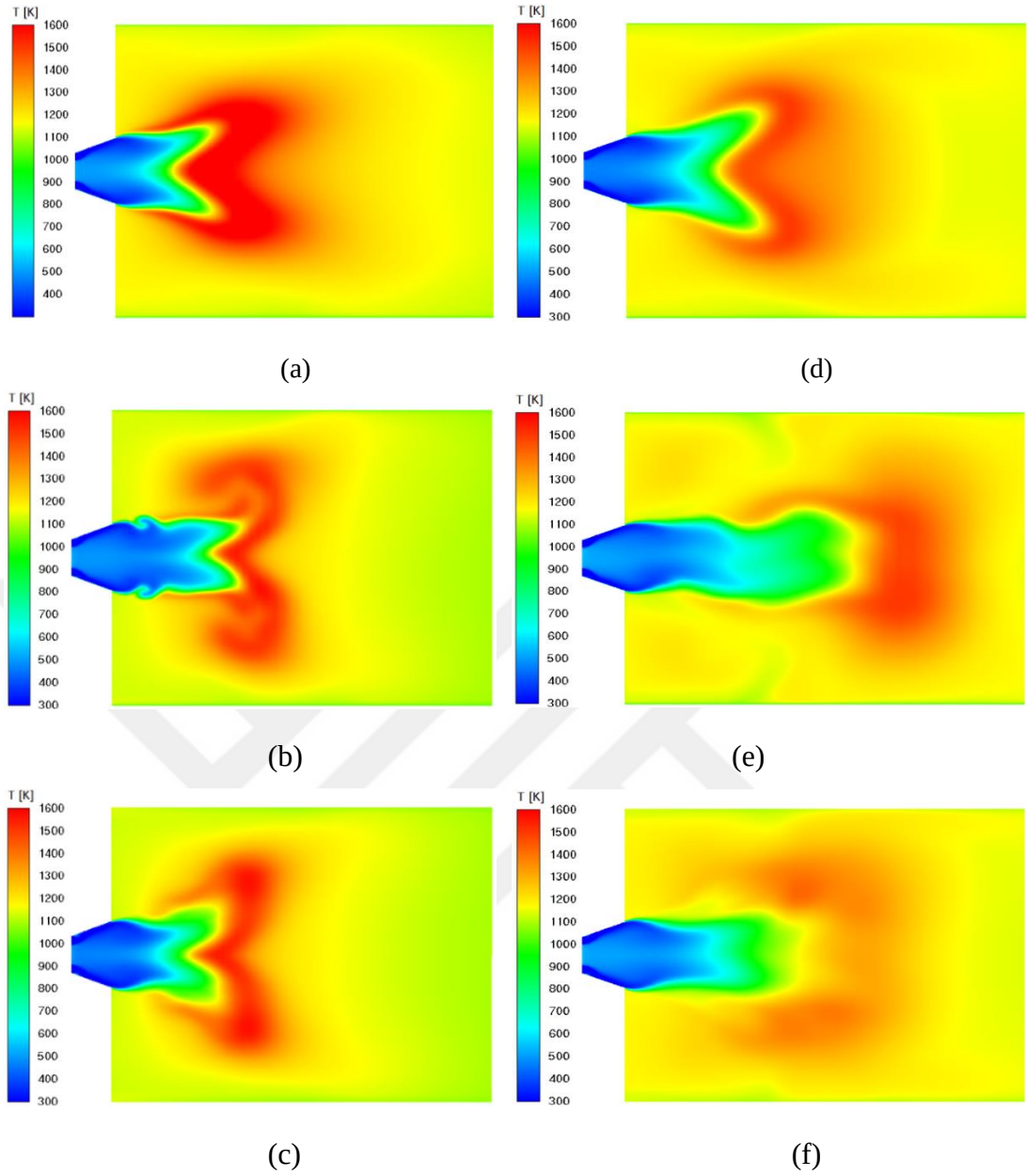
Şeklinde ifade edilmektedir. Parçacık boyutuna bağlıdır. Kömür ve biyokütle için sırasıyla $t_P=0,65$ ms ve $t_P=0,18$ ms olarak hesaplanmıştır. Hız büyüklüğünden ve girişteki yakıcı konisi çapından karakteristik bir akış zaman ölçeği elde edilebilir ve bu da $t_F=3,33$ ms'ye yol açar. Bu değerler kömür için $St=0,20$ ve biyokütle için $St=0,05$ Stokes sayılarına yol açmaktadır ve bu da mevcut yaklaşımın yeterli olarak kabul edilebileceğini göstermektedir.

Yakıcı boyunca k-epsilon modeli ve RSM tarafından kömür ve biyokütle alevleri için tahmin edilen hız büyüklüğü dağılımları Şekil 4.31'de gösterilmektedir. Görüldüğü üzere k-epsilon modeli ve RSM tahminleri niteliksel benzerliklere sahiptir. Ancak niceliksel olarak farklılık gösterirler. Biyokütle alevi için k-epsilon modeli ve RSM tahminleri arasındaki fark kömür alevine kıyasla daha büyüktür.

Yakıcı boyunca orta düzlemde k-epsilon ve RSM tarafında kömür ve biyokütle alevleri için tahmin edilen sıcaklık dağılımları (zamanın bir anında ve zaman ortalaması alınmış olarak) Şekil 4.32'de sunulmuştur. Tüm tahminlerde, kömür alevinin genel olarak biyokütle alevinden daha kısa olduğu ve biraz daha yüksek yerel sıcaklıklara sahip olduğu gözlemlenebilir. Sıcaklık alanının RSM tahminlerine göre, biyokütle alevi kömür alevine kıyasla iki kat daha uzundur ve kaldırılmış bir alev karakteri sergilemektedir. Bu karşılaştırmalı davranışın ana sebebinin piroliz oranlarındaki farklılık olması beklenmektedir. Piroliz hızı sabitlerine bakacak olursak, kömürün biyokütleyle kıyasla çok daha hızlı piroliz olduğunu göstermektedir ve bu da tahmin edilen alev uzunluklarındaki bu farkın ana nedeni olabilir.



Şekil 4.31: Kömür ve biyokütle için yakıcı boyunca orta kesitte hız büyüklüğünün tahmini dağılımı (a) C-k-epsilon türbülans modeli (b) zaman adımı C-RSM modeli (c) C-RSM zaman ortalaması (d) B-k-epsilon türbülans modeli (e) zaman adımı B-RSM modeli (f) B-RSM zaman ortalamalı modeli.



Şekil 4.32: Kömür ve biyokütle için yakıcı boyunca orta kesitte sıcaklığının tahmini dağılımı (a) C-k-epsilon türbülans modeli (b) zaman adımında C-RSM modeli (c) C-RSM zaman ortalaması (d) B-k-epsilon türbülans modeli (e) zaman adımında B-RSM modeli (f) B-RSM zaman ortalamalı modeli.

Tahminler, farklı eksenel konumlardaki radyal profiller açısından ölçümlerle karşılaştırılmıştır. Zaman ortalamalı eksenel ve teğetsel (girdap) hız bileşenlerinin öngörülen radyal profilleri, Şekil 4.33 ve Şekil 4.34’de dört eksenel konumdaki ölçümlerle karşılaştırılmıştır (d: ikincil hava nozülünün dış çapı). Nitelik olarak, tahminler ve ölçümler benzer genel akış modellerine işaret etmektedir. Yanma odası boyunca ve brülörün yakın alanında, girdap stabilize alevler için tipik olan bir iç

sirkülasyon bölgesi oluşur. Deneyler, kömür ve biyokütle alevleri için benzer bir devridaim yoğunluğuna işaret etmektedir. Bu bölge ana girdapla örtüşmekte ve önemli negatif eksenel hızlar sergilemektedir. Her iki alev için, her iki türbülans modeli de ölçümlere kıyasla daha uzun ve daha geniş bir iç sirkülasyon bölgesi öngörmektedir. Bu da eksenel hız profilinin incelenmesiyle çıkarılabilir.

Merkez hattı boyunca tahmin edilen maksimum negatif hızlar, ilk eksenel istasyonlar ($x/d=0,3, 0,5$) için deneylerle adil bir uyum göstermektedir, ancak tahmin kalitesi aşağıya doğru daha da kötüleşmektedir. Her iki alev için de iç sirkülasyon bölgesinin eksenel ve radyal uzantıları hesaplamalar tarafından aşırı tahmin edilmektedir. İç sirkülasyon bölgesinin kenarında deneysel olarak elde edilen maksimum eksenel hızlar oldukça yüksektir ve her iki alev için de tüm eksenel konumlarda hesaplamalar tarafından eksik tahmin edilmiştir. Bu bağlamda RSM tarafından yapılan tahminlerin k-epsilon modelinin tahminlerinden açıkça iyi olduğu görülebilir. Ölçümlerde, yakıcıya yakın eksenel istasyonlar için ($x/d=0,3,0,5$) yaklaşık 0,06 m radyal konumda eksenel hız için ikincil bir yerel maksimum gözlemlenmiştir. Bu durum tahmin edilememiştir.

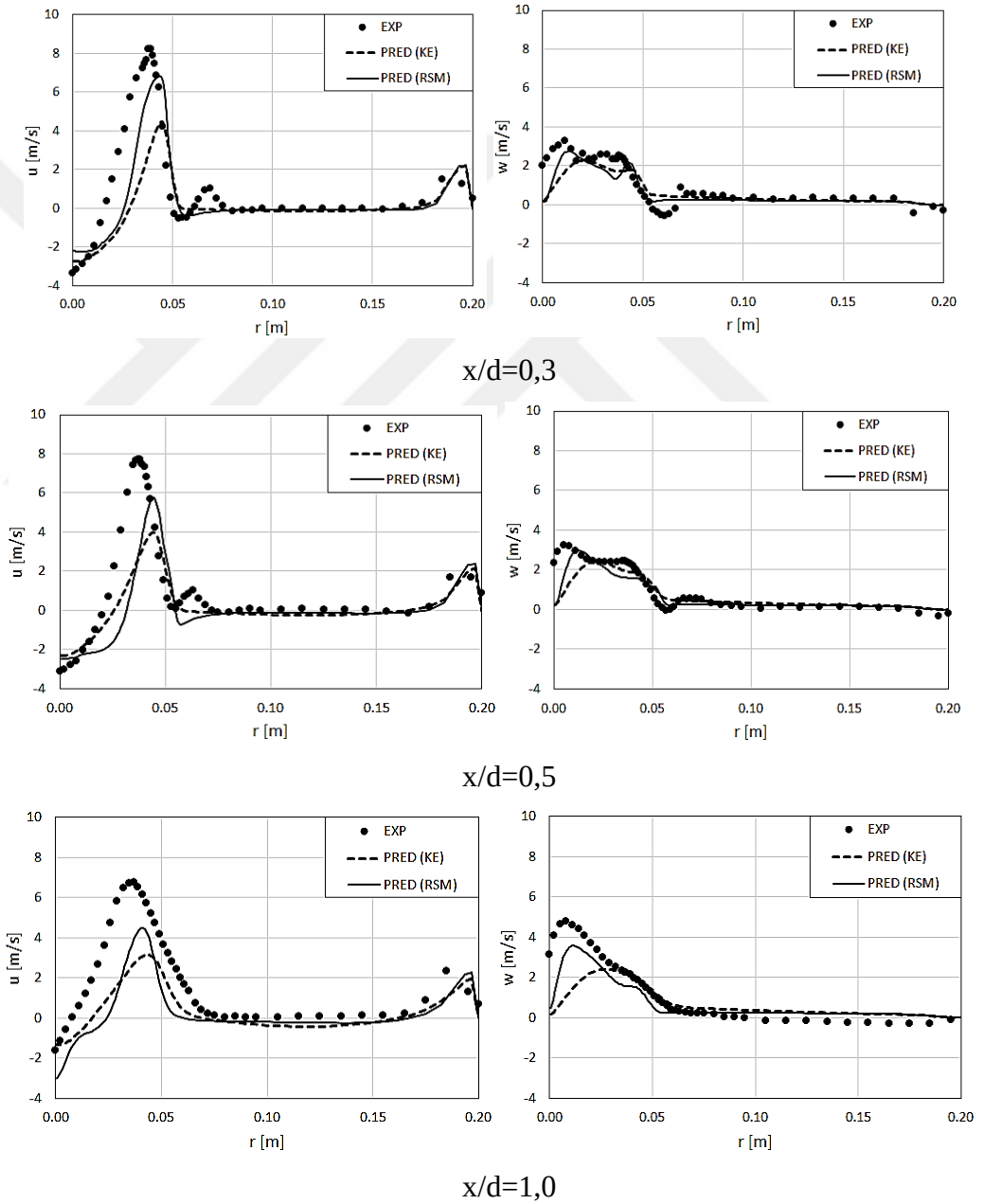
Ölçülen girdap hızı profilleri ayrıca yakıcıya yakın eksenel konumlarda iki yerel maksimum sergilemektedir. Bu RSM sonuçları tarafından niteliksel olarak tahmin edilmektedir. Bununla birlikte girdap çekirdeğinin RSM tarafından tahmin edilen boyutu deneylerle adil bir uyum içinde olmasına rağmen, girdap hızının tepe değerleri niceliksel olarak eksik tahmin edilmiştir. Ayrıca girdap hızı için k-epsilon modeline kıyasla RSM sonuçlarının deneylerle çok daha iyi bir uyumu gözlemlenebilir. Bununla birlikte RSM tahmin kalitesi niceliksel olarak daha iyidir.

Tahmin edilen hız profilleri ölçümlerle karşılaştırıldığında, iç sirkülasyon bölgesinin kenarındaki tepe eksenel hızın eksik tahmini, her iki alev için de her iki türbülans modeli için gözlemlenen tipik bir davranış olarak kabul edilebilir. Eksik tahmin derecesi, her iki alev için de ortalama olarak RSM için yaklaşık %32 ve k-epsilon modeli için %52'dir.

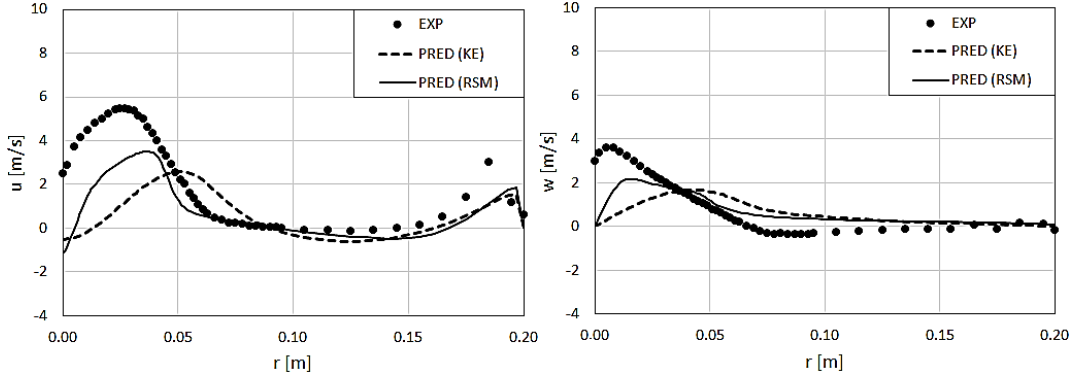
Ele alınan test durumu ve doğrulama verileri için temel alınan Zabrodiec ve çalışma arkadaşlarının [70] yayınında sıcaklık ölçümleri sağlanmamıştır. Bu nedenle, tahmin edilen sıcaklık alanlarının ölçülen sıcaklıklarla karşılaştırılması mümkün olmamıştır. Zaman ortalamalı sıcaklığın k-epsilon ve RSM tarafından tahmin edilen radyal

profilleri, daha önce hız bileşenleri için dikkate alınan aynı dört eksenel konumda Şekil 4.35’de birbiriyle karşılaştırılmıştır. Biyokütle alevine kıyasla kömür alevi için daha yüksek sıcaklıklar aşağı akış eksenel istasyonlarında gözlemlenmektedir. Bu da sıcaklık kontur grafikleri ile ilişkili olarak daha önce tartışılmış olan biyokütle alevinin kaldırılmış doğasını yansıtmaktadır.

Her iki alev içinde k-epsilon modeli ve RSM tarafından elde edilen sıcaklık eğrileri yukarı akış eksenel istasyonlarında birbirine oldukça yakındır. Aşağı akış yönünde daha büyük sapmalar göstermeye başlar.



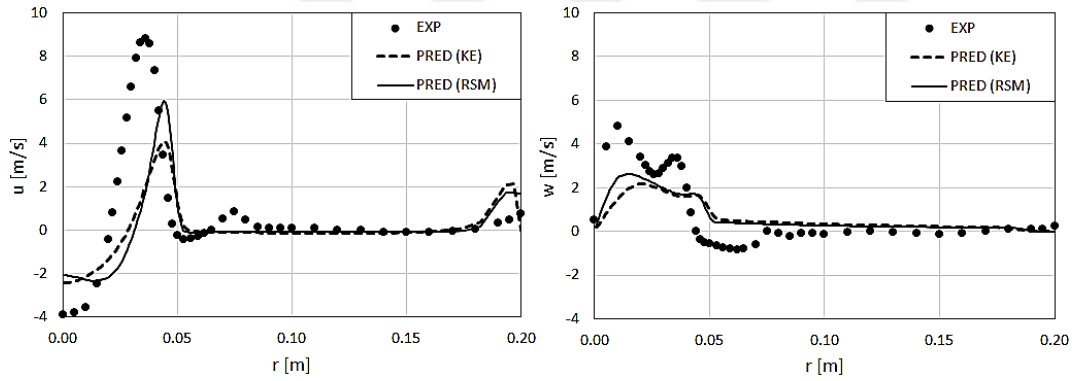
Şekil 4.33: Dört eksenel istasyonda kömür alevi için zaman ortalamalı eksenel (sol) ve teğetsel (sağ) hızlarının ölçülen ve tahmin edilen radyal profilleri.



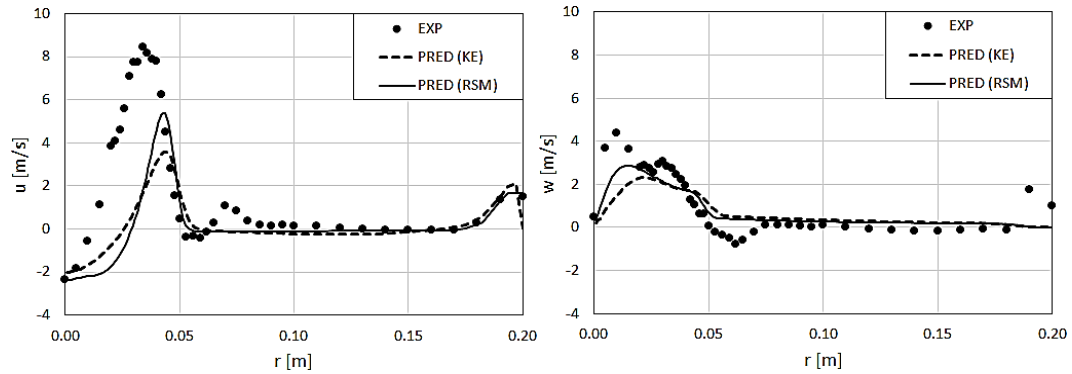
$x/d=2,0$

Şekil 4.33 (devamı): Dört eksenel istasyonda kömür alevi için zaman ortalamalı eksenel (sol) ve teğetsel (sağ) hızlarının ölçülen ve tahmin edilen radyal profilleri.

Yakıcı koşulları oldukça düşük stokiyometrik karışım (yaklaşık 1,7) anlamına gelmektedir. Yakıcı da reaksiyon ilerlemesi oldukça düşüktür ve yakıcı çıkışına yakın sıcaklık profillerine devridaim gazları hakimdir. Yakıcı koşulları oldukça düşük stokiyometrik karışım (yaklaşık 1,7) anlamına gelmektedir.

