

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

SENTETİK GAZ YANMA KARAKTERİSTİĞİNİN İNCELENMESİ

DOKTORA TEZİ

Orhan Veli KAZANCI

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

MART 2025

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

SENTETİK GAZ YANMA KARAKTERİSTİĞİNİN İNCELENMESİ

DOKTORA TEZİ

**Orhan Veli KAZANCI
(503152018)**

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Yakup Erhan BÖKE

MART 2025

ISTANBUL TECHNICAL UNIVERSITY ★ GRADUATE SCHOOL

**INVESTIGATION OF COMBUSTION CHARACTERISTICS OF SYNTETIC
GAS**



Ph.D. THESIS

**Orhan Veli KAZANCI
(503152018)**

Department of Mechanical Engineering

Mechanical Engineering Programme

Thesis Advisor: Prof. Dr. Yakup Erhan BÖKE

MARCH 2025

İTÜ, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü'nün 503152018 numaralı Doktora Öğrencisi Orhan Veli KAZANCI, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı “SENTETİK GAZ YANMA KARAKTERİSTİĞİNİN İNCELENMESİ” başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

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

Jüri Üyeleri : **Dr. Öğr. Üyesi Yalçın URALCAN**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Özer AYDIN
Kütahya Dumlupınar Üniversitesi

Doç. Dr. Ersin SAYAR
İstanbul Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Derya Burcu ÖZKAN
Yıldız Teknik Üniversitesi

Teslim Tarihi : **10 Ocak 2025**
Savunma Tarihi : **14 Mart 2025**





Sevgili aileme...



ÖNSÖZ

Lisansüstü eğitimimin başından itibaren bilgi ve deneyimleriyle beni yönlendiren, her zaman destek ve teşviklerini esirgemeyen değerli tez danışmanım Sayın Yakup Erhan BÖKE'ye en içten teşekkürlerimi sunarım. Hayatım boyunca bana sınırsız sevgi, sabır ve anlayış göstererek bugünlere ulaşmamda en büyük desteği sağlayan, karşılaştığım her zorlukta yanımda durarak bana güç veren sevgili aileme, emekleri ve fedakarlıkları için sonsuz minnettarım. Onların koşulsuz sevgisi ve güveni, attığım her adımda en büyük ilham kaynağım olmuştur.

Her zaman yanımda olan, en zor anlarımda bile beni neşelendiren, düşüncelerimi paylaşabildiğim ve bana maddi manevi destek olma konusunda tereddüt etmeyen can dostum Ezgi ER'e ise, dostluğuyla hayatımı güzelleştirdiği için yürekten teşekkür ederim.

Ocak 2025

Orhan Veli KAZANCI
(Yüksek Makina Mühendisi)



İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ.....	ix
İÇİNDEKİLER	xi
KISALTMALAR	xiii
SEMBOLLER	xv
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xvii
ŞEKİL LİSTESİ.....	xix
ÖZET.....	xxv
SUMMARY	xxvii
1. GİRİŞ.....	1
2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI.....	3
3. DOĞRULAMA ÇALIŞMASI	17
3.1 Deneysel Model	17
3.2 Sayısal Model	18
3.2.1 Geometri, ağ yapısı ve ağ yapısının bağımsızlığı	19
3.2.2 Sayısal çözüm yöntemi.....	21
3.2.3 Türbülanslı akış modelleri.....	21
3.2.3.1 RNG k- ϵ türbülans modeli	21
3.2.3.2 SST k- ω türbülans modeli	23
3.2.4 Türbülans modellerinin karşılaştırılması.....	24
3.2.4.1 RNG k- ϵ ve SST k- ω türbülans modellerine ait analiz sonuçları	25
3.2.4.2 SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait sonuçlar.....	29
3.2.5 Doğrulama çalışmasının sonucu.....	37
4. YAKICI TASARIMI.....	39
4.1 Yakıcı Tasarımında Temel Alınan Kriterler.....	39
4.2 Yakıcı Tasarımı Birinci Aşama	40
4.3 Yakıcı Tasarımı İkinci Aşama	60
4.4 Geometri Tasarımının Sonucu	76
5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	77
KAYNAKLAR	81
ÖZGEÇMİŞ.....	85



KISALTMALAR

DDES	: Delayed DES
DES	: Detached Eddy Simulation
DLES	: Dinamik LES
DME	: Dimetil Eter
DO	: Discrete Ordinate
DPF	: Dizel Partikül Filtresi
EDC	: Eddy Dissipation Concept
EDM	: Eddy Dissipation Model
HAD	: Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
LES	: Büyük Çalkantı Simülasyonu
LFM	: Laminar Flamelet Model
MILD	: Moderate or Intense Low-oxygen Dilution
PIV	: Partical Image Velocimetry
QUICK	: Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinematics
RANS	: Reynolds Ortalamalı Navier-Stokes
RNG	: Renormalization Group
RSM	: Reynolds Gerilme Modeli
SAS	: Scale Adaptive Simulation
SGS	: Sub Grid Scale
SIMPLE	: Semi Implicit Method for Pressure Linked Equations
SST	: Kayma Gerilmesi Taşınımı
URANS	: Unsteady RANS



SEMBOLLER

α_k	: k için ters etkin Prandtl sayısı
α_ε	: ε için ters etkin Prandtl sayısı
α_0, α_1	: Eşitlik sabitleri
$\beta, \beta_{i,1}$	: Eşitlik sabitleri
$C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}, C_{3\varepsilon}$	: Eşitlik sabitleri
C_μ	: Eşitlik sabitleri
D	: Alev tutucu yüzey çapı
ε	: Türbülans dissipasyon oranı
F_1, F_2	: Karışım fonksiyonları
G_b	: Kaldırma kuvveti mertebesinde türbülans kinetik enerjisi
G_k	: Ortalama hız gradyanları mertebesinde türbülans kinetik enerjisi
k	: Türbülans kinetik enerjisi
μ	: Dinamik viskozite
μ_{eff}	: Efektif viskozite
μ_t	: Türbülans çalkalanma viskozitesi
μ_{t0}	: Eşitlik sabiti
ω	: Spesifik disipasyon oranı
ρ	: Yoğunluk
R_b	: Alev tutucu yüzey yarıçapı
R_β, R_k, R_ω	: Eşitlik sabitleri
S_{ij}	: Gerilme tensörü
$\sigma_{k,1}, \sigma_{k,2}$	: Eşitlik sabitleri
$\sigma_{\omega,1}, \sigma_{\omega,2}$	: Eşitlik sabitleri
u_i, u_j	: i ve j yönündeki hız bileşenleri
U_s	: Eksenel hava hızı
U_j	: Eksenel yakıt jet hızı
U_e	: İkincil eksenel hava hızı
W_s	: Teğetsel hava hızı
x	: Yakıt girişinden eksenel uzaklık
y	: En yakın duvardan olan uzaklık

Y_M : Sıkıştırılabilir türbülanstaki dalgalanan genişlemenin toplam enerji saçılım oranına katkısı



ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 3.1 : SM1 alevine ait karakteristik hız değerleri.....	18
Çizelge 3.2 : SST k- ω türbülans modeline ait model sabitleri.	24
Çizelge 4.1 : Sentetik gaz bileşimindeki gazların yüzde hacimsel değerleri.....	41
Çizelge 4.2 : Sentetik gaz bileşimlerine ait yakıt jet hızları ve 1.5 hava fazlalık katsayısını sağlayan eksenel hava hızları.....	41





ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 2.1 : SM1, SMA2, HM1E ve HM3E alevlerine ait anlık sıcaklık konturu.	9
Şekil 2.2 : Sun ve arkadaşlarının çalışmasında kullanılan endüstriyel döngüsel yakıcıya ait görsel.	10
Şekil 3.1 : Döngüsel yakıcının şematik görüntüsü.	18
Şekil 3.2 : Üç boyutlu geometriye ait ölçüler.	19
Şekil 3.3 : 3.1M elemandan oluşan ağ yapısına ait izometrik görünüş.	20
Şekil 3.4 : 3.1M elemandan oluşan ağ yapısına ait önden görünüş.	20
Şekil 3.5 : $x/D=1.5$ için farklı ağ yapılarının radyal yönde sıcaklık değerlerinin karşılaştırılması.	20
Şekil 3.6 : SST k- ω ve RNG k- ϵ türbülans model çözümleri sıcaklık konturları.	25
Şekil 3.7 : SST k- ω ve RNG k- ϵ türbülans modeli çözümlerinin eksenel hız konturları.	26
Şekil 3.8 : SST k- ω ve RNG k- ϵ türbülans modellerine ait eksenel hız sonuçlarının deneysel veriler ile karşılaştırılması.	27
Şekil 3.9 : SST k- ω ve RNG k- ϵ türbülans modellerine ait sıcaklık sonuçlarının deneysel veriler ile karşılaştırılması.	28
Şekil 3.10 : SST k- ω ve LES türbülans modellerinin eksenel hız değerlerinin deneysel verilerle karşılaştırılması.	29
Şekil 3.11 : SST k- ω ve LES türbülans modellerinin teğetsel hız değerlerinin deneysel verilerle karşılaştırılması.	30
Şekil 3.12 : SST k- ω ve LES türbülans modellerinin ortalama karışım oranı değerinin deneysel veriler ile kıyaslanması.	31
Şekil 3.13 : SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait sıcaklık değerlerinin deneysel veriler ile kıyaslanması.	32
Şekil 3.14 : SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait sıcaklık verilerinin yüzde bağıl hatalarının kıyaslanması.	34
Şekil 3.15 : SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait H_2O kütle oranı değerlerinin deneysel veriler ile karşılaştırılması.	35
Şekil 3.16 : SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait CO_2 kütle oranı değerlerinin deneysel veriler ile karşılaştırılması.	36
Şekil 3.17 : SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait CO kütle oranı değerlerinin deneysel veriler ile karşılaştırılması.	37
Şekil 4.1 : Yakıt giriş çapı değiştirilmiş yakıcıya ait Ansys Fluent programında kullanılan akış alanı boyutları.	41
Şekil 4.2 : Yakıt giriş çapı değiştirilmiş yakıcıya ait ağ yapısının eksen çizgisi kesit görünümü.	42
Şekil 4.3 : Yakıt giriş çapı değiştirilmiş yakıcıya ait ağ yapısının x yönünde tepeden görünümü.	42
Şekil 4.4 : Yakıt giriş çapı değiştirilmiş yakıcıya ait ağ yapısının, yakıt girişi ve alev tutucu gövde yüzeyinin kesit görüntüsü ve ağ yapısının detayları.	42
Şekil 4.5 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan alevin sıcaklık konturu.	43

Şekil 4.6 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan alevin sıcaklık konturu detayı.	43
Şekil 4.7 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan aleve ait akım çizgileri.	43
Şekil 4.8 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	44
Şekil 4.9 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 40mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	44
Şekil 4.10 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 80mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	45
Şekil 4.11 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 100mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	45
Şekil 4.12 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 120mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	45
Şekil 4.13 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 140mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	46
Şekil 4.14 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10 – 140 mm ilerideki eksenel hızların aynı düzlemdeki görüntüsü.	46
Şekil 4.15 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan alevin sıcaklık konturu.	47
Şekil 4.16 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan alevin sıcaklık konturu detayı.	47
Şekil 4.17 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan aleve ait akım çizgileri.	48
Şekil 4.18 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	49
Şekil 4.19 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 20mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	49
Şekil 4.20 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 40mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	49
Şekil 4.21 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 60mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	50
Şekil 4.22 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 80mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	50

Şekil 4.23 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 100mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	50
Şekil 4.24 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 120mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	51
Şekil 4.25 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 140mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	51
Şekil 4.26 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10 – 140 mm ilerideki eksenel hızların aynı düzlemdeki görüntüsü.	51
Şekil 4.27 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan aleve ait sıcaklık konturu. ...	53
Şekil 4.28 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan aleve ait sıcaklık konturu. ...	53
Şekil 4.29 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan aleve ait akım çizgileri.	53
Şekil 4.30 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	54
Şekil 4.31 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 20mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	54
Şekil 4.32 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 40mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	54
Şekil 4.33 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 60mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	55
Şekil 4.34 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 80mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	55
Şekil 4.35 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 100mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	55
Şekil 4.36 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 120mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	56
Şekil 4.37 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 140mm ilerideki eksenel hız vektörleri.	56
Şekil 4.38 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10 – 120 mm ilerideki eksenel hızların aynı düzlemdeki görüntüsü.	57
Şekil 4.39 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 6mm ilerideki eksenel hızların dağılımı.	57
Şekil 4.40 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 20mm ilerideki eksenel hızların dağılımı.	57

Şekil 4.41 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 40mm ilerdeki eksenel hızların dağılımı.	58
Şekil 4.42 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 60mm ilerdeki eksenel hızların dağılımı.	58
Şekil 4.43 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 80mm ilerdeki eksenel hızların dağılımı.	58
Şekil 4.44 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 100mm ilerdeki eksenel hızların dağılımı.	59
Şekil 4.45 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 120mm ilerdeki eksenel hızların dağılımı.	59
Şekil 4.46 : Yakıt girişinden 6mm ilerde 90° tepe açılı 12 mm taban çapındaki konik parçanın oluşturduğu akım çizgileri.	61
Şekil 4.47 : Yakıt girişinden 6mm ilerde 90° tepe açılı 12 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan 8mm yüksekliğindeki silindirik parçanın oluşturduğu akım çizgileri.	61
Şekil 4.48 : Yakıt girişinden 6mm ilerde 90° tepe açılı 12 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan 8mm yüksekliğindeki silindirik parçanın oluşturduğu akım çizgileri ayrıntısı.	61
Şekil 4.49 : Yakıt girişinden 7mm ilerde 90° tepe açılı 14 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan silindirik parçanın oluşturduğu sıcaklık konturu.	62
Şekil 4.50 : Yakıt girişinden 9mm ilerde 90° tepe açılı 14 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan silindirik parçanın oluşturduğu sıcaklık konturu.	62
Şekil 4.51 : Yakıt girişinden 12mm ilerde 90° tepe açılı 14 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan silindirik parçanın oluşturduğu sıcaklık konturu.	63
Şekil 4.52 : Yeni yakıcı geometrisiyle oluşturulan akış alanının ölçüleri.	63
Şekil 4.53 : Yeni yakıcı geometrisine ait yakıt giriş bölgesinin detaylı ölçüleri.	64
Şekil 4.54 : Yeni yakıcı geometrisi ile oluşturulan akış alanına ait ağ yapısının yandan görünüşü.	64
Şekil 4.55 : Yeni yakıcı geometrisi ile oluşturulan akış alanına ait ağ yapısının karşıdan görünüşü.	64
Şekil 4.56 : Yeni yakıcı geometrisi ile oluşturulan akış alanının, yakıt girişi bölgesindeki ağ yapısının detay görüntüsü.	65
Şekil 4.57 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen sıcaklık konturu.	65
Şekil 4.58 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen sıcaklık konturunun alev tutucu gövde yüzeyinin detayı.	66
Şekil 4.59 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akım çizgileri.	66
Şekil 4.60 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akım çizgilerinin ayrıntılı görseli.	66
Şekil 4.61 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 6mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	67
Şekil 4.62 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 12mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	67
Şekil 4.63 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 18mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	68
Şekil 4.64 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 22mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	68