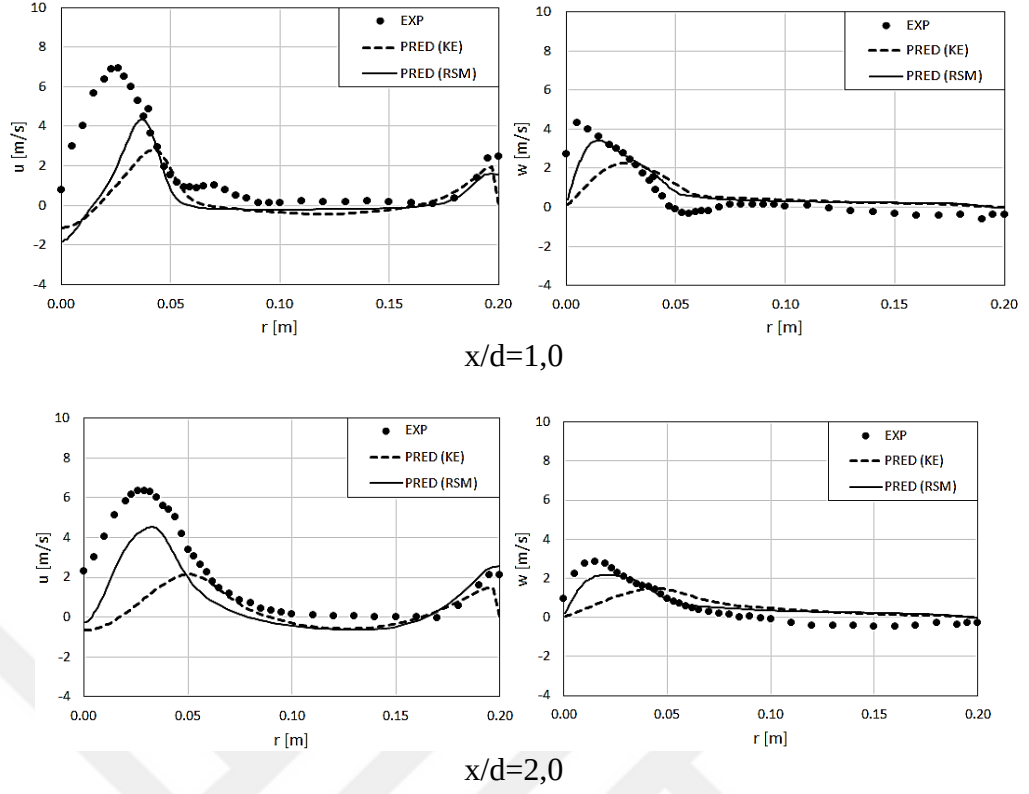


$x/d=0,3$

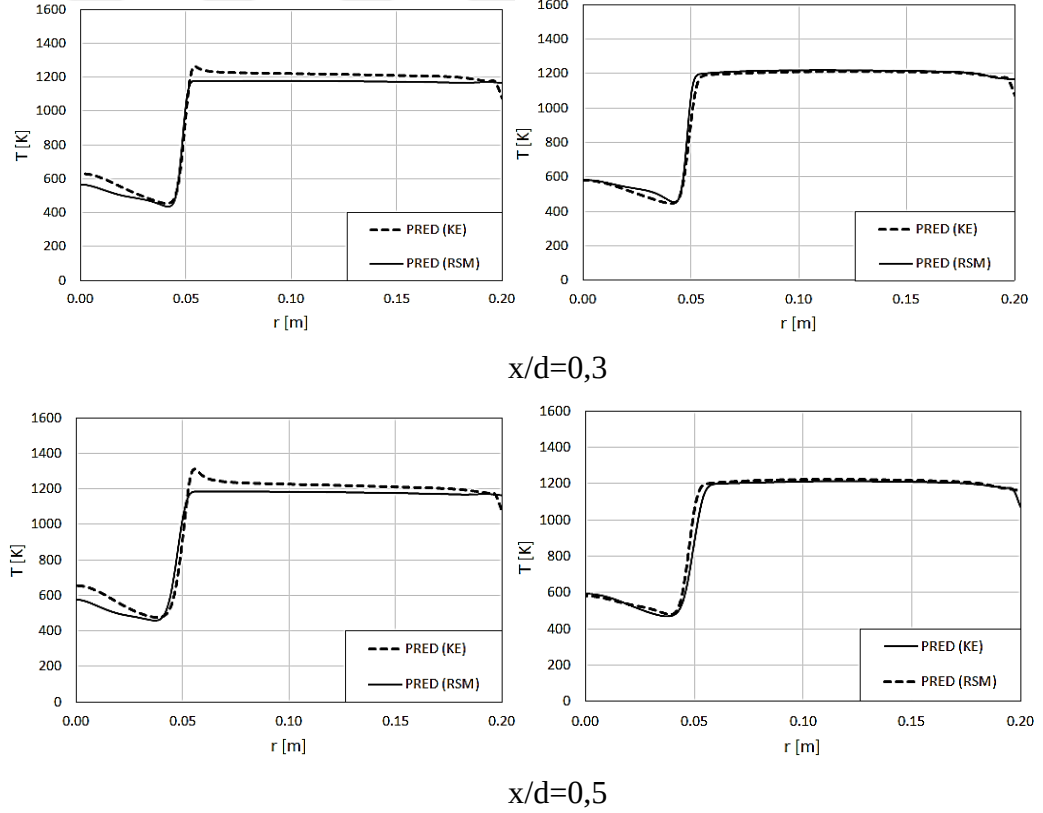


$x/d=0,5$

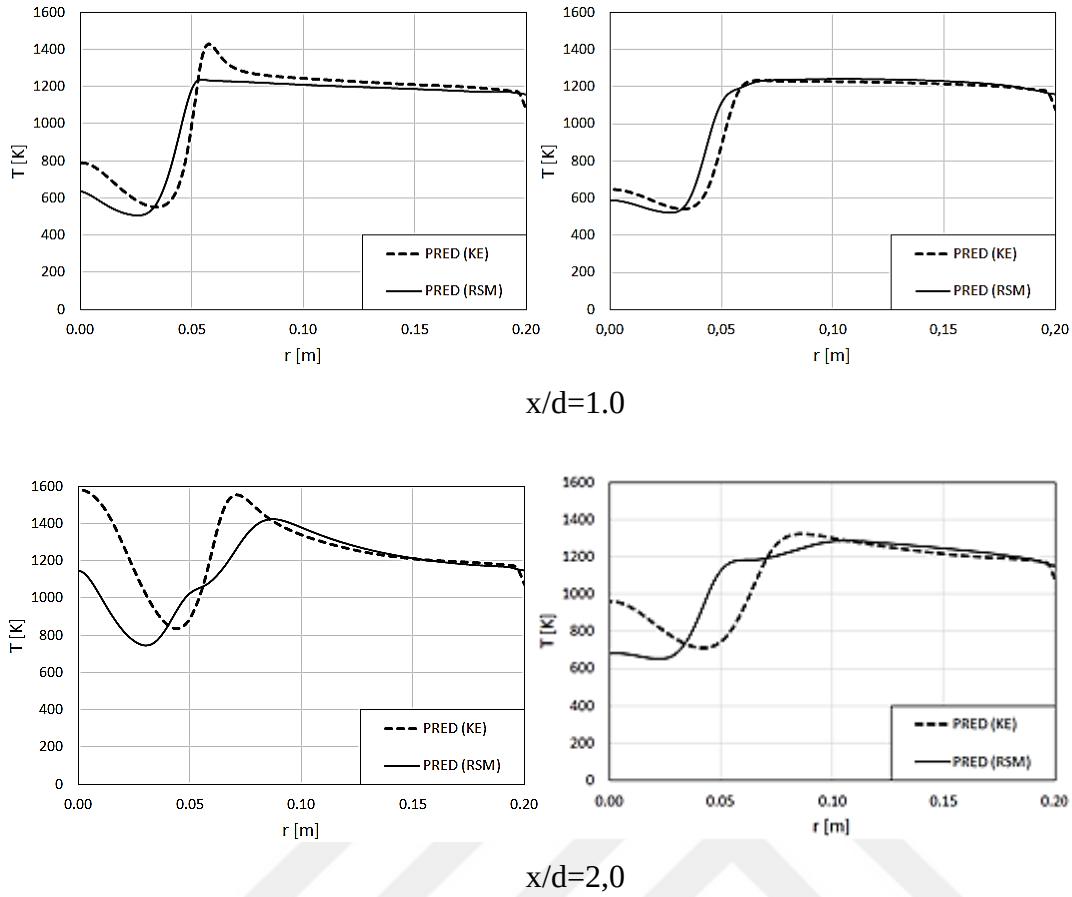
Şekil 4.34: Dört eksenel istasyonda biyokütle alevi için zaman ortalamalı eksenel (sol) ve teğetsel (sağ) hızlarının ölçülen ve tahmin edilen radyal profilleri.



Şekil 4.34 (devamı): Dört eksenel istasyonda biyokütle alevi için zaman ortalamalı eksenel (sol) ve teğetsel (sağ) hızlarının ölçülen ve tahmin edilen radyal profilleri.



Şekil 4.35: Dört eksenel istasyonda kömür (sol) ve biyokütle (sağ) için zaman ortalamalı sıcaklıkların tahmini radyal profilleri.



Şekil 4.35 (devamı): Dört eksenel istasyonda kömür (sol) ve biyokütle (sağ) için zaman ortalamalı sıcaklıkların tahmini radyal profilleri.

Yakıcı da reaksiyon ilerlemesi oldukça düşüktür ve yakıcı çıkışına yakın sıcaklık profillerine devridaim gazları hakimdir. Bu durum yukarı akış eksenel istasyonlarında her iki türbülans modelinin sıcaklık eğrileri arasındaki nispeten küçük farkı açıklamaktadır. İlave oksitleyicinin kademelendirme akışı boyunca karıştırılması (genel oranı yaklaşık 0,7) yakıcı kenarından çıkan kesme katmanlarında meydana gelir. Bu iki türbülans modelinin tahminlerinin daha belirgin hale geldiği aşağı yönde, kesme katmanlarında eşlik eden bir sıcaklık artışıyla birlikte daha fazla reaksiyon ilerlemesine yol açar.

Euler-Lagrangian ile karşılaştırma;

Yukarıda tartışıldığı üzere, pülverize yakıt yanması için yaygın olarak kullanılan hesaplama modelleri, gaz fazının bir Eulerian ve parçacık fazının bir Lagrangian referans çerçevesi ile tanımlandığı iki fazlı akışın Eulerian-Lagrangian (EL) formülasyonuna dayanmaktadır. Mevcut modelin temel ayırt edici özelliği, fazlar arasında dinamik ve termal dengenin ek olarak varsayıldığı iki fazlı akışın Eulerian-

Eulerian (EE) formülasyonudur. Bu bölümde, ele alınan durumlar için mevcut EE formülasyonu ile klasik/standart EL formülasyonu arasında bir karşılaştırma yapılması amaçlanmaktadır. Yukarıda sunulan Stokes sayısına dayalı boyutsal analiz, mevcut EE formülasyonunun yeterliliğinin daha çok kömür alevi için bir sorun olduğunu göstermektedir. Bu nedenle, karşılaştırma sadece kömür alevi için yapılmıştır. İki fazlı formülasyonlar arasında bir karşılaştırma amaçlandığından, bu doğrudan türbülans modellemesiyle ilgili olmadığından, karşılaştırma yalnızca k- ϵ modeli kullanılarak yapılmıştır.

Bu amaçla, mevcut kömür alevi, standart/klasik EL formülasyonuna dayalı olarak ANSYS Fluent'in standart pülverize kömür yanma modeli kullanılarak simüle edilmiştir. Bu EL hesaplamalarında, türbülans modeli (k- ϵ), sınır koşulları ve ızgaralar mevcut EE hesaplamalarında kullanılanlarla aynıdır. Bir istisna radyasyon özelliklerinde yatmaktadır. Her iki hesaplamada da WSGGM'ye dayalı P1 radyasyon modeli kullanılmıştır. Bununla birlikte, mevcut EE hesaplamalarında, oksijen-yanma koşulları için geliştirilen Yin ve arkadaşlarının [43] WSGGM modeli uygulanmış ve kullanılmışken, EL hesaplamalarında hava yanması için uygun olan varsayılan WSGGM modeli [42] kullanılmıştır. Bu hususun ötesinde, sonuçlardaki farklılıklar iki fazlı akış modellemesine kadar izlenebilir.

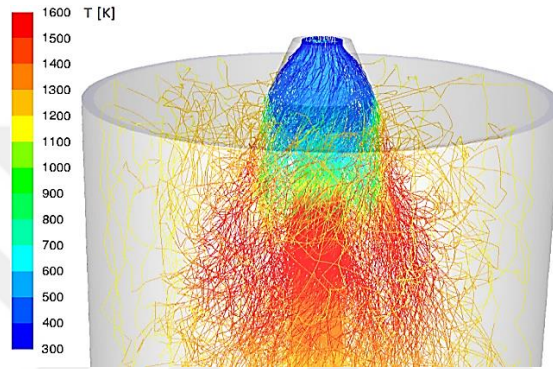
Tek tek parçacıkların yörüngelerinin bir Lagrangian formülasyonu içinde hesaplandığı pülverize kömür yanmasının EL simülasyonunda, ilgili tüm model parametreleri için ANSYS Fluent'in varsayılan ayarları kullanılmıştır. Mevcut EE hesaplamasına benzerliği korumak için, beş boyut sınıfına dayalı aynı parçacık boyutu dağılımı kullanılmıştır. Lagrangian modellemesinin bir özelliği de türbülanslı parçacık dağılımının "rastgele yürüyüş" modeli [61] ile dikkate alınmasıdır. Burada, parçacık yörüngeleri türbülanslı hız dalgalanmaları dikkate alınarak hesaplanır. Kararlı bir ortalama elde etmek için, yeterince çok sayıda yörüngenin hesaplanması gerekir. Bu tür hesaplamaların her biri "deneme" olarak adlandırılır. Yaygın uygulamada [24,25], daha iyi doğruluk için daha yüksek bir sayının [24] tercih edilebileceği en az beş deneme çoğunlukla uygulanır. Mevcut karşılaştırmada beş deneme kullanılmıştır. Daha öncesindeki çalışmada da [71] 5 deneme sayısının yeterli olduğu savunulmuştur.

EL formülasyonu ile hesaplanan parçacık yörüngeleri, pülverize kömür alevi için Şekil4.36'da gösterilmektedir. Yörüngeler parçacık sıcaklığına göre

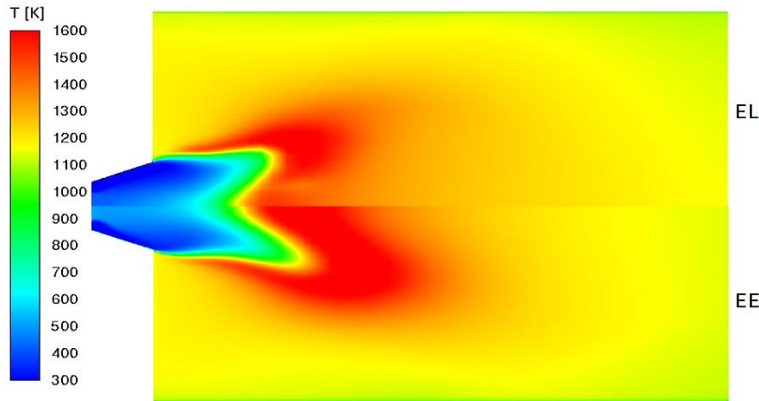
renklendirilmiştir. Anlaşılır olması için sadece az sayıda yörünge gösterilmiştir, yani 15000'den sadece 750'si (Giriş hücrelerinin sayısı 600'dür. 5 parçacık boyutu sınıfı ile 3000 parçacık yapar ve 5 deneme ile toplam sayı 15000 olur).

Girdap hareketinin etkisi altında yakıt jetinin yayılması, partiküllerin türbülanslı dağılımı ve partiküllerin alev bölgesine doğru ısınması Şekil4.36'da görülebilir.

Mevcut EE modeli tarafından tahmin edilen yakıcı boyunca orta düzlemdeki sıcaklık dağılımı, Şekil 4.37'de kömür alevi için EL hesaplamasıyla karşılaştırılmıştır (EL tahmini şeklin üst yarısında ve mevcut EE tahmini şeklin alt yarısında sunulmuştur).



Şekil 4.36: Pülverize kömür alevi için EL modeli tarafından tahmin edilen brülör yakın alanındaki örnek parçacık yörüngeleri (k- ϵ türbülans modeli).

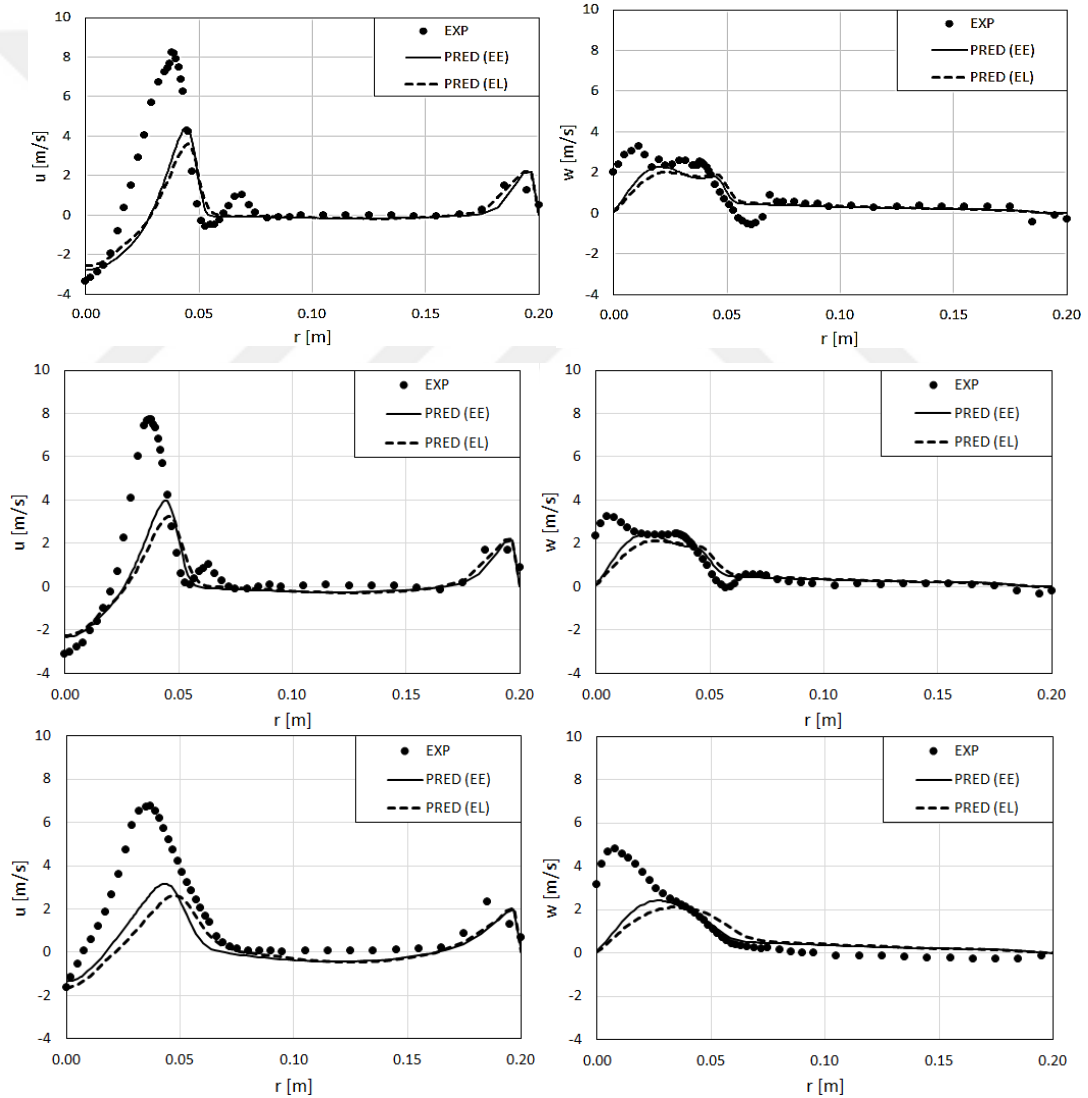


Şekil 4.37: Pülverize kömür alevi için EL (üst yarı) ve EE (alt yarı) tarafından tahmin edilen yakıcı boyunca orta düzlemdeki sıcaklık alanları (k- ϵ türbülans modeli).

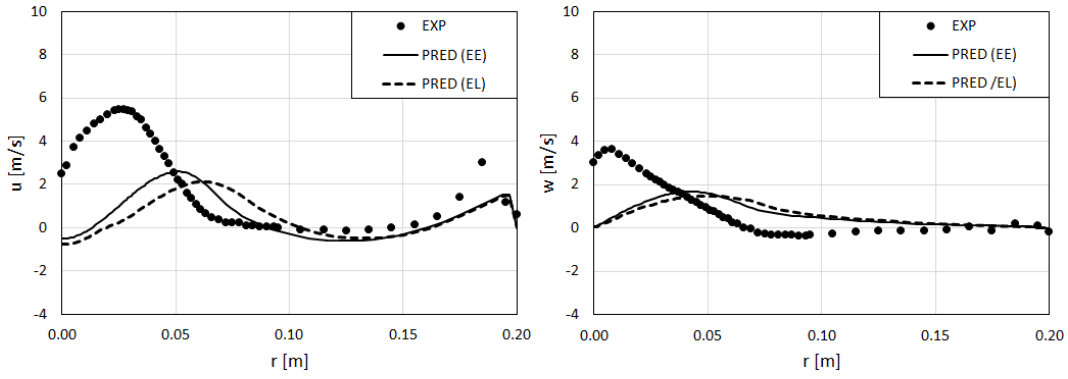
Tahmin edilen sıcaklık alanlarının, farklılıklar olmasına rağmen, genel olarak oldukça benzer olduğu görülebilir. Fırın eksenini üzerindeki alev konumu da benzer şekilde tahmin edilmiştir. EL tahminlerine göre, tutuşma biraz daha erken gerçekleşiyor gibi görünmektedir ve alev fırçası EE'ye kıyasla daha incedir (Şekil

4.37). Ayrıca, yukarıda belirtildiği gibi, radyasyon özelliklerinin her iki hesaplamada farklı hesaplandığı da hatırlanmalıdır. Bu nedenle, EE ve EL tarafından tahmin edilen sıcaklık alanlarının adil bir uyum gösterdiği varsayılabilir (Şekil 4.37).

Halihazırda önerilen EE formülasyonu ve standart EL formülasyonu tarafından kömür alevi için k- ϵ modeli kullanılarak tahmin edilen eksenel (u) ve girdap (w) hız bileşenlerinin radyal profilleri Şekil 4.38de karşılaştırılmıştır. Mevcut amaç EE ve EL modelleri arasındaki karşılaştırma olsa da, daha iyi bir yönlendirme için deneysel eğriler şekillerde tutulmuştur. EE ve EL sonuçlarının birbirine oldukça yakın olduğu görülebilir, bu da şu anda savunulan EE formülasyonunun yeterliliğini desteklemektedir.



Şekil 4.38: EE tahmini (PRED (EE)) Dört eksenel istasyonda kömür alevi için eksenel (sol) ve teğetsel (sağ) hızlarının radyal profilleri için EE tahmininin (PRED (EE)) EL tahmini (PRED (EL)) ile karşılaştırılması.



Şekil 4.38 (devamı): EE tahmini (PRED (EE)) Dört eksenel istasyonda kömür alevi için eksenel (sol) ve teğetsel (sağ) hızlarının radyal profilleri için EE tahmininin (PRED (EE)) EL tahmini (PRED (EL)) ile karşılaştırılması.

4.5 Küçük Ölçekli Yanma Sisteminde Kömür ve Biyokütle Yanmasının Modellenmesi

100kW gücündeki yakıcıyı kullanarak aynı kazan geometrisi içerisinde kömür ve biyokütlenin birlikte yakılması çalışılmıştır. Kömür için yapılan yakıt analizleri Çizelge 4.3’de mevcuttur. Biyokütle için yapılmış olan yakıt analiz sonuçları da Çizelge 4.9’da gösterilmiştir. Biyokütle yakıtının parçacık dağılımı, deneysel çalışmalarda oluşturulan veriler yardımıyla belirlenmiştir [76]. Belirlenen parçacık boyutu dağılımı Çizelge 4.11’de gösterilmiştir. Parçacık dağılımı, Fluent programı içinde Rosin Rammler dağılımı ile modellenmiştir. Kömür parçacık dağılımı önceki başlıklarda açıklanmıştır. Rosin rammler için aynı ifadeler kullanılmaktadır. Katı yakıt kazana ikincil girişten girmektedir. Parçacıklar yüzey normalinde kazana giriyor varsayılmaktadır. Literatürde ve genelde deneysel sistemlerde, biyokütle parçacık boyutu, kömürün parçacık boyutundan daha büyük olmaktadır fakat bu sistemde tam tersi bir durum söz konusudur.

Çizelge 4. 11: Biyokütle parçacık boyut dağılımı.

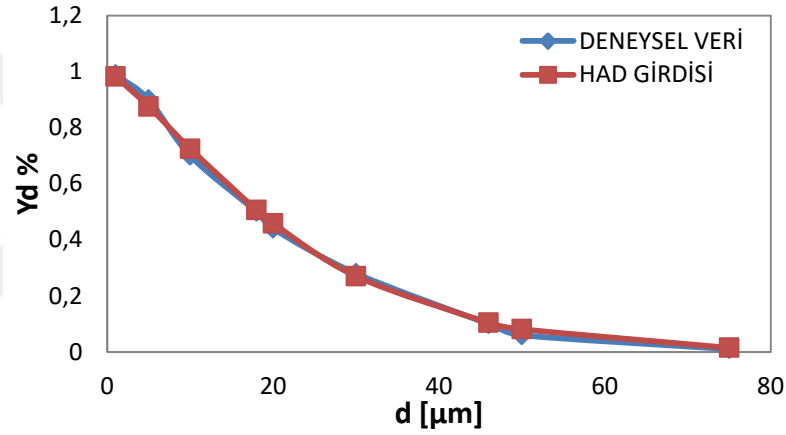
d (µm)	5	10	18	20
hacimsel %	10	30	50	56
d (µm)	30	46	50	75
hacimsel %	72	90	94	99

Kullanılan biyokütle kurutulmuş biyokütledir ve kömüre çok yakın özelliklere sahiptir. Sisteme besleme noktasının dar olması, daha küçük parçacık boyutunu gerektirmiştir.

Biyokütle kimyasal analizine göre alt ısı değeri ve üst ısı değeri hesaplanmıştır. Alt ısı değeri $H_u = 19,08 \text{ MJ/kg}$ olarak, üst ısı değeri ise $H_o = 20,39 \text{ MJ/kg}$ olarak hesaplanmıştır.

Yapılan Rosin Rammler dağılımına göre $X = 34,4$ olarak belirlenmiştir. Ortalaması alınarak oluşturulan q değeri ise, 1,28 olarak hesaplanmıştır.

Bu bilgiler doğrultusunda, deneysel olarak verilen verilerin, nümerik programa girilen girdiler ile arasındaki fark Şekil 4.39’da gösterilmektedir.



Şekil 4.39: Deneysel Veri ile Rosin Rammler dağılımının kıyaslanması.

Biyokütle yakıtı, kömür ile birlikte ikincil giriş kısmında sisteme giriş yapmaktadır. İkincil giriş kısmında, kömür yakıldığı zaman toplamda saatte 6,5 kg yakıt beslemesi yapılmaktadır. Sadece biyokütle yakılacağı zaman, aynı güçte sistemin çalışması için gerekli olan besleme miktarı, ısı değeri oranından bulunmaktadır. Kömürün alt ısı değerinin, biyokütlenin alt ısı değerine oranının, kömür besleme miktarı ile çarpılması sonucu, saatte 8,55 kg biyokütle beslenmesi gerekmektedir. Sisteme gönderilen hava için ise birincil girişten %17,5’lik kısım, ikincil girişten %26,4’lük kısım, üçüncül girişten %1,5’lik kısım ve kademeli giriş kısmından ise %54,6’lık bir kısım gönderilmektedir. Toplamda kömür yakıldığında, sisteme 100,6 kg/h hava besleme yapılmaktadır. 1 kg kömür için gerekli oksijen miktarı ve hava miktarı;

$$2,67 \times \%C + 8 \times \%H + 1 \times \%S - \%O = m_{\text{oksijen}} \quad (4.17)$$

$$\frac{m_{\text{oksijen}}}{\%23,2} = m_{\text{hava}} \quad (4.18)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. 1 kg biyokütle için gerekli oksijen miktarı 1,56 kg iken kömür için gerekli olan miktar 1,99 kg olarak hesaplanmaktadır.

Birlikte yanma modellenirken, iki ayrı yakıt beslemesi tanımlanmıştır. “Species Transport” modeli kullanılmıştır. Enjeksiyon kısmında iki farklı yakıt türü oluşturulmuştur. Yakıtların parçacık özellikleri, sıcaklık sınır şartları, hangi yüzeyden sisteme dahil olacakları belirlenmiştir. Aynı zamanda yakıt debisi de bu kısımda ayarlanmıştır. Biyokütle paylaşım oranları %25, %50 ve %75 olarak belirlenmiştir. Biyokütle paylaşım oranlarına göre ısı değerler belirlenmiştir. Isıl değerlerden besleme miktarları hesaplanmıştır. Enjeksiyon kısmında besleme miktarı, belirlenen yüzdelerle göre girilmiştir. Kömür ve biyokütle yakıtları için ayrı ayrı iki homojen denklem üretilmiştir. Toplamda 3 homojen denklem ile modelleme yapılmıştır. Yanma kinetik parametreleri Çizelge 4.12’de gösterilmiştir. Devolatilizasyon modeli için iki rakip oran modeli kullanılmıştır. Deneysel veriler de biyokütle için bu veri bulunmamaktadır. Literatürde yapılan araştırmalar neticesinde bulunan, benzer yakıtta bu oranlar kullanıldığı için bu çalışma da tercih edilmiştir [77].

Çizelge 4. 12: Biyokütle parçacığının devolatilizasyon modeli ve yanma modeli kinetik parametreleri.

	A [s-1]	E [kJ/mol]
Devolatilizasyon (two-compensating rate)	5,48E+03	59,8
	2,15E+07	147
Parçacık yanma modeli (kinetic-diffusion limited)	56,3	78

4.5.1 Birlikte yanma oranlarının incelenmesi

Birlikte yanma modellemesi sonucunda oluşan sıcaklık profillerini Şekil 4.40’da gösterilmektedir. Deneysel sistem döngü sayısının 1.2 tercih edilmesi sebebiyle birlikte yanma modeli bu veri kullanılarak yapılmıştır. 3 farklı oranda biyokütle eklenerek birlikte yanma gerçekleştirilmiştir. %25, %50 ve %75 biyokütle eklenerek

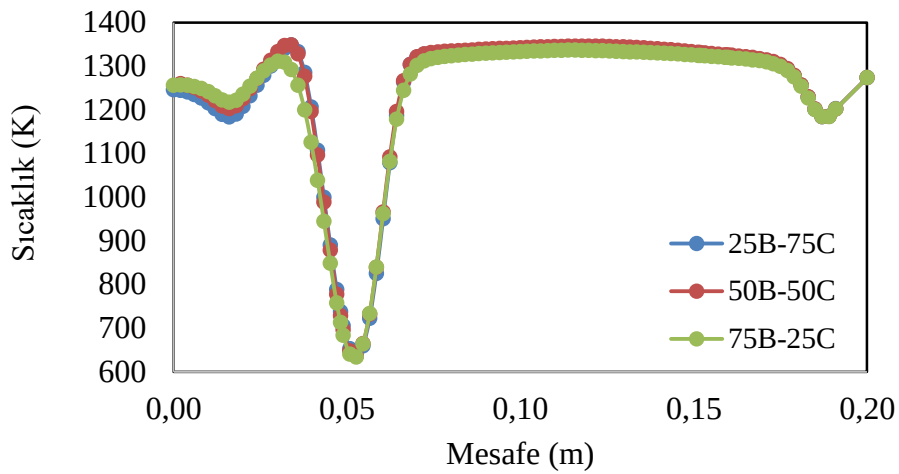
hesaplar yapılmıştır. Birlikte yanma modellemesi yapılırken ısı değerlerinden belirtilen oranlara göre hesaplanmıştır. Sisteme gönderilen yakıtın toplam alt ve üst ısı değerleri Çizelge 4.13’de verilmiştir.

Çizelge 4. 13: Sisteme gönderilen yakıtın alt ve üst ısı değerleri.

	% 100K	%25B-%75K	%50B-%50K	%75B-%25K	%100B
Hu MJ/kg	25,13	23,6	22,1	20,6	19,1
Ho MJ/kg	26,30	24,8	23,5	21,9	20,4
MFR kg/saat	6,5	1,7-5,2	3,7-3,7	5,9-1,9	8,55

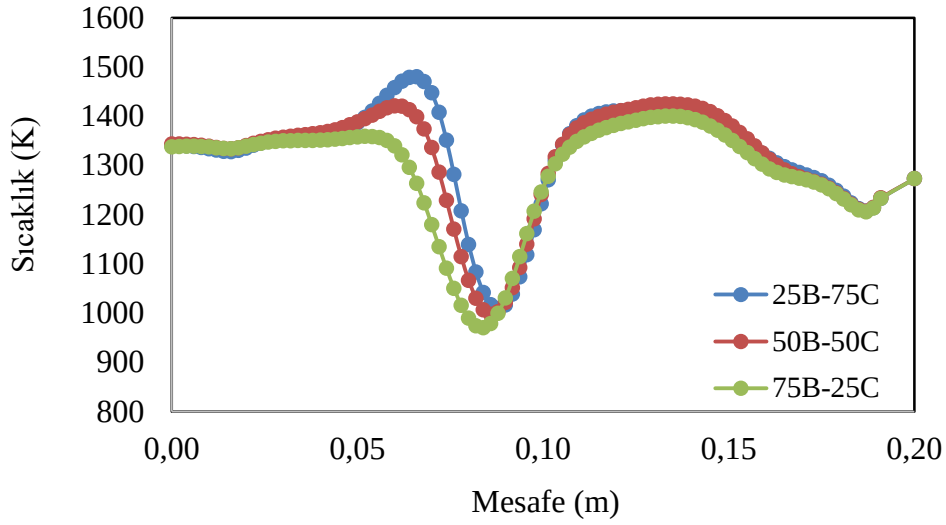
Kütlesel debi miktarları, alt ısı değerine göre hesaplanmıştır. Her bir durum için aynı gücü elde edecek şekilde veriler belirlenmiştir. Yapılan literatür çalışmasında, birlikte yanmanın kazan içerisindeki ısı transferine olan etkisinin de önemi vurgulanmaktadır. Belirli bir birlikte yanma oranı belirtilmemiştir. Bu yanma sisteminde kullanılan yakıtların kimyasal içerikleri ve ısı değerleri benzer olduğundan, birlikte yanma oranları değiştirildiğinde sıcaklıklar arasındaki değişim çok farklı olmamıştır. Biyokütle miktarı arttıkça kazanda oluşan en yüksek sıcaklık değeri düşmektedir. Bunun sebebi biyokütlenin ısı değerlerinin kömürün ısı değerinden düşük olmasıdır.

$$x=0,05 \text{ m};$$

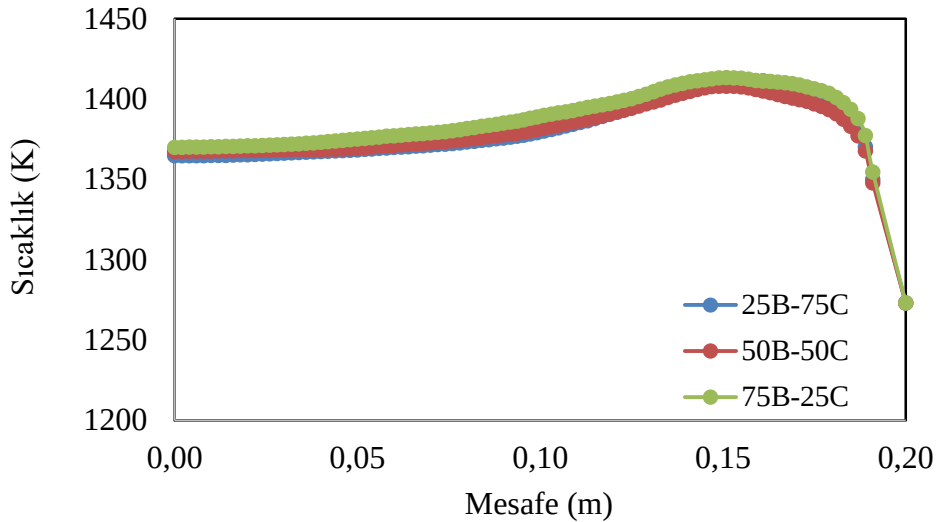


Şekil 4.40: $x=0,05 \text{ m}$, $x=0,1 \text{ m}$ ve $x=0,3 \text{ m}$ ölçüm seviyelerinde hesaplanan 3 farklı biyokütle besleme oranı ile gerçekleşen birlikte yanmanın sıcaklık verileri.

$x=0,1m;$

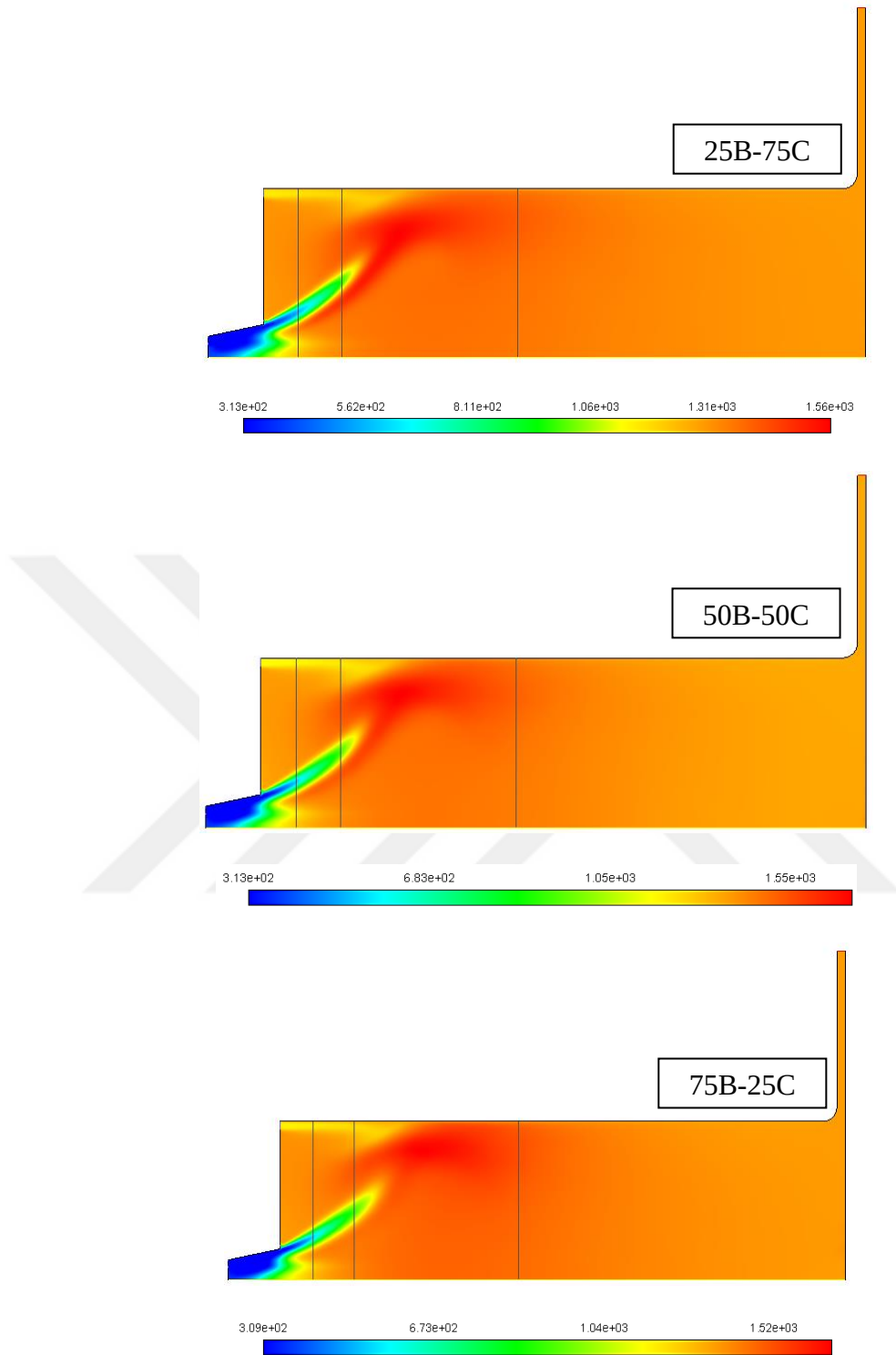


$x=0,3 m;$



Şekil 4.40 (devamı): $x=0,05$ m, $x=0,1$ m ve $x=0,3$ m ölçüm seviyelerinde hesaplanan 3 farklı biyokütle besleme oranı ile gerçekleşen birlikte yanmanın sıcaklık verileri.