Şekil 4.65 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 40mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	68
Şekil 4.66 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 60mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	69
Şekil 4.67 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 80mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	69
Şekil 4.68 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 100mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	69
Şekil 4.69 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 120mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	70
Şekil 4.70 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 140mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.	70
Şekil 4.71 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, xy düzlemi boyunca eksenel hız vektörleri.	70
Şekil 4.72 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, xy düzlemi boyunca eksenel hız vektörlerinin alev tutucu gövde yüzeyi üzerindeki detaylı görüntüsü.	71
Şekil 4.73 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 6mm ileride radyal yöndeki değişimleri.	71
Şekil 4.74 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 12mm ileride radyal yöndeki değişimleri.	72
Şekil 4.75 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 18mm ileride radyal yöndeki değişimleri.	72
Şekil 4.76 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 40mm ileride radyal yöndeki değişimleri.	72
Şekil 4.77 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 60mm ileride radyal yöndeki değişimleri.	73
Şekil 4.78 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 80mm ileride radyal yöndeki değişimleri.	73
Şekil 4.79 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 100mm ileride radyal yöndeki değişimleri.	73
Şekil 4.80 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 120mm ileride radyal yöndeki değişimleri.	74
Şekil 4.81 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 1'in yakılması ile elde edilen sıcaklık konturu.	74
Şekil 4.82 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 1'in yakılması ile elde edilen sıcaklık konturunun alev tutucu gövde yüzeyinin detayı.	75
Şekil 4.83 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 3'ün yakılması ile elde edilen sıcaklık konturu.	75
Şekil 4.84 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 3'ün yakılması ile elde edilen sıcaklık konturunun alev tutucu gövde yüzeyinin detayı.	75



SENTETİK GAZ YANMA KARAKTERİSTİĞİNİN İNCELENMESİ

ÖZET

Teknolojik ilerleme için ihtiyaç duyulan enerji halen çoğunlukla termodinamiğin en önemli konularından biri olan hidrokarbon yanmasından elde edilmektedir. Hidrokarbon yanmasında alevin kararlılığı hem brülör geometrisinin tasarımı hem de yanmanın enerji verimliliğini etkileyen bir parametredir. Kararlı bir alev oluşturmak için literatürde kullanılan çeşitli yöntemler vardır. Bu yöntemlerden biri olan girdaplı akış, brülörlerde yanma performansını artıran ve birçok mühendislik uygulamasında kullanılan bir tekniktir. Bu çalışmada girdaplı akışa sahip bir yakıcı tasarımı yapılması amaçlanmıştır. Bu amaçla yürütülen tez çalışması, doğrulama çalışması ve yakıcı tasarımı şeklinde iki temel adım ve bunların alt adımları olarak sunulmuştur.

Doğrulama adımında, Sydney girdaplı alevlerinden SM1 alevi sayısal olarak analiz edilmiştir. İlk aşamada, iki denklemlili Re-Normalisation Group (RNG) $k-\epsilon$ ve Shear Stress Transport (SST) $k-\omega$ türbülans modelleri ile akış ve GRI 3.0 reaksiyon mekanizması ile CH_4 yanmasının kimyasal reaksiyonları modellenmiş ve literatürdeki elde edilen deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Doğrulama çalışmasının ikinci aşamasında, deneysel sonuçları en iyi tahmin eden Shear Stress Transport $k-\omega$ türbülans modelinin sayısal sonuçları, Büyük Eddy Simülasyonu (LES) türbülans modeli kullanılarak SM1 alevi için literatürde yer alan bir sayısal analizin sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Bu iki türbülans modelinin deneysel verileri tahmin etme düzeyleri ve akış bölgesindeki davranışları incelenmiştir. Karşılaştırma sonucunda Sydney girdap alev ailesinin kararlı alevleri için Shear Stress Transport $k-\omega$ türbülans modelinin kullanılmasının yeterli olduğu görülmüştür. Yakıcı geometrisi tasarımında da Shear Stress Transport $k-\omega$ türbülans modeli kullanılmasına karar verilmiştir.

Yakıcı tasarımı iki alt aşamada değerlendirilmiştir. Birinci aşamada, doğrulama adımında incelenen SM1 alevinin geometrisi temel alınmıştır. Alev, ekivalans oranı ve hava fazlalık katsayısı açısından incelenmiştir. Kararlılığını etkileyen parametreler değerlendirilmiştir. Daha sonra endüstriyel yakıcılarda kullanılan yakıcıların güç, yakıt ve hava jet hızları ve hava fazlalık katsayısı gibi değişkenleri göz önüne alınmıştır. Bu yakıcılardaki hızların ve hava fazlalık katsayılarının SM1 alevine göre oldukça düşük oldukları gözlemlenmiştir. Düşük hava hızları ve makul hava fazlalık katsayısı ile yakıcı geometrisinin nasıl davrandığı incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar yakıcının endüstriyel şartlarda kararlı bir alev oluşturmadığını göstermiştir. İnceleme esnasında hızların ve hava fazlalık katsayısının etkileri hakkında da bilgi birikimi oluşturulmuştur. Analizlerin sonucunda, yakıtın yakıcı yüzeyine yayılmasını sağlayacak geometrik bir çözüm gerekliliği görülmüştür.

Yakıcı tasarımının ikinci aşamasında, konik bir geometrik engelin yakıt jeti önüne konulmasının etkileri incelenmiştir. Geometrik engel değerlendirilirken, engelin büyüklüğü ve yakıt girişini olan uzaklığı için farklı değerler kullanılarak parametrik bir çalışma yapılmıştır. Geometrik şeklin yakıtı yakıcı üzerinde yaymasını sağlamak ve bu esnada yakıt jetinin akış ayrılması sonucu akış alanını kesmesini engellemek

karşılaşılan en büyük zorluk olmuştur. Bu zorlukları aşmak için geometrik engele eklemeler yapılmış ve sonuç geometrisi oluşturulmuştur. Yapılan uzun analizlerin sonucunda çalışmada kullanılan farklı gaz bileşimleri için kararlı alev oluşmasını sağlayan bir engel geometrisi elde edilmiş ve yapılan yakıcı tasarımı olarak sunulmuştur.



INVESTIGATION OF COMBUSTION CHARACTERISTICS OF SYNTETIC GAS

SUMMARY

Energy required for technological advancement is still predominantly derived from the combustion of hydrocarbons, one of the most critical topics in thermodynamics. In hydrocarbon combustion, flame stability is a parameter that affects both the design of burner geometry and the energy efficiency of combustion. Various methods have been employed in the literature to establish a stable flame. One such method is swirling flow, a technique that enhances combustion performance in burners and is widely used in many engineering applications. This study aims to design a burner with swirling flow. The thesis work conducted for this purpose is presented in two main steps, namely verification and burner design, along with their substeps.