$x=0,1$ m eksenel uzaklıktan sonra kazan içindeki sıcaklıklar homojen bir hale gelmiştir. Sıcaklık profilleri Şekil 4.41’de seviye göstergeleri ile birlikte gösterilmiştir. Sıcaklık profillerine bakacak olursak, biyokütle eklendikçe yanmanın en yüksek sıcaklıklara geldiği eksenel seviyeler değişmektedir. $X=0,1m$ ile $x=0,3m$ arasında tam yanma gerçekleşmektedir. Biyokütle eklendikçe eksenel yönde alev ötelenmektedir.

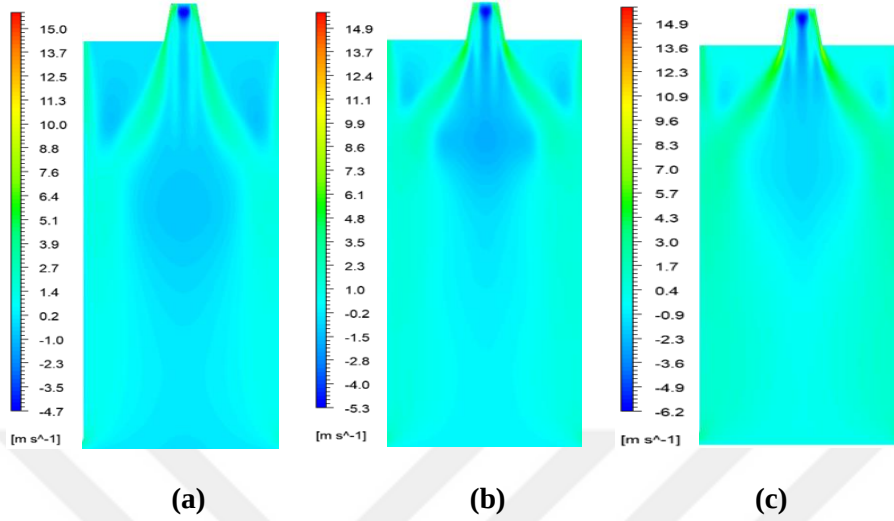


Şekil 4.41: 3 farklı biyokütle oranına göre sıcaklık profilleri.

4.5.2 Döngü sayısının incelenmesi

Bu kısımda, döngü sayısının, oksijen yanma ortamında birlikte yanmada hızı ve sıcaklığa olan etkisi tartışılmıştır. 6 farklı döngü sayısı (0,4, 0,6, 0,8, 1,0, 1,2, 1,4) olacak şekilde analiz yapılmıştır ve $x=0,05m$ eksenel seviyesindeki sıcaklık, eksenel

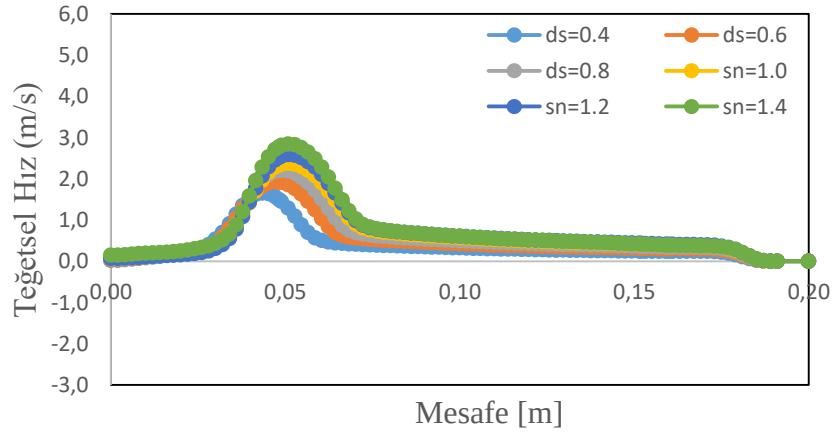
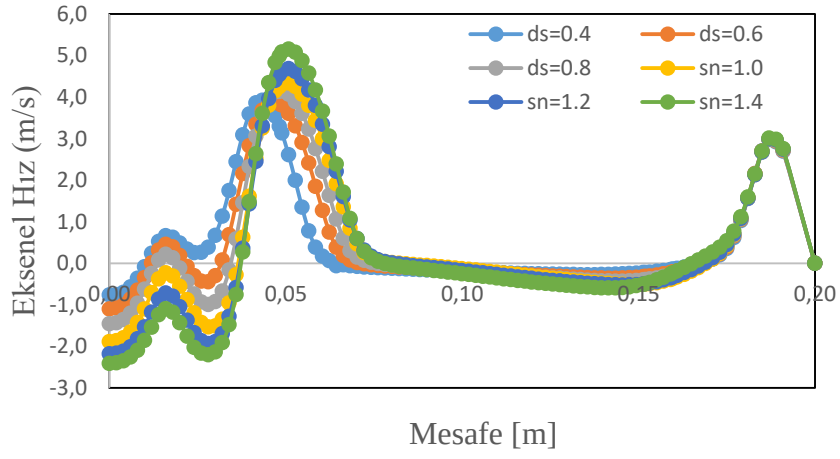
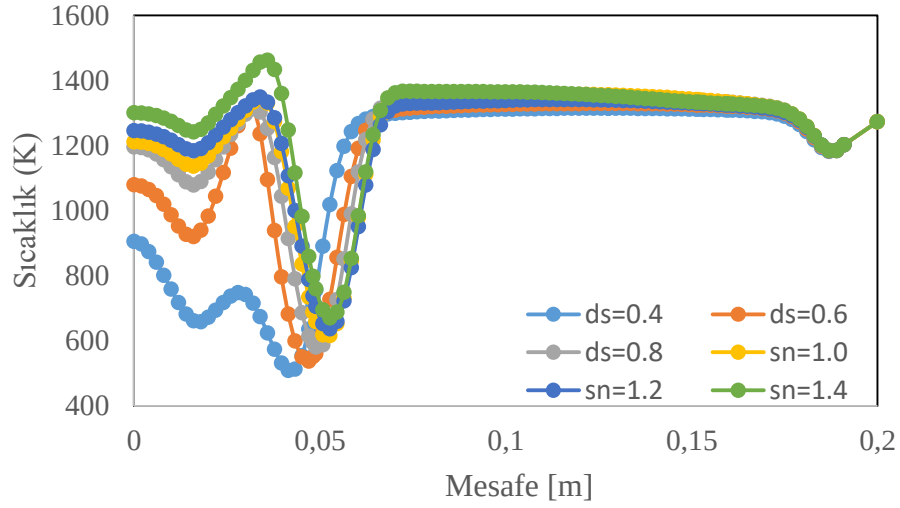
hız ve teğetsel hız verileri elde edilmiştir. Döngülü akış, ikincil girişten verilmektedir. Beslenen gazın debileri sabit olarak analiz yapılmıştır. Eksenel hız profilleri döngü sayısı 0,4, 1,0 ve 1,4 için Şekil 4.42’de gösterilmektedir.



Şekil 4.42: 3 döngü sayısına göre hız profilleri (a) Döngü sayısı=0,4 (b) Döngü sayısı=1,0 (c) Döngü sayısı=1,4.

Profillerden de görüleceği gibi döngü sayısı arttıkça alevin eksenel yayılımı radyal dağılıma dönmektedir. Girdap gücündeki artış ile birlikte, yakıcı yakınında oluşan daha yüksek negatif basınç nedeniyle eksen boyunca oluşan iç döngü bölgesinin uzadığı görülmektedir. Daha büyük iç devir daim bölgesinin olması alev oluşumunu da etkilemektedir. Alevi daha kısa ve geniş yapmaktadır. Girdap gücünün diğer önemli etkisi de dış kısımda oluşan devir daim bölgesidir. Döngü sayısı arttırıldıkça bu bölgenin küçüldüğü ve yakıcıya doğru yaklaştığı gözlemlenmektedir. Sıcaklık, eksenel ve teğetsel hız verileri Şekil 4.43’de gösterilmektedir.

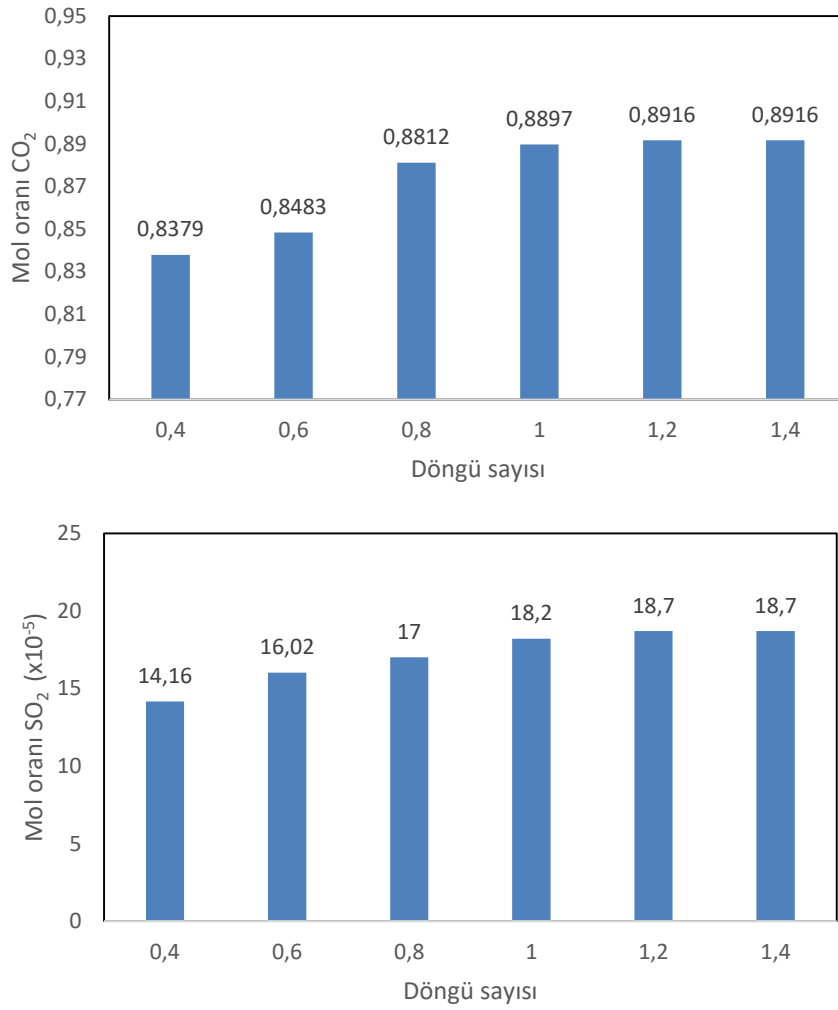
Sıcaklık profilinden anlaşılacağı üzere döngü sayısı arttıkça kazanda oluşan pik sıcaklık değeri de artmaktadır. Eksenel $x=0,05\text{m}$ ’de, radyal sıcaklık değerleri 0,1 ile 0,2 m arasında döngü sayısından çok fazla etkilenmemektedir. Teğetsel hız profillerine bakılırsa, döngü sayısı arttıkça teğetsel hızda artmıştır ve radyal olarak teğetsel hızın pik olduğu değerde 0,05m civarına kaymıştır. Eksenel hızda da aynı eğilim görülmektedir. Eksenel hız profillerinden de görüleceği üzere eksenel yönde ilerledikçe hız değişimleri de daha az olmaktadır. Ayrıca grafikten de görüldüğü üzere, döngü sayısı arttıkça daha geniş bir radyal mesafe de alev yayılmaktadır. Döngü sayısının artması yakıt ve oksitleyici akışın daha iyi karışmasına neden olmaktadır. Döngü sayısı arttıkça daha kararlı alevler oluşmaktadır.



Şekil 4.43: $x=0,05\text{m}$ 'de sıcaklık, eksenel ve teğetsel hız verileri.

Döngü sayısı arttıkça, CO_2 ve SO_2 emisyonları da artmaktadır. Şekil 4.44'de bu durum açıkça görülmektedir. Yalnız döngü sayısı 1.2'den sonra emisyonlar değişmemektedir. Döngü sayısı 0,4'e kıyasla, döngü sayısı 1,4 olduğunda SO_2 mol oranı %32 artmaktadır. Aynı şekilde CO_2 ise %6,4 artmıştır. Döngü sayısı 1,2 olarak tercih edilmiştir. Daha önceden de bahsedildiği gibi döngü sayısının artması daha iyi

bir karışım sağlanarak yanmanın performansını artıracaktır. Yanma verimli bir şekilde gerçekleştiği takdirde, emisyon değerlerinin de artması olası bir durumdur.



Şekil 4.44: Döngü sayısına göre CO₂ ve SO₂ emisyonlarının çıkıştaki mol oranları.

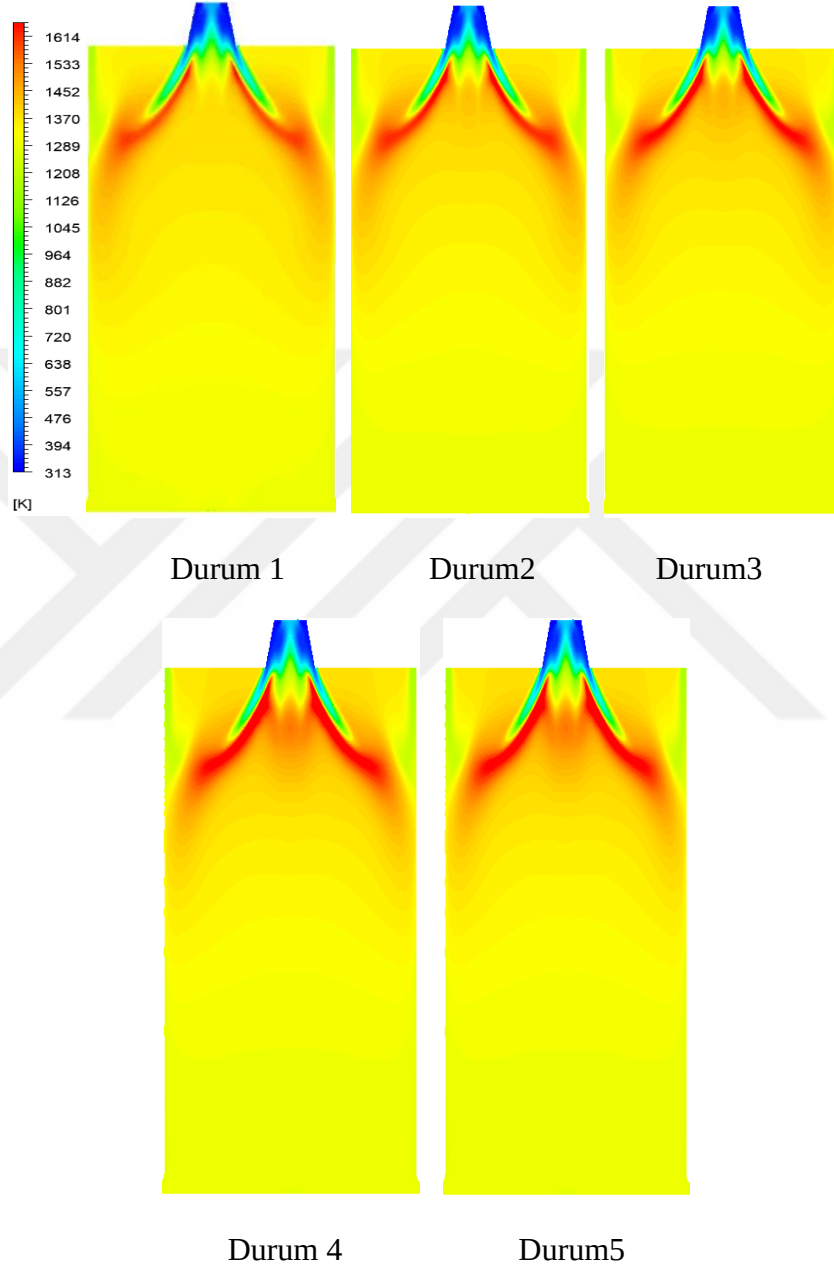
4.5.3 Farklı oksijen derişimlerinde birlikte yanmanın incelenmesi

Bu kısımda farklı oksijen seviyelerinde kazan içinde sıcaklık verileri incelenmiştir. Birlikte yanma 25B-75C oranlarında yakıt kullanılarak bu analiz gerçekleştirilmiştir. Normal durumda, Çizelge 4.2’de belirtilen şartlarda yanma gerçekleştirilmektedir. Normal durum dışında 5 farklı oksijen seviyesi belirlenmiştir. Oksijen seviyeleri Çizelge 4.14’de belirtilmiştir.

Şekil 4.45’de 5 farklı oksijen seviyesinde oluşan sıcaklık profilleri verilmiştir. Şekilden de görüleceği üzere oksijen miktarı arttıkça veyahut karbondioksit miktarı azaldıkça kazan içerisindeki pik sıcaklık değeri de artmaktadır.

Çizelge 4. 14: Sisteme beslenen oksijenin mol yüzdesi.

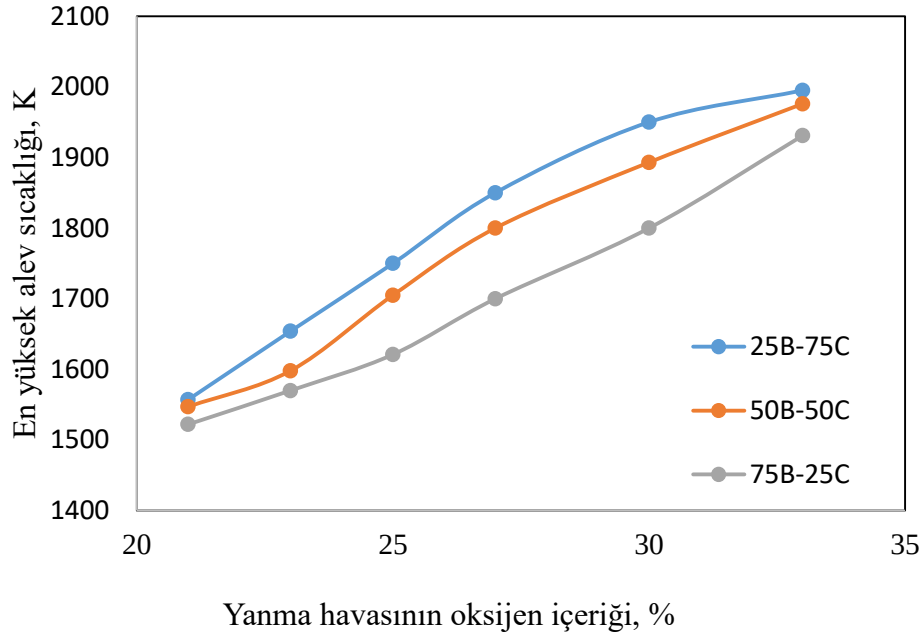
Durum 1 % O ₂	Durum 2 % O ₂	Durum 3 % O ₂	Durum 4 % O ₂	Durum 5 % O ₂
23	25	27	30	33



Şekil 4.45: 5 farklı oksijen seviyesinde 25B-75C karışımlarının yanması sonucu oluşan sıcaklık profilleri.

Birlikte yanma ile ilgili olarak deneysel veriler olmadığından, literatürdeki diğer çalışmalarla benzer sonuçlar elde edilip edilemediği kontrol edilmiştir. 5 farklı oksijen derişimi ile farklı yanma oranlarından elde edilen sonuçlar Şekil 4.46’da

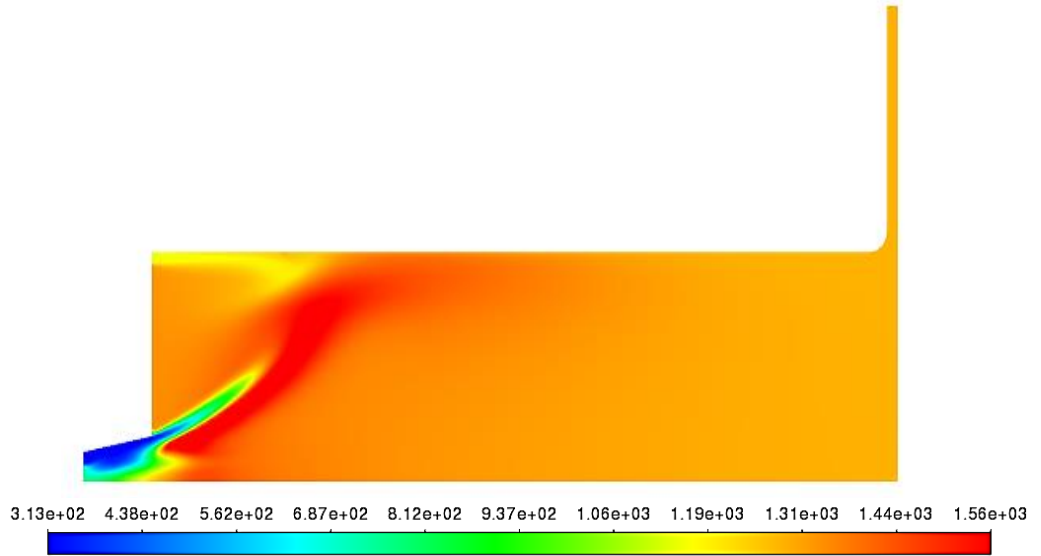
gösterilmiştir. Bu çalışmada, literatüre benzer sonuçlar ortaya çıkmıştır. Kalorifik değeri düşük olduğu için biyokütle eklenme miktarının artmasıyla kazan içerisindeki sıcaklık düşmektedir. Aynı zamanda Şekil 4.45 ve Şekil 4.46'dan görüleceği gibi oksijen seviyesi arttığında kazan içerisindeki en yüksek sıcaklık değerleri de artacaktır. Benzer sayısal çalışmalar da bu sonucu desteklemektedir.



Şekil 4.46: 5 farklı oksijen seviyesinde farklı birlikte yanma karışım oranlarına göre hesaplanan en yüksek alev sıcaklıkları.

4.5.4 Hava ortamında birlikte yanmanın incelenmesi

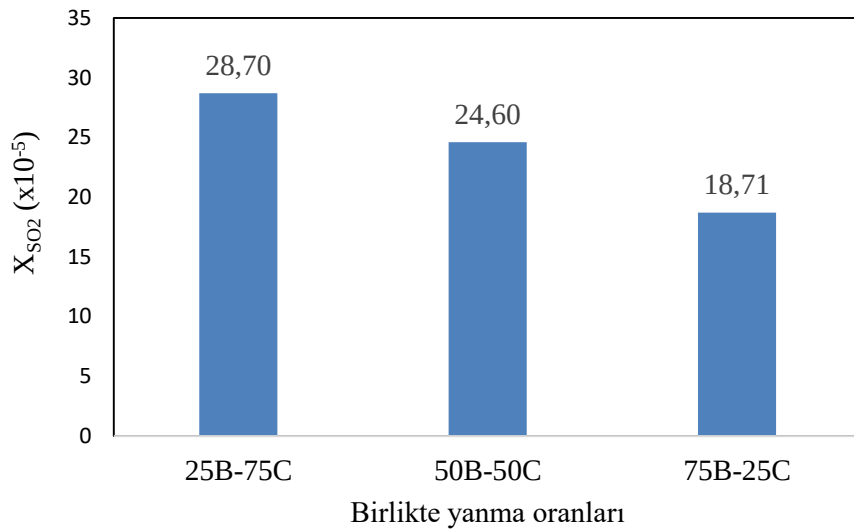
CO₂'nin N₂ ile değiştirilmesiyle, yanma ortamı hava ateşlemeden oksi ateşlemeye değiştirildiğinde sıcaklığın düştüğü açıkça görülebilir. Bu durum N₂ ve CO₂'nin termodinamik davranış ve özelliklerinden açıklanabilir. Oksi yakıt yüzdesindeki bir artış CO₂ miktarındaki bir azalmaya karşılık gelir. Geri döndürülen baca gazlarındaki azalma alev emissivitesindeki ve dolayısıyla alev sıcaklığındaki farka katkıda bulunmaktadır. N₂ ile karşılaştırıldığında, CO₂'nin özgül ısı kapasitesi yüksektir. bu durumda oksijen konsantrasyonu arttığında CO₂ azalır ve yüksek alev sıcaklıkları oluşur. Hava ortamında yanma analizi de gerçekleştirilmiştir. En yüksek sıcaklık 1883 K olarak hesaplanmıştır (Şekil 4.47). Karşılaştırma yapılabilmesi açısından profilin göstergesi, oksi ortamda yanma yapılan analizin göstergesi ile uyumlu olarak konulmuştur.



Şekil 4.47: Hava ortamında 25B-75C karışımının yanması sonucu sıcaklık profili.

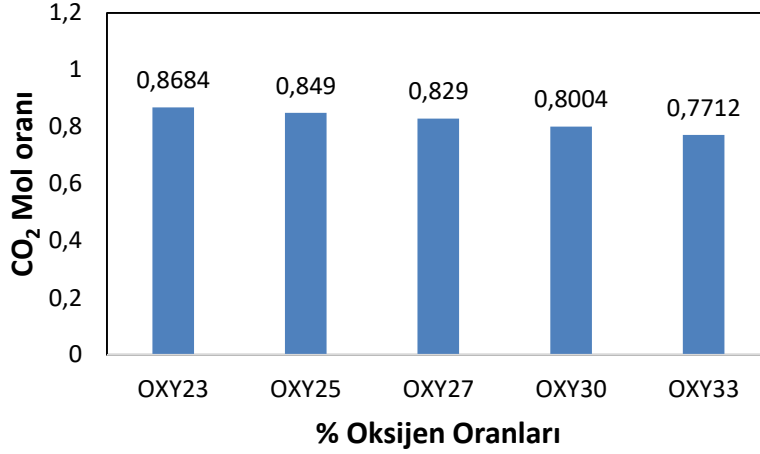
4.5.5 CO₂, NO_x ve SO_x derişimlerinin incelenmesi

Birlikte yanma oranlarının çıkıştaki SO₂ emisyon değerleri Şekil 4.48’de gösterilmektedir. Biyokütle yakıtının içeriğinde bulunan kükürt, kömürde bulunandan yaklaşık 10 kat daha azdır. Bu durumda biyokütle eklendikçe SO₂ miktarı azalmaktadır. %25 biyokütle eklenmesi durumunda, %75 biyokütle eklenmesi durumuna göre kıyasla %35 daha fazla SO₂ oluşmaktadır.



Şekil 4.48: SO₂ emisyon değerleri.

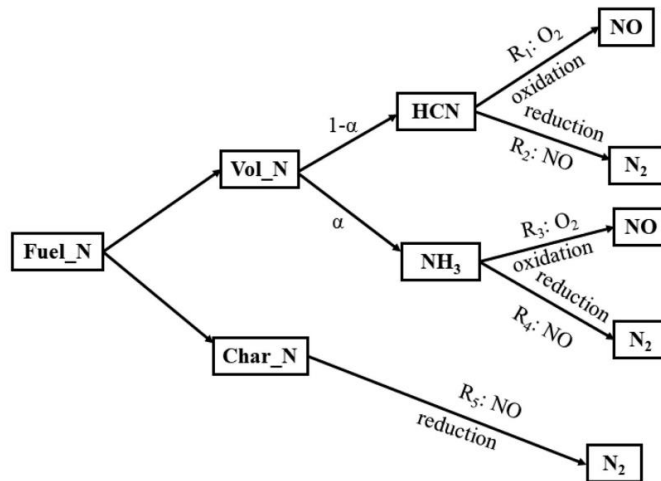
Farklı oksijen seviyelerinde yapılan analizler sonucunda çıkıştan ölçülen CO₂ mol oranları Şekil 4.49’da gösterilmiştir.



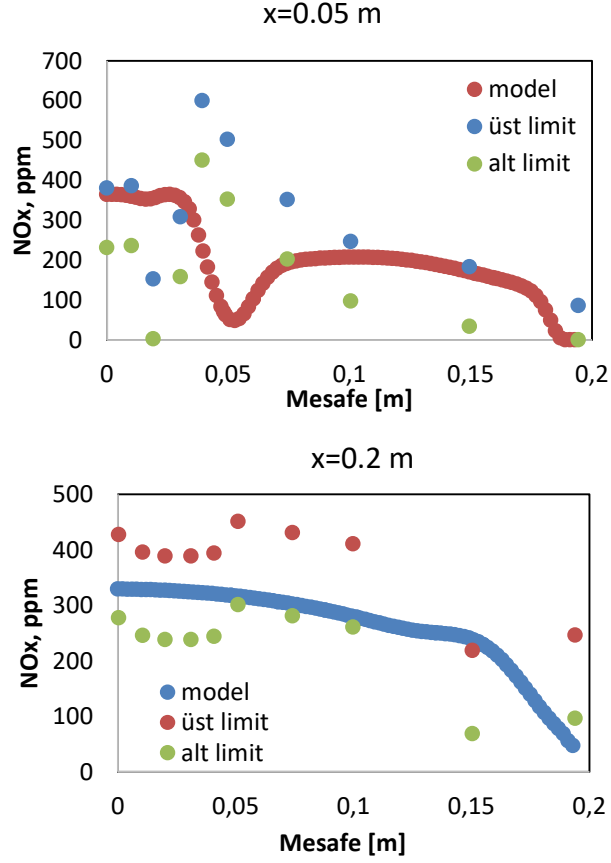
Şekil 4.49: Oksijene oranlarına göre çıkıştaki CO₂ mol oranları.

Oksijen seviyesi arttıkça sisteme beslenen CO₂ miktarı da azalmaktadır, bununla birlikte çıkıştaki emisyon miktarları da azalmaktadır.

NO_x modellenmesinde izlenen yol görseldeki gibidir (Şekil 4.50). Yakıt da bulunan azot içeriği yakıt NO oluşum mekanizması yoluyla NO oluşumuna en büyük katkıyı yapmaktadır. Çar N ve Uçucu N yaklaşık olarak aynı oranda ikiye ayrılmaktadır. NH₃/HCN oranı 9:1 olduğu varsayılmıştır. İki eksenel seviyedeki model verileri deneysel çalışmalar arasındaki uyum gösterilmiştir. X=0.05m’de sapmalar oldukça fazladır. Eksenel uzaklık arttıkça modelin deneysel verilere yakınlığı artmıştır (Şekil 4.51).bu analiz sadece kömür yanması için yapılmıştır. Hem bu modelleme hemde birlikte yanma modellemesine ışık tutması amaçlanmaktadır.

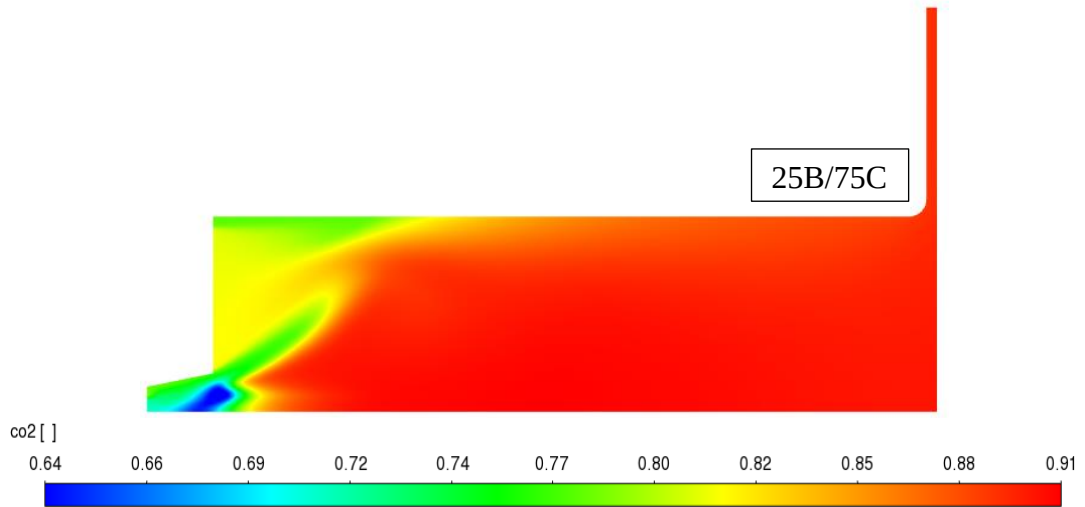


Şekil 4.50: NO_x modellenmesinde izlenen yol.

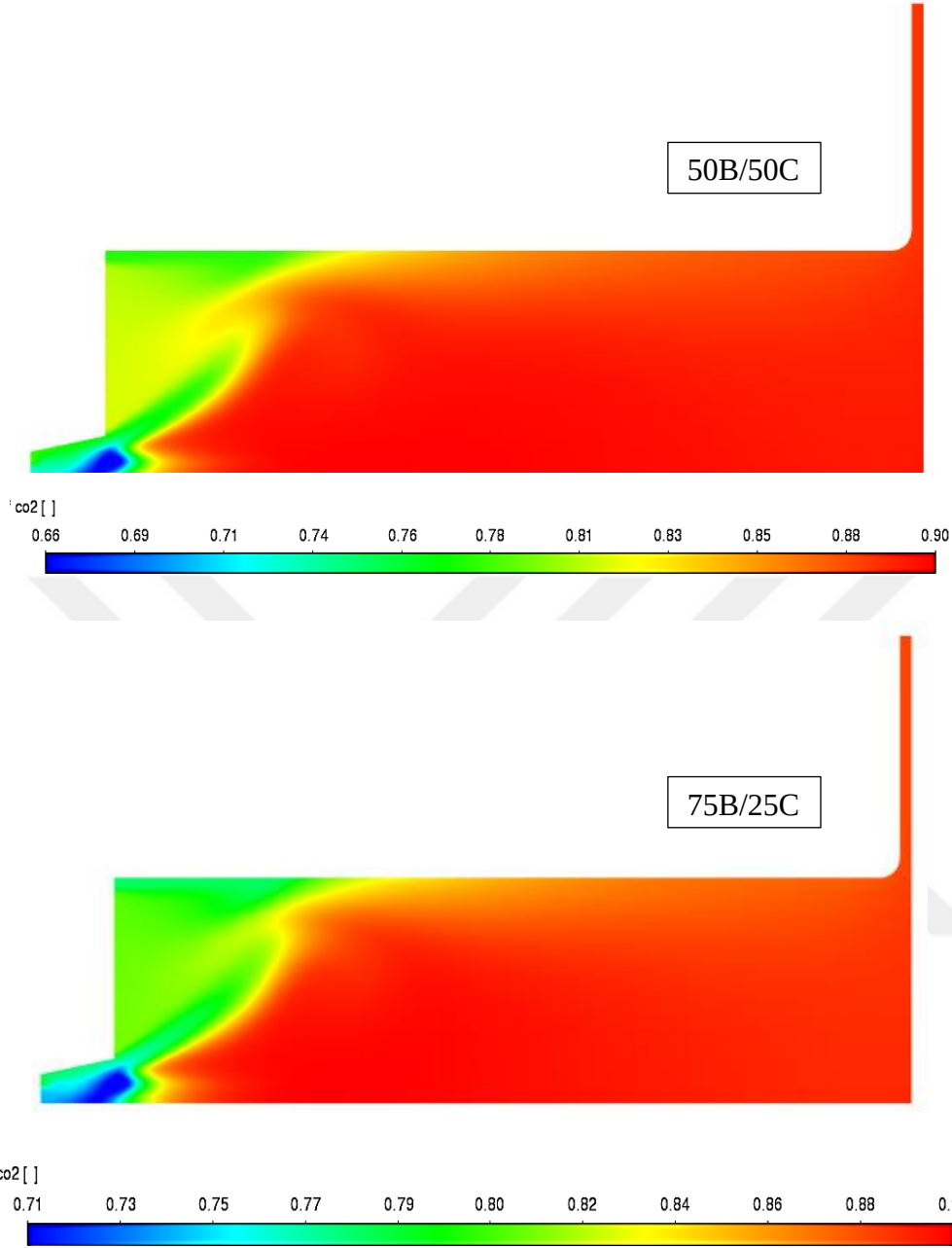


Şekil 4.51: NOx modellenmesi ve validasyonu.

Birlikte yanma oranlarına göre yapılan hesaplamalar da elde edilen CO₂ emisyon değerlerinin profilleri Şekil 4.52’de gösterilmektedir. Profillerden görüleceği üzere, biyokütle eklendikçe karbondioksit mol oranı düşmektedir. Üç durum arasında çok fazla bir fark yoktur. Oluşan emisyon kazan merkezinde yoğunlaşmaktadır. Çıkış kısmında seyrelmiştir.

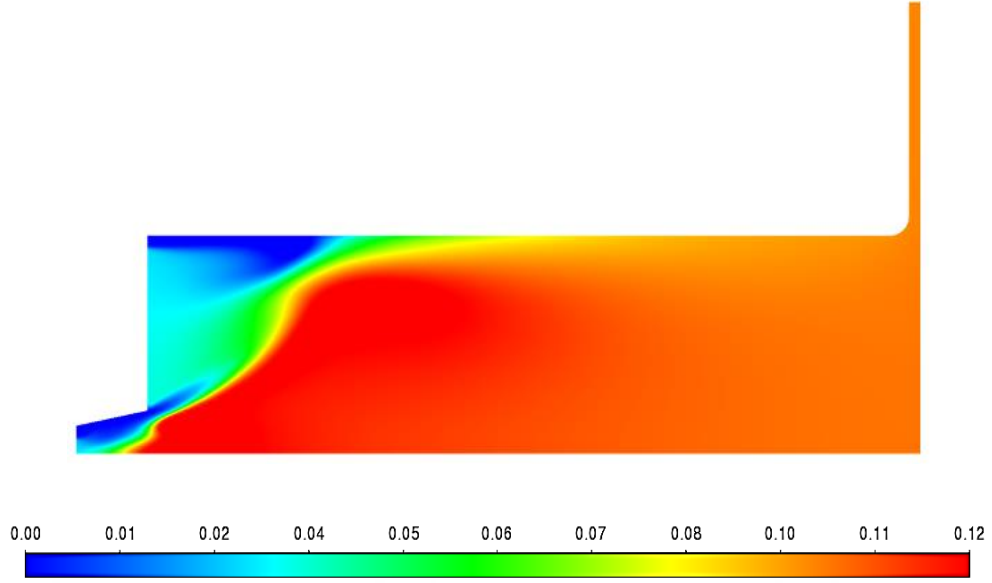


Şekil 4.52: Üç farklı biyokütle oranında oluşan CO₂ gazının mol oranı.