In the verification step, the SM1 flame of the Sydney swirl flames was numerically analyzed. The Sydney swirl flame series comprises eight flames. Researchers have conducted parametric studies on these flames by varying fuel jet velocities and using different fuels. All results of these studies are available in the literature. Due to these features, the SM1 flame was chosen for use in this study. The characteristics of the SM1 flame were examined, and information about its experimental model was obtained from relevant sources in the literature. Additionally, other studies related to this flame were reviewed to accumulate a substantial body of knowledge.

In the first stage of the verification study, the hexahedral mesh structure of the burner geometry was created using ANSYS Fluent software. In the generated mesh structure, the two-equation Re-Normalization Group (RNG) $k-\epsilon$ and Shear Stress Transport (SST) $k-\omega$ turbulence models were employed to solve the flow field. Since the combustion is non-premixed, the non-premixed steady diffusion flamelet model was used to model the combustion. In this model, the GRI 3.0 reaction mechanism was selected. The SIMPLE algorithm was employed for the solution, with PRESTO! for pressure solution, QUICK for momentum solution, and second-order upwind options for other variables. The results obtained with both turbulence models were compared with experimental data. It was observed that the SST $k-\omega$ turbulence model yielded results more consistent with experimental data. Therefore, it was decided to proceed with the SST $k-\omega$ turbulence model for the solution.

In the second stage of the validation study, the results of another study from the literature, in which the SM1 flame was validated, were compared with the validation conducted in this research. In the literature study, the turbulence model used was LES (Large Eddy Simulation), and the combustion was modeled using the non-premixed steady diffusion flamelet model. Both analyses were examined by taking the experimental model as a reference. The review revealed that, in certain regions on the bluff body, the LES turbulence model calculated velocities more accurately; however, the differences were not significant. In terms of temperature and species, both analyses produced similar results and were consistent with the experimental model. For these types of flow fields, it was concluded that the two-equation turbulence model is

sufficient instead of the LES turbulence model, which is significantly more computationally expensive in terms of core hours. With this, the validation study was completed, and the burner design phase was initiated.

The burner design was evaluated in two sub-stages. In the first stage, the geometry of the SM1 flame, which was analyzed in the validation study, was used as a basis. The SM1 flame was examined in terms of equivalence ratio and excess air coefficient. Parameters influencing the stability of the SM1 flame were identified through the studies of the researchers who conducted the experiments. One of the most critical factors for flame stability in the SM1 flame is the axial air velocity entering the flow field. This velocity needs to be high. However, in industrial burners, such high air velocities and excess air coefficients are not typically employed. Based on this information, the performance of the existing SM1 burner was investigated under low velocities and different gas compositions.

The burner to be designed was required to combust synthetic gas. Therefore, the gas compositions were first determined, and three different compositions were created. The burner power was set at 10 kW. To achieve this power, the jet velocity of the fuel was set at approximately 10 m/s for all gas compositions. To meet these conditions, the fuel inlet diameter in the SM1 burner geometry was adjusted to 10 mm. Finally, the excess air coefficient was set to 1.5. Despite these adjustments, the analysis of the resulting burner did not yield a stable flame. The low axial air velocity, identified as one of the most critical parameters influencing flame stability in the SM1 burner, was the cause of this outcome. To better understand the situation, an analysis with a high swirl number was conducted. The results were more favorable, and flame stability improved. However, since this was not the desired approach, the solution was not accepted. In the modified burner, the excess air coefficient was increased to 10, similar to the SM1 burner. Under these conditions, a stable flame was achieved. The analysis demonstrated that, despite the variations in gas composition and fuel jet velocity, the high axial air velocity associated with the high excess air coefficient was a significant parameter for flame stability.

The findings obtained in the first stage of the design process revealed that the flame stability in the evaluated burner was significantly influenced by an excessive amount of combustion air. The SM1 burner imparts aerodynamic swirl to the air. Accordingly, the tangential air velocity is obtained by multiplying the axial air velocity by the swirl coefficient. High axial air velocity results in high tangential air velocity, which facilitates the substantial spreading of the fuel over the bluff-body. At low axial air velocities, this effect diminishes, and the fuel cannot spread sufficiently over the bluff-body. Additionally, the recirculation zone, which is a characteristic feature of such burners, cannot form on the bluff-body due to the low tangential velocity. To achieve a stable flame in the burner described above, the fuel must spread over the bluff-body. The design phase focused on addressing this issue.

In the second stage of the burner design, based on the findings from the first stage, a method to distribute the fuel over the bluff-body was investigated. It was concluded that the most feasible approach was to introduce an obstacle into the flow field. This geometric obstacle needed to avoid disrupting the flow, distribute the fuel over the bluff-body, and support the formation of the lower recirculation zone. For this purpose, a geometric structure with a conical top was studied. The conical structure was positioned along the axis of the fuel jet. Due to its conical design, the geometric

structure facilitated both the conical distribution of the fuel jet over the bluff-body and minimal resistance to the flow.

During the evaluation of the geometric obstacle, a parametric study was conducted using different values for the size of the obstacle and its distance from the fuel inlet. The greatest challenges involved ensuring that the geometric structure distributed the fuel over the burner and prevented the flow field from being disrupted by the separation of the fuel jet. These challenges were addressed by modifying the dimensions of the geometric structure and adding a cylindrical piece to the base of the conical structure. The axial length of the structure also influenced the flame shape depending on its placement. In such flames, the characteristic recirculation zone narrows further downstream, forming a neck region. The axial length of the geometric obstacle, combined with its placement distance from the fuel inlet, should not extend into this neck region. Analyses conducted for various axial distances helped identify the problems caused by this configuration and assisted in determining the optimal axial placement. The study concluded that the best results were obtained with a conical piece aligned coaxially with the fuel inlet, positioned 6 mm downstream from the inlet, with a base diameter of 18 mm and a height of 12 mm. Additionally, a cylindrical piece with a diameter of 18 mm and a height of 4 mm, attached to the base of the conical piece, was found to yield the most effective results. Analyses were performed using three different gas compositions, and the results are presented within the scope of this thesis.



1. GİRİŞ

Günümüzde, fosil yakıtların yanmasından kaynaklanan çevre kirliliği sorunu önemli bir dikkat gerektirmektedir. Son yıllarda bilimsel araştırmaların odak noktası, yanma verimliliğini artırmak ve salınımları azaltmak için etkili çözümler bulmaya doğru kaymıştır [1]. Yanma veriminin yükseltilmesi ve salınımların azaltılması için araştırmacılar, yakıtların verimli kullanımını sağlayabilecek yakma metotları geliştirmektedirler. Bu yöntemlerden bir tanesi, alevleri kararlı hale getirmek için akışa bir girdap eklenmesini içeren ön karışimsız türbülanslı alevlerdir.

Girdaplı akış, bir akışkanın hem eksenel yönde hareket ederken hem de kendi eksenini etrafında dönerek oluşturduğu türbülanslı bir akış türüdür. Bu tür akışlar, özellikle yanma sistemlerinde sıkça karşılaşılan, alev yapısını ve yanma özelliklerini önemli ölçüde etkileyen akışlardır. Akışa girdap farklı şekillerde verilebilir. Bunlar üç farklı kategoriye ayrılır. Birinci kategori, eksenel akışı bozacak kanatlar veya ayarlanabilir pervaneler ile akışa döngüsellik veren sistemlerdir. Bu tür sistemler basitlikleri nedeniyle birçok endüstriyel uygulamada kullanılırlar. Bununla birlikte, bu tür sistemler ciddi yük kayıplarına neden olmaktadır ve girdap yoğunluğu sınırlıdır. İkinci kategori, akış arasından geçerken dönerek akışa döngüsellik veren cihazların kullanıldığı yöntemdir. Üçüncü kategori ise, akışa teğetsel olarak akış enjekte edilmesi ile akışa döngüsellik kazandırılan sistemlerdir.