Şekil 4.52 (devamı): Üç farklı biyokütle oranında oluşan CO₂ gazının mol oranı.

25B/75C biyokütle kömür karşımında sadece hava ortamında yanma gerçekleştirildiğinde oluşan CO₂ emisyon miktarının, oksı ortamda yapılan yanma sonucunda çıkan emisyon oranından düşük olduğu Şekil 4.53’de gösterilmiştir. Yaklaşık 8 kat fark oluşmaktadır. Yanmanın yoğun olduğu kazan merkezine yakın bölgede en yüksek seviyeye oluşan karbondioksit miktarı, kazan çıkışına doğru seyrelmiştir ve çıkışında 0,10 ile 0,11 arasında bir oranda hesaplanmıştır.



Şekil 4.53: Hava ortamında, 25B/75C karışım oranında yanma sonucu oluşan CO₂ gazının mol oranı.

4.6 Tunçbilek Termik Santralinin Modellenmesi

4.6.1 Tunçbilek termik santralinde kömür yanmasının modellenmesi

Termik santralin 150 MWe güce sahip 5. ünitesinin geometrisi, bu tez kapsamında kullanılmıştır. 5.ünite toplamda 3 farklı seviyede, 18 adet yakıcı bulunmaktadır. İlk önce pülverize kömür yanması modellenmiştir ve ölçüm alınan noktalarda sıcaklık değerlerine bakılmıştır. Doğrulama çalışması için bu modelleme kullanılmıştır. Bu modelleme çalışmasında Tunçbilek linyiti kullanılmıştır. Bu yakıtın kimyasal analiz sonuçları Çizelge 4.15’de gösterilmektedir. Elemental analiz kuru-külsüz olarak verilmiştir. Alt ısı değeri ve üst ısı değeri sırasıyla $1,19 \times 10^7$ kJ/kg ve $1,28 \times 10^7$ kJ/kg olarak hesaplanmıştır.

Bu yanma kazanında yakıcıların yerleşimi sebebiyle teğetsel olarak yakıt ve hava püskürtülmektedir. Tam yanma olması için bu şekilde tasarlanmıştır. Küçük ölçekli sistemde RSM türbülans modeli, deneysel sonuçlara çok yakın sonuçlar hesaplamıştır. Fakat RSM çözmesi çok kolay olmayan bir türbülans modelidir ve üç boyutlu bir geometri de yakınsama için uzun süre gerektirmektedir. Bu sebeple, küçük ölçekli, 2D modelleme yapılmış sistemde, RSM kadar iyi sonuç vermese de diğer tüm modellerden arasından RSM’den sonra en iyi sonucu veren standard k-epsilon türbülans modeli kullanılmıştır. Bu türbülans modeli kullanılmasına rağmen

yeterli sayıda iterasyon yaklaşık 7 ile 10 gün arasında sürmektedir. Bu türbülans modelinin seçimi, hesaplama maliyeti ile hassasiyet düşünüldüğünde optimum bir çözüm olacaktır.

Çizelge 4.15: Tunçbilek linyitinin kimyasal özellikleri.

Parametre	Kütleli %
C	72
H	5
O	16,2
N	2,7
S	4,1
Uçucu Madde	28,4
Sabit Karbon	20,4
Kül	40,2
Nem	15,6

Modelleme çalışmasında, HAD programı olarak Ansys Fluent 18 kullanılmıştır. Hız-basınç eşleştirilmesi için Coupled kullanılarak modellemeler tamamlanmıştır. Basınç için ikinci dereceden interpolasyon kullanılmıştır. Tüm taşınım denklemlerinin ayrıklaştırılması için ikinci dereceden model kullanılmıştır. Gradyan hesaplama tekniği olarak “least squares cell based” seçilmiştir. Kazan içindeki ısı değiştiricileri kapladığı alan düşünülerek kazanın üst kısmında gözeneklilik 0,8 seçilerek modellenmiştir. Monitor kısmında, yakınsamaya karar vermek için, süreklilik denklemlerinin 10^{-3} ve enerji denkleminin ise 10^{-6} olması sağlanmıştır. P1 ışıınım modeli kullanılmıştır ve duvarlarda 0,9 yama katsayısı olduğu varsayılmıştır.

Species Transport modelinde Finite rate/Eddy Dissipation seçilmiştir. 2 basamaklı reaksiyon seçilmiştir. Homojen gaz reaksiyonları için kullanılan kinetik parametreler Çizelge 4.16’da gösterilmektedir.

Çizelge 4.16: Homojen reaksiyon kinetik parametreleri.

	A (1/s)	E (J/kmol)
1.reaksiyon	$2,119 \times 10^{11}$	$2,027 \times 10^8$
2.reaksiyon	$2,239 \times 10^{12}$	$1,7 \times 10^8$

Kömür parçacığı 30 iterasyonda bir sisteme beslenmektedir. Devolatilizasyon modeli olarak tek oran modeli kullanılmıştır. kömür oksidasyonu için kinetik-difüzyon limitli model kullanılmıştır. Çizelge 4.17’de kinetik parametreler verilmiştir. Bu değerler, daha önce yapılmış olan bir çalışmadan alınmıştır [68].

Parçacık boyutu Rosin Rammler kullanılarak modellenmiştir. Parçacık boyut analizi sonucuna göre, 90 mm, 500 mm ve 100 mm parçacık boyutları sırasıyla en küçük, en büyük ve ortalama çap değerini temsil etmektedir. “Spread parameter” ise 4,2 olarak alınmıştır.

Çizelge 4.17: Yanma için gerekli kinetik parametreler.

	A [s-1]	E [kJ/mol]
Devolatilizasyon (single rate model)	$3,82 \times 10^5$	74
Parçacık yanma modeli (kinetic-diffusion limited)	2×10^{-5}	79,4

3 farklı seviyede bulunan yakıcılar, üst kısımdakiler Ü, orta kısımdakiler O ve alt kısımdakiler de A şeklinde ifade edilecektir. Her bir seviyede gönderilen hava ve yakıt miktarı değişmektedir. Toplam havanın ve yakıtın yüzdesel olarak 3 farklı seviyelerdeki miktarları Çizelge 4.18’de gösterilmiştir.

Toplam kömür miktarı 38,6 kg/s olarak ve 573K sıcaklıkta gönderilmektedir. Birincil hava 130,7 kg/s olarak ve 573K sıcaklıkta sisteme girmektedir. İkincil hava ise sisteme 69,1 kg/s olarak ve 613K sıcaklıkta girmektedir. Toplamda 199 kg/s hava sisteme beslenmektedir. Pülverize kömür yanmasında, tahmini hız vektörlerinin dağılımı 3 farklı yakıcı seviyesi için Şekil 4.54’de gösterilmiştir. Döngüsel akış,

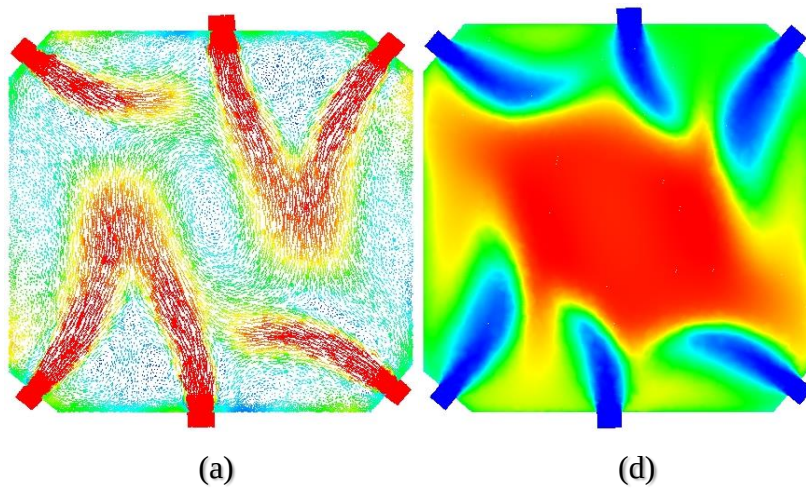
teğetsel yanan kazanlarda tipik bir davranıştır. Kütlesel debilerdeki farklılıklardan dolayı, alt ve orta seviyedeki yakıcılar, üst seviyeye göre yüksek hızlara sahiptir.

Çizelge 4.18: 3 farklı seviyedeki yakıt ve hava dağılım oranları.

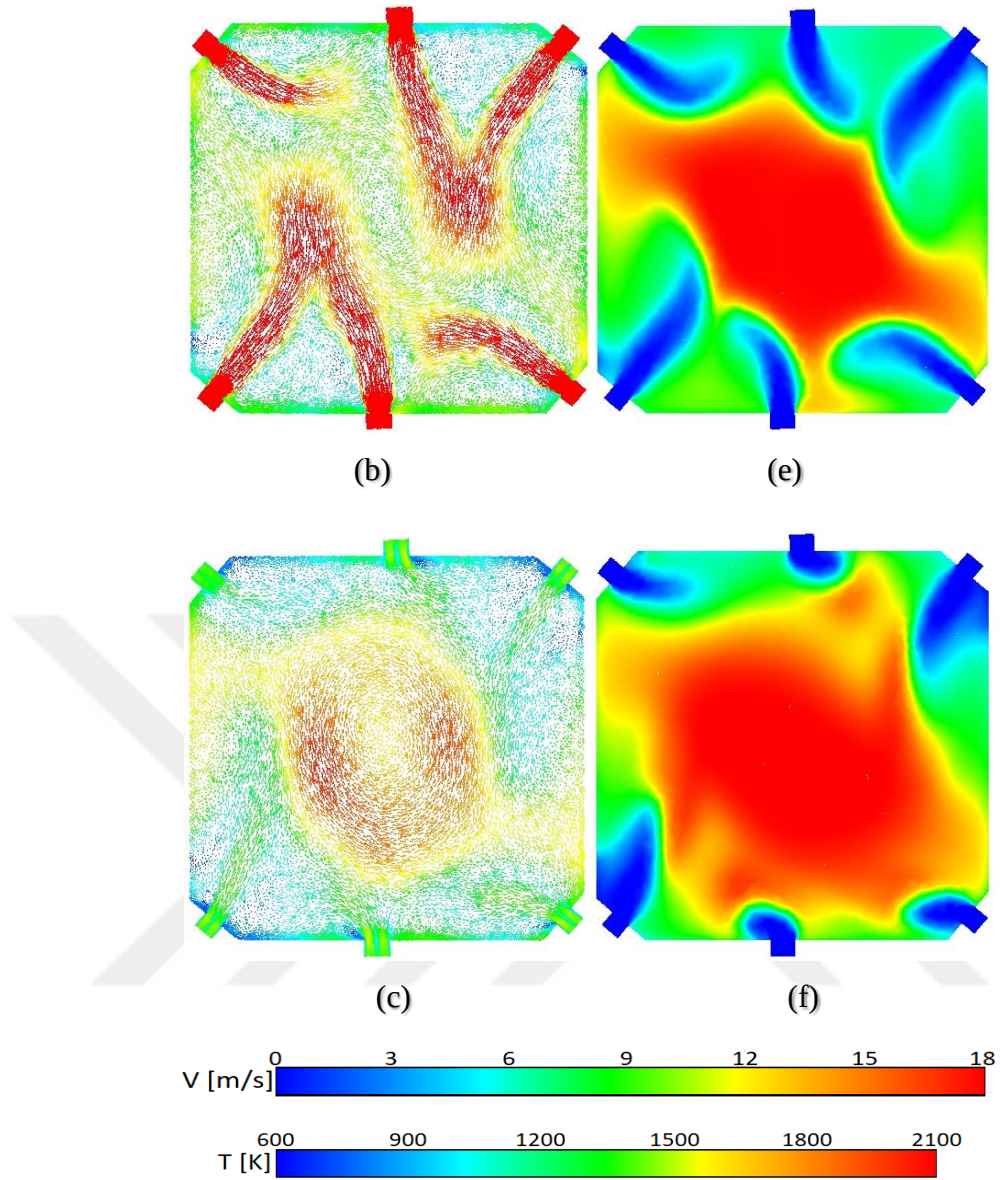
Yakıcı Seviyesi	Kömür	Hava
Ü	%22	%14
O	%35	%43
A	%43	%43

Hesaplanan sıcaklık dağılımları da Şekil 4.54'de gösterilmiştir. Oldukça yüksek yakıcı hızlarına sahip, alt ve orta yakıcı seviyelerinde, yüksek sıcaklık bölgesinin daha çok fırının orta kısımlarında yoğunlaştığı gözlemlenmektedir. Nispteden düşük hıza sahip üst yakıcı seviyesinde sıcaklık dağılımının daha homojen olduğu görülmektedir.

Alt ve orta yakıcı seviyelerinin üst yakıcı seviyesine daha yüksek hızlara sahip olduğu kazan boyunca gösterilen Şekil 4.55'de açıkça görülmektedir. Ocak bölgesinde, kazan duvarlarına ısı kaybı nedeniyle kazan boyunca kademeli olarak azalan sıcaklıklar öngörülmektedir. S1-S6 seviyelerinde ölçülen sıcaklıklar, hesaplanan sıcaklıklar ile karşılaştırılır.

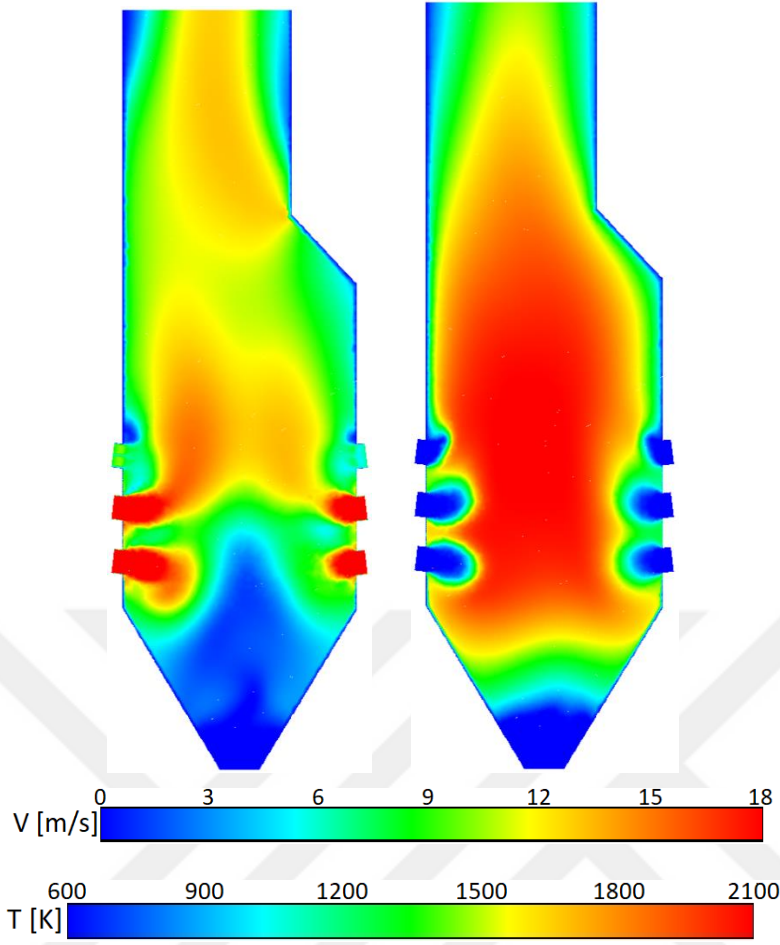


Şekil 4.54: Kömür yanması sonucu oluşan 3 farklı seviyedeki (A, O, Ü) hız vektörleri (a, b ve c) ve sıcaklık (d, e ve f) dağılımı.



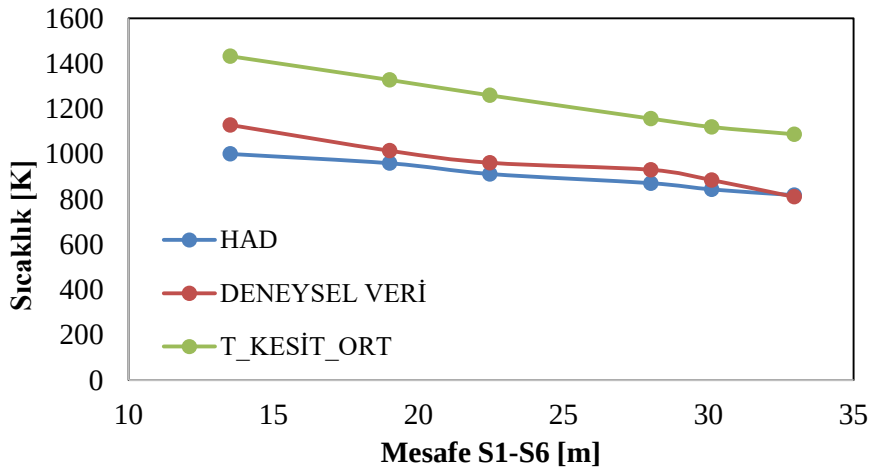
Şekil 4.54 (devamı): Kömür yanması sonucu oluşan 3 farklı seviyedeki (A, O, Ü) hız vektörleri (a, b ve c) ve sıcaklık (d, e ve f) dağılımı.

Bu aşamada yapılan ölçümlerin daha detaylı anlatılması gerekmektedir. Sıcaklık ölçümler duvardan 45 cm mesafe ile fırın duvarlarına paralel uzanan yatay çizgiler boyunca gerçekleştirilmiştir. Ölçümler iki duvar boyunca alınmıştır. Böylece belirli bir istasyonda, sıcaklığın ölçüldüğü iki hat vardır. Her çizgi boyunca sıcaklığın ortalaması alınır. Her istasyon için, karşılık gelen her iki hattın ortalama sıcaklıklarının tekrar ortalaması alınır. Ölçülen deneysel ve hesaplanan sıcaklıklar Şekil 4.55’de gösterilmiştir.



Şekil 4.55 : Kazan boyunca hız (sağ) ve sıcaklık (sol) dağılımı profilleri.

Bu sıcaklıkların öneminin bir noktaya kadar tartışılabilir olduğu unutulmamalıdır, çünkü duvara oldukça yakın yerlerde elde edildikleri için çok temsil edici olmayabilir. Bu nedenle tamamlayıcı bilgi olarak, 6 farklı seviyedeki kesitlerden hesaplanan kütle ağırlıklı ortalama sıcaklık değerleri de Şekil 4.56’da gösterilmiştir.



Şekil 4. 56 : Ölçülen ve hesaplanan sıcaklık değerleri.

Sıcaklığın ölçüldüğü hatlar için sonuçların genellikle ölçümleri olduğundan düşük tahmin ettiği, ancak son iki istasyon için oldukça uyumlu olduğu görülebilir. İkincisi nispeten soğuk duvarlara oldukça yakın olduğundan bu beklenen bir davranıştır. Bu aşamada, kazanda komunlandırılan ısı eşanjörü boru demetlerindeki ısı transferinin modellenmediği ayrıca not edilmelidir. Bu, ortalama sıcaklıklarla gözlemlenen aşırı tahmini açıklamak için bir argüman olarak görülmektedir. Karşılaştırma çok belirgin olmasa dahi yine de tahmin edilen sıcaklıkların ölçümlere benzer bir eğilim gösterdiği söylenebilir.