Ön karışimsız sistemlerde hava yakıt karışımı, yanma reaksiyonundan önce sağlanır. Verimli karışım ve geniş çalışma aralıklarında kararlı yanma, düzgün çalışan bir yakıcı tasarımı için çok önemlidir. Birçok ön karışimsız sistemde karışımın artırılması için, yakıt yüksek türbülanslı akışın olduğu bölgeye enjekte edilir ve alev kararlılığının sağlanması için geometrik veya aerodinamik alev tutucu mekanizmalar kullanılır. Geometrik yöntemler ile tesis edilen alev kararlılığı reaktif gazların yakıcı içerisindeki kalma süresinin arttırılması temellidir. Alev tutucu gövde (bluff-body) klasik geometrik alev tutuculardan bir tanesidir. Akış içerisinde alev tutucu yüzey arkasında oluşan resirkülasyon sıcak yanma ürünlerinin yukarı doğru taşınmasını, böylece yeniden yanmanın oluşmasını ve alev sürekliliğini sağlamaktadır. Aerodinamik alev

tutma yönteminde ise, akış alanındaki girdap sayesinde, sıklıkla vorteks bozulması baloncuğu (vortex breakdown bubble) olarak adlandırılan, resirkülasyon baloncuğu oluşturulur. Bazı yakıcılarda, hava yakıt karışımını ve alev kararlılığını arttırmak için her iki tip alev tutucu da kullanılabilir. Bu tür alevler, gaz türbinleri ve fırınlar gibi endüstriyel uygulamalarda, girdap içermeyen türbülanslı alevlere göre üstünlüklerinden dolayı kullanılmaktadırlar [2]. Girdaplı kararlı türbülanslı alevlerin belirgin özellikleri, yakıt ve yakıcı karışımının artması, alev kararlılığı, alev kopması karakteristiği ve salınım miktarlarının düşüklüğüdür [3].

Bu çalışma kapsamında, sentetik gaz yakabilen yakıcı tasarımı yapılmıştır. Çalışmanın birinci aşamasında girdaplı akış ve alev tutucu yüzeyi bir arada kullanan Sydney girdaplı alev ailesine ait deneysel bir yakıcının ANSYS Fluent programı ile doğrulaması yapılmıştır. Çalışmanın ikinci aşamasında ise doğrulama çalışmasından elde edilen birikimle farklı karışım değerlerine sahip sentetik gazların kararlı yanmasını sağlayacak bir yakıcı tasarımı yapılmıştır.

Sunulan bu tezin, ikinci bölümünde literatür araştırmasına, üçüncü bölümünde doğrulama çalışmasının ayrıntılarına, dördüncü bölümde yeni tasarlanan yakıcı geometrisinin ayrıntılarına, son olarak beşinci bölümde ise çalışmadan elde edilen bulgulara ve gelecek çalışma önerilerine yer verilmiştir.

2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

Bu bölümde, son 30 yılda araştırmacılar tarafından yoğun olarak incelenen ve giriş bölümünde de bahsedildiği gibi bu tez çalışmasının temelini oluşturan, döngüsel akışlı yakıcılar ile alakalı yayınlanmış çalışmaların bir özeti sunulmuştur. Öncelikle bu çalışma kapsamında doğrulaması yapılan SM1 alevinin de dahil olduğu Sydney döngüsel alev ailesi hakkında bilgi verilmiştir. Daha sonraki bölümlerde ise literatürdeki deneysel ve sayısal çalışmalardan bahsedilmiştir.

TNF çalışmaları da dahil literatürdeki birçok deneysel çalışmada, döngüsel kararlı akışlar ve alevler incelemiştir [4]. TNF çalıştayındaki deneyler, türbülanslı ön karışimsız alevler için iyi tasarlanmış deney konfigürasyonlarına sahiptir. Basit jet, alev tutucu gövdeye sahip kararlı alevler ve döngüsel kararlı alevler genel çalışma konularıdır. TNF çalıştayınnın alt konularından olan alev tutuculu kararlı jet alevleri, pilot alevli yakıcılardaki gibi türbülans ile kimyasal yapının etkileşiminin çalışılması için oldukça uygun alevlerdir. Göreceli olarak basit ve iyi tanımlanmış sınır şartlarına sahip ve endüstriyel yakıcılara özgü karmaşıklığın bir kısmını da içerdiği için bu geometri deneysel çalışmalar için uygun bir modeldir. TNF çalıştaylarında, HM1, HM1e, HM2, HM3 ve HM3e olarak adlandırılan alev tutuculu yakıcılar çeşitli test durumları için incelenmişlerdir. TNF çalıştayınnın bir diğer alt konusu olan döngüsel kararlı yakıcılar, alev tutucu gövdeli yakıcıların doğrudan bir uzantısıdır ve alev tutucu yüzey gövdesine 60mm iç çaplı bir halka eklenmesiyle elde edilir. Bu halkasal eklenti yakıcının tabanında bulunan ve sistematik olarak düzenlenmiş girişlerden teğetsel olarak iletilen döndürücü etkiye sahip havanın girişini kolaylaştırır. Döngüsel kararlı alev konfigürasyonu, çeşitli türbülans ve yanma modellerinin doğruluğunu belirlemek için en karmaşık test modelidir, çünkü düşük döngüsellik sayısı ve yüksek birincil eksenel hızlar nedeniyle özel şekle sahip iki adet resirkülasyon bölgesi bulundurulur. Alev tutucu gövdeli kararlı alevlerde bu resirkülasyon bölgesi bir tanedir. TNF çalıştayınnın girdaplı kararlı alevler çalışmalarında Sydney girdaplı akış projesi isimli bir alt grup bulunmaktadır. Bu alt grupta iki adet izotermal (N29S054 and N16S159) ve üç farklı yakıt tipi için sekiz adet reaktif girdaplı akış (SM1, SM2, SMA1, SMA2,

SMA3, SMH1, SMH2 and SMH3) çalışması yapılmıştır. Birinci grupta aynı yakıcıda test edilen ve yakıt olarak metan kullanılan SM1 ve SM2 alevleri vardır. Her iki alev için 0.5 girdap sayısı kullanılmıştır. SM2'ye ait yakıt jet hızı SM1 alevine göre çok daha yüksektir ve yüksek yakıt jet hızının etkisi karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Çalışmanın ikinci grubunda SMA1, SMA2 ve SMA3 alevleri bulunmaktadır. Bu alevlerde yakıt olarak 1:2 oranında metan ve hava karışımı kullanılmıştır. Girdap sayısı SMA1 alevi için 0.66 iken SMA2 ve SMA3 alevleri için 1.59 olarak alınmıştır. Çalışmada sabit bir yakıt jet hızı için iki farklı hava jet hızı ve sabit bir hava jet hızı için iki farklı yakıt jet hızını karşılaştırılmıştır. Son grupta SMH1, SMH2 ve SMH3 alevleri bulunmaktadır. Bu alevlerde yakıt olarak 1:1 oranında metan ve hidrojen kullanılmıştır. Girdap sayısı SMH1 alevi için 0.32 iken, SMH2 ve SMH3 alevleri için 0.54 değerine sahiptir. Çalışmada sabit bir yakıt jet hızı için iki farklı hava jet hızı ile sabit bir hava jet hızı için iki farklı yakıt jet hızının etkileri sistematik olarak incelenmiştir. Bu deneysel çalışmaların sonuçları, derinlemesine analizleriyle birlikte çeşitli makalelerde literatüre sunulmuştur [5, 6].

Girdaplı kararlı alevlerin konfigürasyonu, farklı türbülans ve yanma modelleri ile doğrulanması en zor deneysel çalışmalardandır [7]. Bu izotermal ve yanma içerikli deneysel çalışmaların modellenmesi ve doğrulanması ile ilgili birçok çalışma grubu yaklaşık 20 yıldır çalışmaktadır. Bu çalışmalarda kişisel nümerik kodlar ve ticari paket programlar kullanılmıştır [8, 9] ve elde edilen sonuçlar yayınlanmıştır [10].

Rahman ve arkadaşları yaptıkları çalışmada, düngüsel akış ile kararlı hale getirilmiş izotermal türbülanslı akışların kritik akış özelliklerini yakalamaya çalışmışlardır. Araştırmacılar, kritik bölgelerdeki ağ yapısının kalitesi, ağ yapısı, ayrıklaştırma yöntemleri ve çeşitli türbülans modellerinin akış özelliklerinin doğru hesaplanmasındaki etkilerini incelemişlerdir [10]. Yapılan çalışmada, akış yapısındaki büyük girdap bozulması baloncuğunun doğru bir şekilde yakalanmasında ağ çözünürlüğünün önemli rolünün altı çizilmiştir. Çalışmadaki bulgular, 3D RANS (Reynolds Average Navier-Stokes) simülasyonlarının endüstri için faydalı bir seçenek olabileceğini ve hesaplama açısından zorlu LES'e (Large Eddy Simulation) daha uygun fiyatlı bir alternatif sunabileceğini göstermektedir.

2B eksenel simetrik geometriyle yapılan bir çalışmada Radwan ve arkadaşları Standard ve Realizable $k-\epsilon$, Standard $k-\omega$ ve Reynolds Stres Model türbülans

modellerini kullanarak Sydney girdaplı akış projesindeki izotermal türbülanslı akışları incelemişlerdir [8]. Çalışmada özellikle genel akış davranışının hesaplanması ve deneysel modelle kıyaslanması amaçlanmıştır. Sayısal incelemeler, test edilen RANS modelleri arasında Standart k- ω 'nın hem düşük, hem de yüksek girdaplılık seviyesi durumlarında girdaplı akış özelliklerini tahmin etmede kabul edilebilir bir performans sergilediğini göstermiştir. Buna ek olarak çalışmada, test edilen RANS modellerinin, özellikle de kabul edilebilir performansa sahip olanın, Sydney girdaplı yakıcısına benzer yakıcı konfigürasyonlarında girdaplı akış özelliklerini tahmin etmek için bir araç olarak kullanılabileceği sonucuna varılmıştır. Ayrıca araştırmacılar, bu çalışmada gerçekleştirilen sayısal simülasyonların ve deneysel doğrulamanın, sınırlandırılmamış girdaplı akış (unconfined swirl flow) ile ilgili gelecekteki çalışmalar için bir referans görevi görebileceğini ve bu alanda daha fazla araştırma ve geliştirme için bir temel sağlayabileceğini ima etmiştir.

Yang ve arkadaşları ise yaptıkları çalışmada ön karışimsız SM1 alevine odaklanarak, eş eksenli bir hava mikrojeti ile güçlendirilmiş alev tutucu gövdeli türbülanslı döngüsel alevlerin yanma özelliklerini araştırmışlardır [11]. Sayısal simülasyonlar, modifiye edilmiş Standart k- ϵ türbülans modeli ve Realizable k- ϵ türbülans modeli kullanılarak yapılmış ve sonuçlar modifiye edilmiş modelin deneysel verilerle daha iyi uyum sağladığını göstermiştir. Çalışma, mikrojet hızının artırılmasının kurum oluşumunu azalttığını ve yanma verimliliğini optimize etmek için çok önemli olan iç alevin sıcaklık dağılımını etkilediğini ortaya koymuştur. Ayrıca, girdap sayısındaki değişimlerin alev eksenli boyunca tepe sıcaklığını ve kurum hacim oranını önemli ölçüde etkilediği gösterilmiştir. Araştırmacılar, mikrojet konfigürasyonlarının alev stabilitesini iyileştirme ve yanma sistemlerindeki emisyonları azaltma potansiyelini vurgulamışlardır.

West ve arkadaşları ise yaptıkları çalışmada, gaz türbini yakıcılarıyla ilgili türbülanslı akışları simüle etmek için RANS ve LES tekniklerini birleştiren hibrit türbülans modellerinin etkinliğini araştırmışlardır [12]. Sayısal simülasyonlar, RANS, DES (Detached Eddy Simulation), LES ve DLES (Dynamic LES) dahil olmak üzere çeşitli modeller kullanılarak gerçekleştirilmiş ve sonuçlar deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Çalışmada DES'in tahmin performansında önemli eksiklikler, özellikle de daha basit geometrilerde modellenmiş gerilme azalması (modeled stress depletion) ile ilgili sorunlar tespit edilmiştir. Bununla birlikte, LES öncesi bölgeye

uygulanacak hassas ağ yapısının, özellikle girdap içeren daha karmaşık akış senaryolarında DES performansını artırabileceği bulunmuştur. Araştırmacılar, DES'in karmaşık akış geometrilerinde diğer yöntemlerden daha iyi performans gösterebileceğini, ancak türbülanslı akış tahminlerinde gelişmiş doğruluk için bu hibrit modellerin daha fazla iyileştirilmesi ve doğrulanması gerektiğini ifade etmişlerdir.

Fu ve arkadaşları, dört farklı iki denklemlilik türbülans modeli kullanarak gözenekli ortamla birleştirilmiş girdap tipi bir rejenerasyon yakıcısının akış alanı simülasyon performansını incelemişlerdir [13]. Araştırmacılar, özellikle bu modeller için tipik uygulamalar olan girdap ve ani genişleme yapıları bağlamında akış alanının karmaşıklığını vurgulamıştır. Yazarlar kapsamlı simülasyonlar gerçekleştirmiş ve SST k- ω modelinin genel olarak deneysel verilerle en iyi uyumu sağladığını tespit etmişlerdir. Ayrıca araştırma, hız ve basınç dağılımları da dahil olmak üzere çeşitli akış özelliklerini analiz ederek modeller arasındaki önemli performans farklılıklarını ortaya koymuştur. Çalışmanın sonuçları, dizel partikül filtrelerindeki (DPF) akış dinamiklerinin anlaşılmasını geliştirmeyi ve karmaşık akış senaryolarında türbülans modellemesini iyileştirmek için gelecekteki araştırmalar için yönler önermeyi amaçlamaktadır.

Kashir ve arkadaşları ise, 2D eksenel simetrik bir bölgede SST k- ω ve düzenlenmiş k- ϵ modellerini kullanarak kıyaslamalı bir çalışma yapmıştır [3]. Her iki modelin de akış alanında, karışım oranlarında, sıcaklık ve karbon monoksit kütlesel oranlarında, deneysel verilerle uyumlu, tatmin edici sonuçlar verdiğini ifade eden araştırmacılar, akış alanındaki sıcaklık ve CO kütlesel oranının tahmin edilmesinin, sıcaklık dağılımı üzerinde daha iyi kontrol sağlayan ve CO emisyonlarını azaltan yakma sistemlerinin tasarımına yardımcı olabileceğini belirtmişlerdir. Ayrıca, bu çalışmanın bulgularının gaz türbinleri ve endüstriyel brülörler gibi pratik yakma sistemlerinde alev tutucu gövdeye sahip kararlı girdaplı alevlerin tasarımını ve çalışmasını optimize etmek için kullanılabileceğini de sözlerine eklemişlerdir [3].