4.6.2 Tunçbilek termik santralinde biyokütle ile birlikte yanma modeli

Kızılçam biyokütle olarak seçilmiştir. Biyokütle yakıtı kimyasal analiz sonuçları Çizelge 4.19’da gösterilmektedir. Elemental analiz kuru-külsüz olarak verilmiştir. Alt ısı değer ve üst ısı değer sırasıyla $1,94 \times 10^7$ kJ/kg ve $2,15 \times 10^7$ kJ/kg olarak hesaplanmıştır. Parçacık yanmasının kinetik parametreleri, yakıt parçacık boyutu, veri eksikliğinden dolayı, kömür yakıtı ile aynı kabul edilmiştir.

Birlikte yanma çalışması, Tunçbilek de linyit yerine biyokütle kullanılması durumunu değerlendirmektedir. % 43 yakıt beslemesi yapılan alt grup yakıcılardan biyokütle gönderilmiştir. Tamura ve çalışma arkadaşlarının yaptığı çalışma da, biyokütle ile yanma yapılacağı zaman kazanda biyokütlenin alt kısımdan verilmesi, üst kısımlardan verilmesinden daha iyi olduğu, biyokütlenin uçucularının fazla olmasından dolayı yanmanın hızlı gerçekleştiği, ocak bölgesinden çıkmadan tam yanmanın olduğunu vurgulamışlardır.

Biyokütle birlikte yanma durumu, yakıcıların alt seviyesindeki yakıt ve havanın kütle akış hızlarında kömür yanmasından farklıdır. Biyokütlenin kütledebisi, kömüre kıyasla termal yük değişmeden kalacak şekilde ayarlanmıştır.

$$m_B = \frac{LHV_{kömür}}{LHV_{biyokütle}} \cdot m_k \quad (4.19)$$

Kömür ile biyokütlenin ısı değerlerinin oranı 0,61’dir. Biyokütlenin kütledebisi, kömürün kütledebisinin %61’si kadardır. Kömür yakıtının 1 kg’lık kısmı için gerekli hava miktarı 4,17 kg olarak hesaplanmıştır. Biyokütle için ise bu miktar 6,71 kg olarak hesaplanmaktadır. 38,6 kg kömür sisteme beslenmektedir. Toplamda 199 kg hava ihtiyacı olmaktadır. Biyokütle kullanırsa, ısı değeri oranında toplamda 23,7

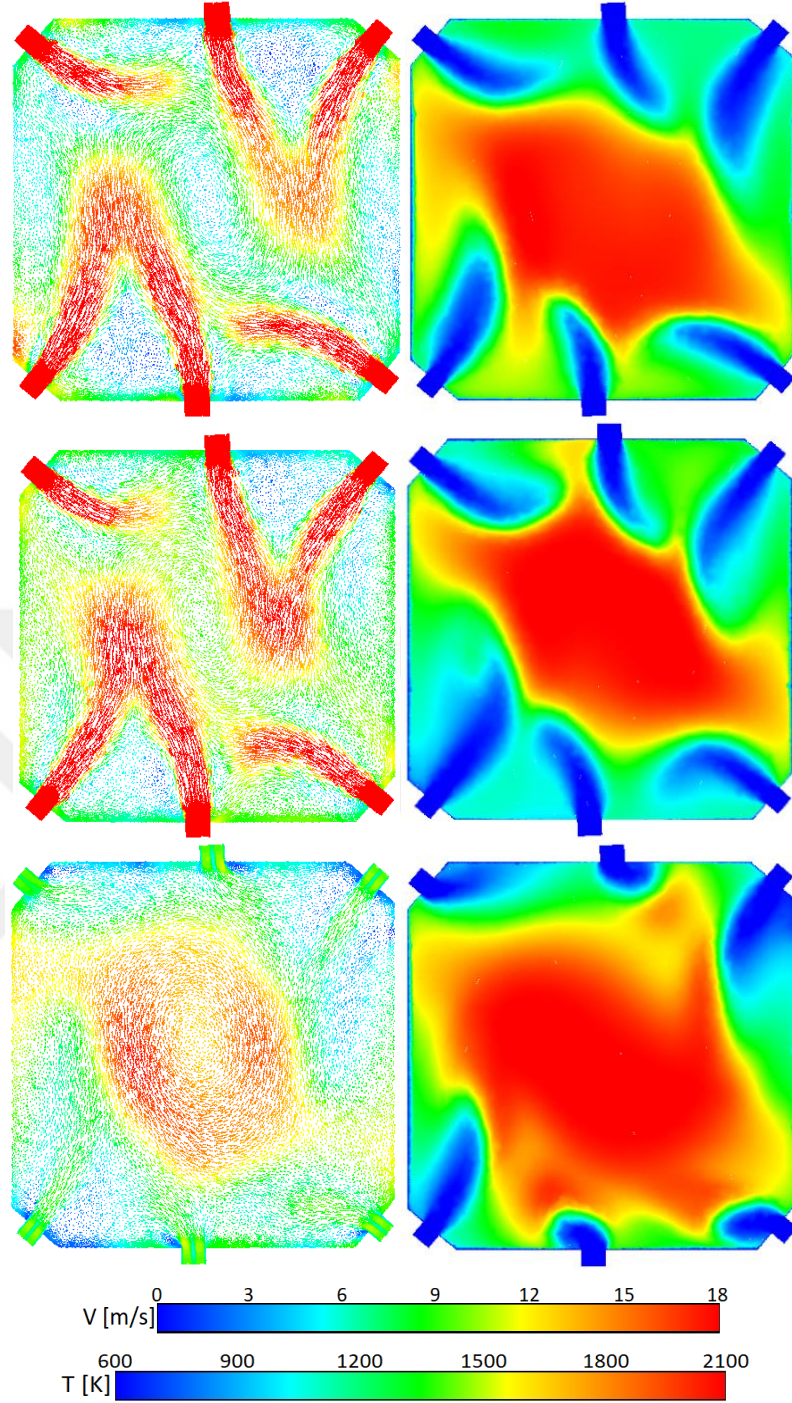
kg yakıt ihtiyacı olmaktadır. Hava olarak da 198 kg hava olması gerektiği hesaplanmıştır. Toplam hava oranı sistemde aynı olarak kalmıştır.

Çizelge 4.19: Kızılçam biyokütlesinin kimyasal özellikleri.

Parametre	Kütlesel %
C	57,34
H	9,07
O	33,35
N	0,24
Uçucu Madde	65,27
Sabit Karbon	16,16
Kül	1,56
Nem	17,01

Birlikte yanma durumunda, 3 seviyedeki yakıcı gruplarında oluşan hız vektörleri Şekil 4.57’de gösterilmiştir. Hesaplanan sıcaklıklar da Şekil 4.57’de gösterilmiştir. Biyokütle birlikte yakma için elde edilen hem hız vektörleri hem de sıcaklık profillerinin kömür yakıldığında elde edilen profillere çok benzer olduğu görülmektedir.

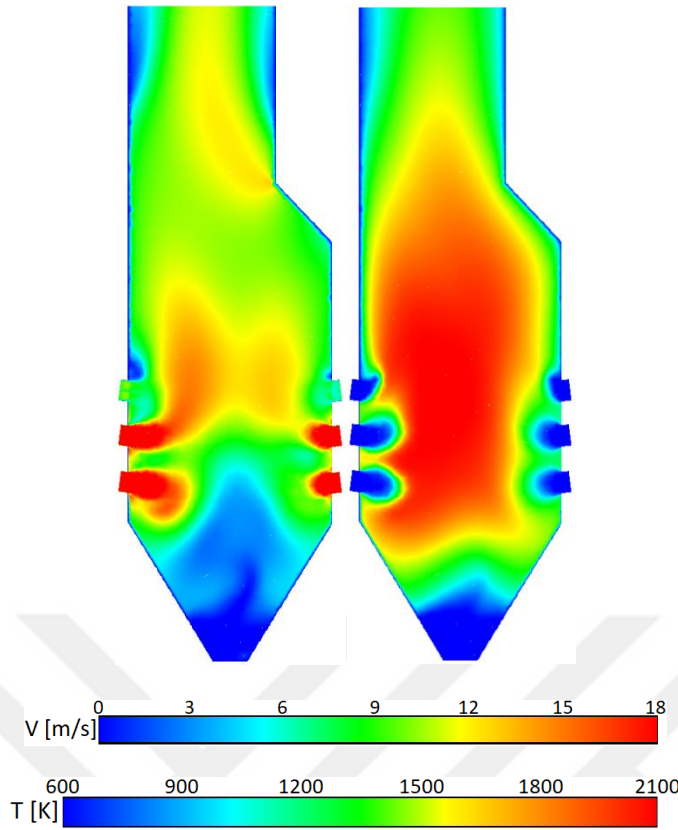
Fırın bölgesindeki sıcaklığın yanı sıra hız ve sıcaklık profili düşey ekseninde simetrik bir düzlem içinde gösterilmiştir (Şekil 4.58). Biyokütle ile kömürün yanmasından elde edilen hız ve sıcaklık profillerinin hemen hemen aynı olduğu gözlemlenmiştir. Ayrıca biyokütle yakılmasında alevin kömür yakmaya kıyasla biraz daha kısa olduğu da görülebilir. Bu gaz fazında katı kömüre kıyasla daha hızlı yanabilen biyokütlenin yüksek uçucu seviyesine bağlıdır.



Şekil 4. 57: Kömür ve biyokütlenin yakıldığı durumda hız ve sıcaklık profilleri.

Açıkcası birincil enerji kaynaklarının korunması açısından, biyokütle yenilenebilir bir enerji kaynağı olma avantajına sahiptir. Çevresel açıdan bakıldığında, biyokütlenin ek bir avantajı da, sadece kömür yakılan sistemlere kıyasla daha az karbondioksit salınımı yapmasıdır.

Üç farklı seviyeden alınan ortalama hız, ortalama sıcaklık, H_2O mol oranı, CO ve CO_2 ortalama mol oranları Şekil 4.59’de detaylı bir şekilde gösterilmiştir.

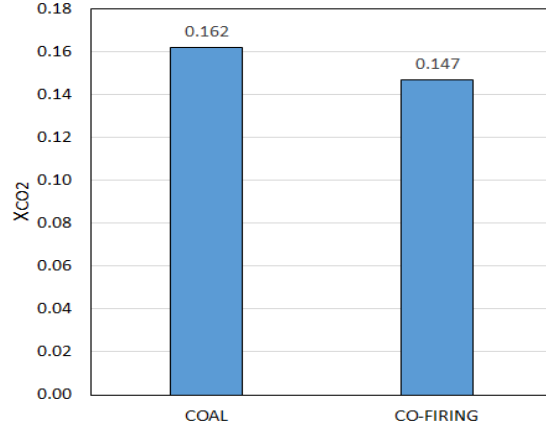


Şekil 4. 58: Hız ve sıcaklık profilleri.

	Coal firing	Biomass co-firing	% deviation
Lower Burner Level (L)			
V_{aver} [m/s]	10.50	10.46	0.4
T_{aver} [K]	1525	1472	3.5
$X_{H_2O,aver}$ [-]	0.057	0.068	19.3
$X_{CO,aver}$ [-]	0.0046	0.0042	8.7
$X_{CO_2,aver}$ [-]	0.114	0.1	12.3
Middle Burner Level (M)			
V_{aver} [m/s]	11.70	11.72	0.2
T_{aver} [K]	1464	1432	2.2
$X_{H_2O,aver}$ [-]	0.049	0.056	14.3
$X_{CO,aver}$ [-]	0.0038	0.0038	0
$X_{CO_2,aver}$ [-]	0.102	0.0918	10.0
Upper Burner Level (U)			
V_{aver} [m/s]	9.70	9.69	0.1
T_{aver} [K]	1627	1600	1.7
$X_{H_2O,aver}$ [-]	0.057	0.063	10.5
$X_{CO,aver}$ [-]	0.0043	0.0041	4.7
$X_{CO_2,aver}$ [-]	0.1226	0.112	8.7

Şekil 4.59: Kömür ve birlikte yanma durumları alt (lower), orta (middle) ve üst (upper) seviyedeki yakıcıların profillerinden alınan değerler.

Mevcut durum için bu, kömür ve biyokütle yakıldığında fırın çıkışında hesaplanan mol oranı ve sadece kömür yakıldığında hesaplanan mol oranı Şekil 4.60'da verilmiştir. Görüleceği üzere, % 10 daha az karbondioksit salınımı gerçekleşmektedir.



Şekil 4.60: Kömür yakılan ve kömür-biyokütle yakılan durumda çıkıştaki karbondioksit mol oranı.



5. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, kömür ve biyokütlenin ayrı ayrı yakılmasının yanı sıra birlikte karıştırılarak yakılması ve farklı yakıcılardan gönderilerek yakılması konuları araştırılmıştır. İki farklı geometri üzerinden çalışmalar yürütülmüştür. Küçük ölçekli yanma sistemi iki boyutlu olarak modellenmiştir. Bu durum daha hızlı sonuç almaya ve bilgisayar zamanını azaltmaya yardımcı olmuştur. Büyük ölçekli sistem Tunçbilek termik santrali olarak tercih edilmiş olup üç boyutlu şekilde modellenmesi yapılmıştır.

Sonuçları genel anlamda değerlendirecek olursak, yapılan türbülans modellemesi neticesinde, kullanılan beş farklı türbülans modeli içerisinde RSM modelinin hız ve sıcaklık dağılımlarına en yakın sonucu veren model olduğu görülmüştür. 100 kW gücündeki yakıcı üzerinden yapılan analizlerde, deneysel hız sonuçlarıyla arasındaki hata payı en fazla %4 olarak hesaplanmıştır. RSM modeli en yakın sonucu veren türbülans modeli olmasına karşın yakınsama konusunda zorluklar yaşanmıştır ve kullanılan bilgisayar saat düşünülürse üç boyutlu 4,2 milyon ağ yapısı olan Tunçbilek termik santrali geometrisine uygulanmasını zor kılmıştır. Küçük ölçekte yapılan analizler sonucunda standard k-ε modeli de, RSM modelinden sonra deneysel verilere yakın hesaplamayı yapmıştır. Bu sebeple Tunçbilek termik santralinde bu model kullanılmıştır.

Pulverize kömür (linyit) ve biyokütle (torrified biomass) alevleri 40 kWth'lık bir laboratuvar girdaplı brülöründe oksijen-yanma koşulları altında hesaplamalı olarak incelenmiştir. İki fazlı akışı modellemek için Eulerian-Eulerian yaklaşımı kullanılmıştır. Türbülans, standart k-ε modeli ve RSM kullanılarak URANS çerçevesinde modellenmiştir.

RSM'nin tutarlı yapıların kararsız dinamiklerini yakaladığı, ancak her iki alev için de bu dinamiklerin k-ε modeli tarafından yakalanamadığı gözlemlenmiştir. Biyokütle alevi için kömüre kıyasla daha uzun bir alev öngörülmektedir. Kullanılan piroliz hızı katsayıları arasındaki büyük fark nedeniyle, bunun esas olarak piroliz sürecinin modellenmesinden kaynaklanması beklenmektedir. Mevcut ampirik piroliz

verilerinin analizi ve bunların mevcut biyokütle türü için değerlendirilmesi, bu konudaki güveni artırmak için gelecekteki çalışmalarda dikkate alınacak bir konudur. Tahmin edilen hızlar mevcut hız ölçümleri ile karşılaştırılmıştır. Her iki alev için de RSM tahminlerinin k-ε model sonuçlarına kıyasla ölçümlerle genel olarak daha iyi bir uyum içinde olduğu gözlemlenmiştir.

K-ε modelinin düşük performansı, girdaplı akışlar ile uyumludur. Öte yandan benzer girdaplı brülörlerde daha yüksek güçteki (60 kWth, 100 kWth) pülverize kömür alevleri üzerindeki önceki çalışmalarda k-ε modelinin daha iyi bir performans gösterdiği rapor edilmiştir. Modelin bu farklı performansı geometrilerdeki ve sınır koşullarındaki farklılıklara bağlanabilir.

RSM, k-ε modelinden daha iyi performans göstermesine rağmen, doğruluğu şu anda dikkate alınan alevler için hala çok tatmin edici değildir. Daha iyi bir tahmin kalitesi elde etmek için gelecekte bir LES çerçevesi ile bir analiz yapılması planlanmaktadır, ancak daha yüksek çözünürlük gereksinimleri nedeniyle önemli ölçüde daha büyük bir hesaplama çabası gerektirecektir.

Doğrulama aracı olarak, kömür alevi ayrıca k-ε modeli kullanılarak standart/klasik Eulerian-Lagrangian iki fazlı formülasyonu kullanılarak hesaplanmış ve mevcut Eulerian-Eulerian formülasyonu ile oldukça benzer sonuçlar elde edilmiştir.

60 kW gücündeki yakıcı da yapılan analizler neticesinde, türbülanslı parçacık dağılımı ve parçacık boyut sınıfı için optimum değerler elde edilmek istenmiştir. Kazan boyunda oluşan sıcaklıklar göz önünde bulundurularak, hata payları hesaplanmıştır. Bu sonuçlara göre M=5 olduğunda yeterli sonuca ulaşıldığı görülmüştür, bu sonuç hesaplama maliyetini de azaltabilecektir. Parçacık boyut sınıfı için ise optimum değer 12 olarak hesaplanmıştır. 12 farklı parçacık sınıfının olması durumunda yeterli sonuca ulaşılabileceği gösterilmiştir.

Biyokütle ile kömürün birlikte yanmasının yapıldığı analizler neticesinde; döngü sayısı arttıkça çıkıştaki emisyon miktarının arttığı ve küçük ölçekli kazan geometrisi ve yakıcısı için 1,2 döngü sayısının yeterli olacağı gösterilmiştir. Döngü sayısı 0,4'e kıyasla, döngü sayısı 1,4 olduğunda SO₂ mol oranı %32 artmaktadır. Aynı şekilde CO₂ ise %6,4 artmıştır. Döngü sayısı arttıkça kazanda oluşan sıcaklıklarda artmaktadır. Aynı zamanda daha geniş radyal bir mesafe de alev yayılmaktadır. Döngü sayısı arttıkça daha kararlı alev yapıları çıkmaktadır. Çalışma kapsamında,

oksijen derişimlerinde birlikte yanma oranlarının incelenmesi de yapılmıştır. %23, %25, %27, %30 ve %33 olmak üzere, 5 farklı oksijen seviyesi belirlenmiştir. Oksijen seviyesi arttıkça diğer bir söyleyiş ile CO₂ seviyesi azaldıkça kazan içerisindeki pik sıcaklık değeri artmaktadır. Çıkıştaki CO₂ seviyesi azalmaktadır. Hava ortamında yanma da hesaplanmıştır. Bu hesaplamalardaki farklılık, CO₂ ve N₂'nin termodinamik davranış özelliklerindeki farklılıktan kaynaklanmaktadır. Oksi ve hava ortamında yanma karşılaştırıldığında, hava ile yanma sonucunda oluşan CO₂ mol oranı, oksi ile yanma sonucuna göre 8 kat daha azdır.

Sanayi ölçekli yanma sisteminde ise, biyokütle alt grup yakıcılardan sisteme beslenmektedir. Küçük ölçekli sistem de hesaplamalar sonucunda elde edilen bilgiler ışığında, bu modellemeler gerçekleştirilmiştir. Birlikte yanma oranı olarak %42 olarak belirlenmiştir. Yapılan bu analizlerle neticesinde, sistemde değişiklik yapmadan birlikte yanma gerçekleştirilebilmektedir. Yapılan analizlerden CO₂ mol oranının biyokütle kullanılarak %10 daha düşük olduğu hesaplanmıştır.