Mansouri ve arkadaşları, alev kararlılığı ve alev karakteri üzerindeki etkilerini anlamak için çeşitli girdap sayılarına odaklanarak, fakir ön karışım girdaplı kararlı (lean premixed swirl stabilized) bir yakıcının akış davranışını ve alev dinamiklerini araştırmışlardır [14]. Çalışmada RANS türbülans modelleri kullanılarak sayısal simülasyonlar yapılmış, özellikle Standart k- ϵ , Realizable k- ϵ ve SST k- ω modelleri

karşılaştırılarak yakıcı içindeki girdaplı akış davranışı tahmin edilmiştir. Çalışma alev kararlılığı için çok önemli olan iç ve dış resirkülasyon bölgelerinin formasyonlarını tanımlamakta ve Standart k- ϵ türbülans modelinin bu dinamikleri doğru seviyede yakalamadaki limitlerini ortaya koymaktadır. Sonuçlar, artan girdap sayılarının kritik bir noktaya kadar alev stabilitesini artırdığını, bunun ötesinde alev geri tepmesi olaylarının meydana gelebileceğini göstermektedir. Genel olarak, çalışmadaki bulgular gaz türbini yakıcılarındaki yanma dinamiklerinin daha iyi anlaşılmasına ve doğru tahminler için uygun türbülans modellerinin seçilmesinin önemine katkıda bulunmaktadır.

Yakıcıya yakın bölgedeki girdaplı akış için Weber ve arkadaşları Reynolds gerilme modeli (RSM), k- ϵ ve cebirsel gerilme modelinin (algebraic stress model) sonuçlarını incelemişlerdir [15]. Araştırmacılar akışın invizid genişlemeye uğradığı yakıcı quarl alanında, k- ϵ türbülans modelinin önemli ölçüde yanlış sonuçlar verdiğini bulmuşlardır. Bununla birlikte, konvektif bileşenler için ikinci dereceden ileri akış ayrıklaştırma (QUICK) şeması kullanan Reynolds stres modeli ve cebirsel gerilme modeli tarafından dönen girdapların iyi bir şekilde tahmin edilebildiğini vurgulamışlardır. Bir başka çalışmada Gupta ve Kumar, parçacık izleme velosimetresi (partical tracking velocimetry) ve üç boyutlu bir hesaplama modeli kullanarak teğetsel giriş ve teğetsel çıkışa sahip bir siklondaki üç boyutlu akışın dinamiklerini araştırmıştır [16]. Araştırmacılar Standart k- ϵ ve RNG k- ϵ türbülans modellerini, bir siklonda akan saf sıvının dinamiklerini incelemeye uygunlukları açısından karşılaştırmışlardır. Elde ettikleri bulgulara göre, geleneksel k- ϵ modeli akış alanını tahmin etmede RNG k- ϵ modeli kadar iyi değildir. Sonuç olarak, ikincil resirkülasyon akışının ve özelliklerinin doğru bir şekilde tahmin edilmesinin, siklonlarda daha verimli ayırma işlemlerinin geliştirilmesine yardımcı olabileceğini gözlemlemişlerdir; bu da partikül ayırma ve filtrelemeye dayanan endüstriler için önemlidir [16].

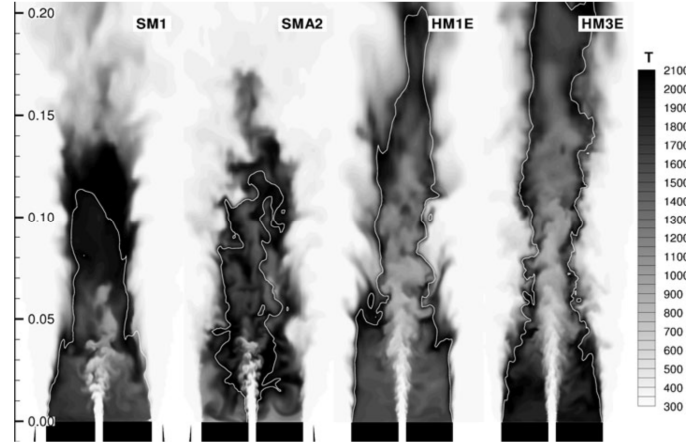
Chakchak ve arkadaşlarının yaptığı çalışmada, giriş hızı oranlarının eş eksenli bir yakıcı üzerinde stabilize edilmiş bir metan-hava difüzyon alevinin termofiziksel yapısı üzerindeki etkileri incelenmiştir [17]. Yakıcı tasarımı, yakıtın merkezi tüpteki sekiz delikten enjekte edildiği ve oksitleyicinin halka şeklindeki kısımdan sağlandığı iki eş eksenli tüpe sahiptir. Türbülans ve kimya etkileşimlerini yakalamak için RANS yaklaşımı ve EDM (Eddy Dissipation Model) yanma modeli kullanılarak deneysel ve sayısal analizler yapılmıştır. Araştırmacılar, hız oranının artırılmasının türbülansı

artırdığını ve karıştırmayı iyileştirdiğini, bunun da alev stabilizasyonunu olumlu etkilediğini ve sıcaklık değişimlerinden kaynaklanan CO emisyonlarını azalttığını ortaya koymuştur. Çalışmada ayrıca, endüstriyel uygulamalarda yanma verimliliğini optimize etmede ve kirletici salınımlarını en aza indirmede dinamik giriş koşullarının önemi vurgulamaktadır.

Benim ve arkadaşlarının yaptığı çalışmada ise, laboratuvar tipi gaz yakıcısındaki türbülanslı girdaplı alev nümerik olarak incelenmiştir [18]. Yanma modellemesi için EDC (Eddy Dissipation Concept) ve laminar alevcik (laminar flamelet) model kullanılmıştır. Çalışma, özellikle artan anizotropi nedeniyle geleneksel yöntemlerin genellikle yetersiz kaldığı girdaplı akışlarda türbülans-kimya etkileşimlerini doğru bir şekilde modellemenin zorluklarını vurgulamaktadır. Araştırmacılar, sayısal tahminlerini deneysel verilerle doğrulayarak, LES-EDC yaklaşımının ölçülen hız ve sıcaklık alanlarıyla en iyi uyumu sağladığını ve URANS (Unsteady RANS) ve LFM (Laminar Flamelet Model) modellerinden daha iyi performans gösterdiğini bulmuşlardır. Ayrıca çalışmada, güvenilir sonuçlar elde etmede ağ çözünürlüğünün önemi vurgulamakta ve 4 milyon hücreli bir ağ yapısının akışın karmaşık dinamiklerini yakalamak için yeterli olduğunu teyit etmektedir. Yazarlar, LES yöntemlerinin gelişmiş doğruluk sunarken, önemli ölçüde daha fazla hesaplama kaynağı gerektirdiğini ve bunun da gerçek dünya senaryolarındaki pratik uygulamaları etkileyebileceğini ifade etmektedirler.