Bu çalışmalar sonucunda, kinetik oranların daha detaylı araştırılıp analizlerinin yapılması önerilmektedir. Openfoam gibi açık kaynak kodlu ve maliyeti olmayan yazılımlar kullanılarak bir yanma modeli oluşturulabilir. NO_x modellenmesi bu tez çalışması kapsamında yapılmaya çalışılmıştır fakat birlikte yanma için bir model kurulması da tavsiye edilmektedir. Kükürt türlerinin azot oksit kimyası ile etkileşimde olması ilgi çekmektedir. NO seviyesi, kükürt türlerinin varlığı ile etkilenmektedir. Termal NO seviyeleri, SO₂ varlığı ile indirgenmektedir. Halbuki yakıt NO_x formunda, kükürt bileşenlerinin etkisi tam olarak açıklanamamıştır. Bu konuda çalışmalar yapılabilir.

Türk kömürlerinin içeriğinde çok fazla miktarda kül vardır. Bunun olası birlikte yanma durumuna olan etkisi modellenenebilir. Flamet modellemesi birlikte yanma için uygulanabilir.



KAYNAKLAR

- [1] **Sahu S.G., Chakraborty N., Sarkar P.** (2014). Coal-Biomass Co-Combustion: An Overview, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 39, 575–586.
- [2] **Rokni E., Ren X., Panahi A. Levendis Y.A.** (2018). Emissions of SO₂, NO_x, CO₂, and HCl from Co-firing of coals with raw and torrefied biomass fuels, *Fuel*, 211, 363–374.
- [3] **Url-1** <<https://www.pwc.com.tr/tr/sektorler/enerji/biyokutle-ve-biyoenerji-sektorlerine-genel-bakis-web.pdf>>, erişim tarihi 27.07.2022.
- [4] **Url-2** <<https://data.tuik.gov.tr/Bulten/Index?p=Kati-Yakitlar-Mayis-2021-37452>>, erişim tarihi 10.02.2022.
- [5] **Url-3** <<https://bepa.enerji.gov.tr>>, erişim tarihi 21.05.2022.
- [6] **Williams A., Pourkashanian M., Jones J.M.** (2001). Combustion of pulverised coal and biomass, *Progress in Energy and Combustion Science*, 27, 587-610.
- [7] **Yin C., Kaer S., Rosendahl L., Hvid S.** (2010). Co-firing straw with coal in a swirl-stabilized dual-feed burner: Modelling and experimental validation, *Bioresource Technology*, 101, 4169-4178.
- [8] **Yin C.** (2019). Chapter:4 Coal and Biomass Co-firing: CFD Modeling, *New Trends in Coal Conversion Combustion, Gasification, Emissions and Coking*, 89-116.
- [9] **Loo S. V., Koppejan J.** (2018). *The handbook of biomass combustion and co-firing*, London.
- [10] **Hoekman K.S.** (2009). Biofuels in the U.S. challenges and opportunities, *Renewable Energy*, 34 14–22.
- [11] **Savolainen K, Sormunen R.** (2001). Co-firing of biomass and coal: a means to reducing greenhouse gas emissions. *Proceedings 18th international Pittsburgh coal conference*. Newcastle.
- [12] **Basu P.** (2018). Chp:11 Biomass Combustion and Cofiring. *Biomass Gasification, pyrolysis and Torrefaction Third Edition*, 393-413.
- [13] **Madanayake, B.N., Gan, S., Eastwick, C., Ng, H.K.** (2017). Biomass as an energy source in coal co-firing and its feasibility enhancement via pre-treatment techniques, *Fuel Processing Technology*, 159, 287-305.
- [14] **Tillman D., Duong, N.D., Harding S.** (2012). Chp.4: Blending coal with biomass, *Solid fuel blending: principles, practices and problems*, Elsevier.

- [15] **Tillman, D.A.** (2000). Biomass cofiring: the technology, the experience, the combustion consequences, *Biomass and Bioenergy*, 19, 365.
- [16] **Wang, C., Wang, F., Yang, Q., Liang, R.** (2009). Thermogravimetric studies of the behavior of wheat straw with added coal during combustion, *Biomass and Bioenergy*, 33, 50-56.
- [17] **Vamvuka, D., Pasadakis, N., Kastanaki, E., Grammelis, P., Kakaras, E.** (2003). Kinetic modeling of coal/agricultural by-product blends, *Energy & Fuels*, 17, 549-558.
- [18] **Munir, S., Daood, S.S., Nimmo, W., Cunliffe, A.M., Gibbs, B.M.** (2009). Thermal analysis and devolatilization kinetics of cotton stalk, sugar cane bagasse and shea meal under nitrogen and air atmospheres, *Bioresource Technology*, 100, 1413-1418.
- [19] **Haykiri-Acma, H., Yaman, S.** (2008). Effect of co-combustion on the burnout of lignite/biomass blends: a Turkish case study, *Waste Management*, 28, 2077-2084.
- [20] **Agbor, E., Zhang, X.i Kumar, A.** (2014). A review of biomass co-firing in North America, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 40, 930-943.
- [21] **Gronli, M.A.** (1996). *Theoretical and experimental study of the thermal degradation of biomass*, (PhD. Thesis), Norwegian University of Science and Technology.
- [22] **Basu, P., Butler, J., Leon, M.A.** (2011). Biomass co-firing options on the emission reduction and electricity generation costs in coal-fired power plants, *Renewable Energy*, 36, 282-288.
- [23] **Cahyanti M.N., Doddapaneni C. K. R. T., Kikas T.** (2020). Biomass torrefaction: An overview on process parameters, economic and environmental aspects and recent advancements. *Bioresource Technology*, 301, 122737. doi: 10.1016/j.biortech.2020.122737.
- [24] **Miller B.G, Tillman D.A.** (2008). *Combustion engineering issues for solid fuel systems*. Academic Press, Boston.
- [25] **Lu G., Yan Y., Cornwell S., Whitehouse M., Riley G.** (2008). Impact of co-firing coal and biomass on flame characteristics and stability, *Fuel*, 87, 1133–40.
- [26] **Gani A, Morishita K, Nishikawa K, Naruse I.** (2005). Characteristics of co-combustion of low-rank coal with biomass. *Energy Fuels*, 19, 1652–1659.
- [27] **Spliethoff H., Hein KRG.** (1998). Effect of co-combustion of biomass on emissions in pulverized fuel furnaces, *Fuel Process Technology*, 54, 189–205.
- [28] **Tianyang C., Hongjian Z., Yong Y., Hongliang Z., Hang Z.** (2010). Investigations into the ignition behaviors of pulverized coals and coal blends in a drop tube furnace using flame monitoring techniques. *Fuel*, 89, 743–751.

- [29] **Biagini E., Lippi F., Petarca L., Tognotti L.** (2002). Devolatilization rate of biomasses and coal – biomass blends: an experimental investigation, *Fuel*, 81, 1041-1050.
- [30] **Kastanaki E., Vamvuka D., Grammelis P., Kakaras E.** (2002). Thermogravimetric studies of the behavior of lignite–biomass blends during devolatilization, *Fuel Process Technology*, 77-78, 159-166.
[https://doi.org/10.1016/S0378-3820\(02\)00049-8](https://doi.org/10.1016/S0378-3820(02)00049-8).
- [31] **Tillman D.A., Duong D., Miller B.G., Bradley L.C.** (2009). Combustion effects of biomass cofiring in coal-fired boiler, *Proceedings Power-Gen International*, Las Vegas, December 8–10.
- [32] **Hurt RH.** (1998). Structure, properties, and reactivity of solid fuels, *Symposium (International) on Combustion*, 27, 2887–2904.
[https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(98\)80148-3](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(98)80148-3).
- [33] **Lang T, Hurt RH.** (2002). Char combustion reactivities for a suite of diverse solid fuels and char forming organic model compounds. *Proceedings of the Combustion Institute*, 29, 423–431.
- [34] **Warzecha, P., Boguslawski, A.** (2014). “LES and RANS modeling of pulverized coal combustion in swirl burner for air and oxy-combustion technologies”, *Energy*, 66, 732-743.
- [35] **Obernberger I., Biedermannm F.** (2002). Fractionated Heavy Metal Separation in Biomass Combustion Plants—Possibilities, *Impact of Mineral Impurities in Solid Fuel Combustion*. doi: 10.1007/0-306-46920-0_44.
- [36] **Wang Y., Sun Y., Jiang L., Liu L., and Li Y.** (2020). Characteristics of Corrosion Related to Ash Deposition on Boiler Heating Surface during Cofiring of Coal and Biomass, *Journal of Chemistry, Volume 2020*. <https://doi.org/10.1155/2020/1692598>.
- [37] **Jurado, N., Simms, N. J., Anthony, E. J., Oakey, J. E.** (2017). Effect of co-firing coal and biomass blends on the gaseous environments and ash deposition during pilot-scale oxy-combustion trials. *Fuel*, 197, 145–158. doi:10.1016/j.fuel.2017.01.111.
- [38] **Leckner, B.** (2007). Co-combustion a summary of technology, *Thermal Science* 11, 5-40. doi: 10.2298/TSCI0704005L.
- [39] **Álvarez, L., Yin, C., Riaza, J., Pevida, C., Pis, J.J., Rubiera, F.** (2014). Biomass co-firing under oxy-fuel conditions: A computational fluid dynamics modelling study and experimental validation, *Fuel Processing Technology*, 120, 22–33.
- [40] **Riaza, J., Gil, M.V., Álvarez, L., Pevida, C., Pis, J.J., Rubiera, F.** (2012). Oxy-fuel combustion of coal and biomass blends, *Energy*, 41, 429-435.
- [41] **Bhuiyan, A., Naser J.** (2015). CFD modelling of co-firing of biomass with coal under oxy-fuel combustion in a large scale power plant, *Fuel*, 159, 150-168.

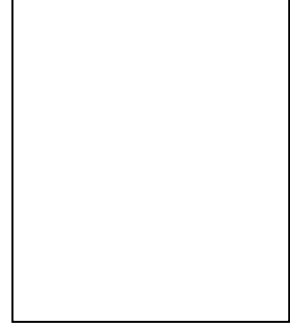
- [42] **Tumuluru, J.S., Hess, J.R., Boardman, R.D., Wright, C.T., Westover, T.L.** (2012). Formulation, pretreatment, and densification options to improve biomass specifications for co-firing high percentages with coal. *Industrial Biotechnology*, 8, 113-132.
- [43] **Menon, A., Awari, P.** (2021). Biomass Co-firing: A transition to a low carbon future, *VIVA-Tech International Journal for Research and Innovation*, 1, 2581-7280.
- [44] **Turns, S.R.** (2012). *An Introduction to Combustion* (3rd ed.), McGraw-Hill, New York, USA.
- [45] **Durbin, P.A., Reif, B.A.P.** (2011). *Statistical Theory and Modeling for Turbulent Flows* (2nd ed), Wiley, Chichester, UK.
- [46] **Schiller, L., Naumann, A.** (1933). Über die grundlegenden Berechnungen bei der Schwerkraftaufbereitung, *Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure*, 77, 318–320.
- [47] **Ranz, W.E., Marshall, W.R.** (1952). Evaporation from drops: Part I. *Chemical Engineering Progress*, 48, 141–146.
- [48] **Ranz, W.E., Marshall, W.R.** (1952). Evaporation from drops: Part II. *Chemical Engineering Progress*, 48, 173–180.
- [49] **Launder, B.E., Spalding, D.B.** (1974). The numerical computation of turbulent flows, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 3, 269–289. [https://doi.org/10.1016/0045-7825\(74\)90029-2](https://doi.org/10.1016/0045-7825(74)90029-2).
- [50] **Shih, T.H., Liou, W.W., Shabbir, A., Yang, Z., Zhu, J.** (1995). A new k- ϵ eddy-viscosity model for high Reynolds number turbulent flows-model development and validation, *Computers & Fluids*, 24, 227–238. [https://doi.org/10.1016/0045-7930\(94\)00032-T](https://doi.org/10.1016/0045-7930(94)00032-T).
- [51] **Yakhot, V. Orszag, S.A.** (1986). Renormalization group analysis of turbulence: I. Basic theory, *Journal of Scientific Computing*, 1, 3–51.
- [52] **Menter, F.R.** (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA J.*, 32, 1598–1605.
- [53] **ANSYS Fluent Theory Guide.** (2018). ANSYS Inc. Canonsburg, PA, USA.
- [54] **Speziale, C.G., Sarkar, S., Gatski, T.B.** (1991). Modelling the pressure-strain correlation of turbulence: An invariant dynamical systems approach. *Journal of Fluid Mechanics*, 227, 245–272.
- [55] **Gosman, A.C., Ioannides, E.** (1983). Aspects of computer simulation of liquid-fuelled combustors, *Journal of Energy*, 7, 482–490.
- [56] **Smith, T.F.; Shen, Z.F.; Friedman, J.N.** (1982). Evaluation of coefficients for the weighted sum of gray gases model. *Journal of Heat Transfer*, 104, 602–608.
- [57] **Özisik, M.N.** (1973). *Radiative Transfer*, Wiley: Chichester, UK.

- [58] **Yin C., Lars C. R. Rosendahl J.L.A, and Kær S.K.** (2010). New Weighted Sum of Gray Gases Model Applicable to Computational Fluid Dynamics (CFD) Modeling of Oxy-Fuel Combustion: Derivation, Validation, and Implementation, *Energy Fuels*, 24, 6275–6282. doi:10.1021/ef101211p.
- [59] **Benim A.C., Deniz, C., Böke Y.E.** (2021). Computational investigation of oxy-combustion of pulverized coal and biomass in a swirl burner, *Energy*, 238, 121852.
- [60] **Kobayashi, H., Howard, J.B. and Sarofim, A.F.** (1976). Coal Devolatilization at High Temperatures, *Symposium (International) on Combustion*, 16, 411-425.
- [61] **Wall, T., Liu, Y., Spero, C., Elliott, L., Khare, S., Rathnam, R.** (2009). An overview on oxyfuel coal combustion—state of the art research and technology development, *Chem Eng Res Des.*, 87, 1003–1016.
- [62] **Field, M.A., Gill, D.W., Morgan, B.B., Hawskley, P.G.W.** (1967). *Combustion of Pulverized Coal*, The British Coal Utilization Research Association, Gloucestershire, UK.
- [63] **Baum, M.M.; Street, P.J.** (1971). Predicting the combustion behavior of coal particles. *Combustion Science Technology.*, 3, 231–243.
- [64] **Smoot, L.D., Pratt, D.T.** (1979). *Pulverized Coal Combustion and Gasification*. Plenum Press, New York, NY, USA.
- [65] **B. Eppler, W. Fiveland, B. Krohmer, G. Richards, A. C. Benim.** (2005). Assessment of two-phase flow models for the simulation of pulverized coal combustion, *International Journal of Energy for a Clean Environment*, 6(3), 267-287.
- [66] **Magnussen, B.F., Hjertager, B.H.** (1977). On mathematical modelling of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion. *Symp. (Int.) Combustion*, 16, 719–729.
- [67] **Lockwood F. C., Romo-Millanes C. A.** (1992). Mathematical Modelling of Fuel - NO Emissions From PF Burners, *Journal Int. Energy*, 65, 144–152.
- [68] **Özdemir, F.** (2014). *Tunçbilek termik santrali'nin 5. ünite kazanındaki alev oluşumunun sayısal modellenmesi* (Yüksek Lisans Tezi), İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü.
- [69] **Toporov, D., Bocian, P., Heil, P., Kellermann, A., Stadler, H., Tschunko, S., Förster, M., Kneer, R.** (2008). Detailed investigation of a pulverized fuel swirl flame in CO₂/O₂ atmosphere, *Combustion and Flame*, 155, 605–618.
- [70] **Xia, J.L., Smith, B.L., Benim, A.C., Schmidli, J., Yadigaroglu, G.** (1997). Effect of inlet and outlet boundary conditions on swirling flows. *Comput. Fluids*, 26, 811–823.
- [71] **Benim A.C., Deniz, C., Böke Y.E.** (2021). A Validation Study for RANS Based Modelling of Swirling Pulverized Fuel Flames, *Energies*, 14(21), 7323.

- [72] **Rizk, N.K., Lefebvre, A.H.** (1985). Drop size distribution characteristics of spill-return atomizers, *AIAA J. Propul. Power*, Vol.1, 16-22.
- [73] **Lefebvre, A.H., McDonnell, V.G.** (2017). *Atomization and Sprays* (2nd ed.), CRC Press: Boca Raton, FL, USA.
- [74] **Benim A.C., Deniz, C., Böke Y.E.** (2021). Computational investigation of oxy-combustion of pulverized coal and biomass in a swirl burner, *Energy*, 238, 121852.
- [75] **Benim A.C., Deniz, C., Böke Y.E.** (2021). Numerical analysis of pulverized biomass combustion, *E3S Web of Conferences*, 321, 0100.
- [76] **Zabrodiec, D., Massmeyer A., Hees J., Kneer R.** (2021). Flow pattern and behavior of 40 kWth pulverized torrefied biomass flames under atmospheric and oxy-fuel conditions, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 138, 110493.
- [78] **L. D. Smoot, D. T. Pratt.** (1979). *Pulverized Coal Combustion and Gasification*, Plenum Press, New York.
- [79] **Sadiki, A., Agrebi, S., Chrigui, M., Doost, A.S., Knappstein, R., DiMare, F.** (2017). Analyzing the effects of turbulence and multiphase treatment on oxy-coal combustion process predictions using LES and RANS, *Chem Eng Sci* 16, 283–302.

ÖZGEÇMİŞ

Ad-Soyad: Cansu DENİZ CANAL



ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** : 2011, Marmara Üniversitesi, Müh. Fak., Çevre Mühendisliği
- **Lisans** : 2011, Marmara Üniversitesi, Müh. Fak., Makine Mühendisliği
- **Yüksek Lisans** : 2014, İTÜ, Enerji Enstitüsü, Enerji Bilimi ve Teknolojileri

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- 2012-2020 yılları arasında Yalova Üniversitesi ve İstanbul Teknik Üniversitesinde araştırma görevlisi olarak çalıştım. Yüksek lisans tezi kapsamında Gebze Yüksek Teknoloji Enstitüsünde Nanoteknoloji laboratuvarında çalıştım. 2019 (3 ay), 2020 (3 ay) ve 2021 (6 ay) yıllarında Almanya’da RWTH Aachen ve HSD üniversitelerinde doktora çalışmalarım kapsamında araştırmacı olarak bulundum.
- 2020-2022 tarihleri arasında FEV Türkiye firmasında CFD ekip lideri olarak görev aldım. BMC Power şirketinde Kaputaltı analizleri ile ilgili destek verdim. Aralık 2022 tarihinden bu görevimden ayrıldım.
- 2019, 2020 yıllarında Tinçel Vakfından yurtdışı bursu kazandım. 2021 yılında ise Almanya’da “Ministerium für Kultur und Wissenschaft des Landes Nordrhein-Westfalen” kurumundan burs aldım.
- 2023 yılından itibaren Düsseldorf Uygulamalı Bilimler Üniversitesinde, konusu yoğunlaşmış ısı değiştiriciler olan bir projede araştırmacı olarak çalışmaktayım.

DOKTORA TEZİNDEN TÜRETİLEN YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- Computational Analysis of Pulverized Coal Co-Firing With Biomass In 150MWe Unit of Tuncbilek Thermal Power Plant, Journal of Thermal Sciences and Technology, **Cansu Deniz**, Yakup Erhan Böke, Ozer Aydın, Ali Cemal Benim, August 2021.
- Numerical analysis of pulverized biomass combustion, E3S Web of Conferences, **Cansu Deniz**, Yakup Erhan Böke, Ali Cemal Benim, January 2021.
- Computational investigation of oxy-combustion of pulverized coal and biomass in a swirl burner, Energy, Ali Cemal Benim, **Cansu Deniz**, Yakup Erhan Böke, September 2021.
- A Validation Study for RANS Based Modeling of Swirling Pulverized Fuel Flames, Energies, Ali Cemal Benim, **Cansu Deniz**, Yakup Erhan Böke, November 2021.
- A Numerical Study on Co-Firing of Biomass-Coal Blends in 100 kW Lab-Scale Swirl Burner, INCOS 2022, **Cansu Deniz Canal**, Yakup Erhan Böke, Ali Cemal Benim, August 2022.