Olbricht ve arkadaşları, Sydney alev ailesinden çeşitli alev tutucu gövdeli alevlerde LES türbülans modeli ve alevcik (flamelet) tabanlı yanma modelinin tahmin yeteneklerini araştırmışlardır [19]. Çalışmada öncelikle reaktif olmayan akışlar göz önüne alınmış ve girdap sayısının ve akış özelliklerinin etkileri incelenmiştir. Çalışma hem girdaplı hem de döngüsel olmayan alevleri içermekte, farklı yakıt bileşimleri ve akış hızları nedeniyle oluşan yanma özelliklerindeki önemli değişiklikleri vurgulamaktadır. Araştırmacılar, LES/alevcik yaklaşımları kullanılarak akış ve skaler alanların iyi tahminlerinin elde edildiğini ve doğruluğun büyük ölçüde kullanılan yanma modeline bağlı olduğunu bulmuşlardır. Sonuç olarak çalışmada, özellikle gerinim oranı (strain rate) etkisindeki reaktif akışlarda alevcik modelin ön karışimsız alevlerde güvenilir sonuçlar sağladığı, kısmi ön karışimli girdaplı alevler için ise alevcik tabanlı ilerleme değişkeni (progress variable) yaklaşımının gerekli olduğu ifade

edilmiştir. Şekil 2.1’de çalışmada değerlendirilen alevlerin simülasyon ile elde edilen anlık sıcaklık konturları görülmektedir.



Şekil 2.1 : SM1, SMA2, HM1E ve HM3E alevlerine ait anlık sıcaklık konturu [19].

Olbricht ve arkadaşlarının yaptığı bir diğer çalışmada, LES tekniklerini kullanarak gaz türbini uygulamalarında girdap yoğunluğunun akış kararsızlıkları üzerindeki etkileri incelenmiştir [20]. Çalışma her ikisinde izotermal koşullar altında analiz edilen iki konfigürasyona odaklanmaktadır. Bunlardan birincisi 0.54 girdap sayısına sahip düşük girdaplı bir durum ve ikincisi 1.59 girdap sayısına sahip yüksek girdaplı bir durumdur. Yazarlar, alev tutucu gövde izinin, vorteks bozulması baloncuğunun ve jet arasındaki karmaşık etkileşimlerin kararsız akış modellerine yol açabileceğini vurgulamaktadır. Elde edilen sonuçlar, modeller çeşitli akış özelliklerini tahmin etmede iyi performans gösterirken, merkezi jet penetrasyon uzunluğunun düşük girdap durumu için beklenenden daha kısa olduğunu göstermektedir. Genel olarak çalışma, girdap kaynaklı kararsızlıkların yakıt ve oksitleyici karışımını nasıl etkilediğinin daha iyi anlaşılmasına katkıda bulunmaktadır, bu da gaz türbini performansını artırmak için çok önemlidir.

Christo ve Dally, türbülanslı ön karışimsız metan/hidrojen alevini incelemek için çeşitli k-ε modelleri kullanmıştır [21]. Deneysel verilerle en iyi uyumun, değiştirilmiş disipasyon sabiti ile birleştirilmiş Standart k-ε modeli bulguları tarafından gösterildiğini belirtmişlerdir. Ayrıca türbülans, yanma ve kimyasal kinetiğin doğru modellenmesinin sıcak alevlerde jet performansını tahmin etmek için çok önemli olduğunu ima etmişlerdir.

Sharma ve Kumar yaptıkları çalışmada, izotermal şartlarda silindirik bir yakıcıya teğetsel enjekte edilen hava ile oluşturulmuş girdaplı bir akışın özelliklerini

araştırmışlardır [22]. Girdap gücünü daha iyi karakterize etmek için gösterge basıncı değişimlerini içeren bir alternatif önererek geleneksel girdap sayısıyla kıyaslamışlardır. Araştırmacılar, iç resirkülasyon bölgesi (internal recirculation zone) oluşumunun enjeksiyon açısı ve girdap yoğunluğundan etkilendiğini ve bunun da karıştırma ve yanma kararlılığını önemli ölçüde değiştirdiğini ifade etmişlerdir. Araştırma ayrıca iç resirkülasyon bölgesi uzunluğunun enjeksiyon açısı ile arttığını ve özellikle düşük değerlerde Reynolds sayısı ile değiştiğini vurgulamaktadır. Genel olarak çalışmadaki bulgular, teğetsel enjeksiyonlu yakıcılardaki akış olaylarının daha iyi anlaşılmasını ve yanma uygulamalarındaki verimliliklerinin artırılmasını amaçlamaktadır.

Sun ve arkadaşları, endüstriyel uygulamalar için döngüsel hava ve ters difüzyon alevini birlikte kullanan yeni bir gaz yakıcısı geliştirmişlerdir [23]. Şekil 2.2’de çalışmada kullanılan endüstriyel yakıcının resmi görülmektedir. Yakıcının türbülanslı akışını ve yanma performansını analiz etmek için RANS yöntemini kullanan sayısal simülasyonlar uygulanmıştır. Çalışma, yakıt nozullarının sayısının ve eğim açısının akış alanını ve yanma özelliklerini nasıl etkilediğini incelemekte ve nozul sayısının artırılmasının NO salınımlarının azaltılmasında daha etkili olduğunu ortaya koymaktadır. Sonuçlar, 60° eğim açısında 16 yakıt memesi ile optimum yanma koşullarının elde edildiğini ve NO emisyonlarında %28.5 azalma sağlandığını göstermektedir. Araştırmacılar genel olarak, endüstriyel gaz brülörlerindeki karmaşık akış dinamiklerinin ve termal özelliklerin anlaşılmasında sayısal simülasyonların önemini vurgulamışlardır.



Şekil 2.2 : Sun ve arkadaşlarının çalışmasında kullanılan endüstriyel döngüsel yakıcıya ait görsel [23].

Castellani ve arkadaşları ise yaptıkları çalışmada, H_2 'nin yüksek reaktivitesi ve sayısal modellerin deneysel olarak doğrulanması gerekliliği nedeniyle ortaya çıkan zorluklara odaklanarak, fakir ön karışımli yanma sistemlerine H_2 eklemenin etkilerini araştırmaktadır [24]. Araştırmacılar, H_2 'nin getirdiği karmaşıklıkları kapsamakta zorlanan tablolı kimyasal yanma modellerinin sınırlamalarına vurgu yaparken, tür taşınım (species transport) modellerinin bu faktörleri hesaba katmada daha uygun olduğunu belirtmektedir. Çalışma, alev reaktivitesini, özellikle diferansiyel difüzyonun, ısı kaybının ve gerilmenin yanma davranışını nasıl etkilediğini anlamının önemini vurgulamaktadır. Bulgular, artan H_2 içeriğinin alev özelliklerini değiştirdiğini ve daha kısa alev uzunluklarına yol açtığını ortaya koymaktadır; bu da laminar alev hızı eğilimlerine dayanan beklentilerle çelişmekte ve bu olayların daha fazla araştırılması gerektiğine işaret etmektedir. Sonuç olarak araştırmacılar, sayısal modelin, H_2 ilavesiyle ilişkili olarak alev morfolojisi ve davranışı ile ilgili etkili tahmin yetenekleri gösterdiğini ve deneysel verilerle iyi bir uyum yakaladığı sonucuna varmışlardır.

Boushaki ve arkadaşlarının yaptığı çalışmada, oksijenle zenginleştirilmiş türbülanslı ön karışimsız alevlerin dinamikleri ve kirletici salınımları bir girdaplı yakıcı konfigürasyonu kullanılarak incelenmiştir [25]. Yakıcı, yakıt ve oksidanın karışımını artıran, alev stabilizasyonunu iyileştiren ve CO ve CO_2 emisyonlarını azaltırken daha yüksek alev sıcaklıkları nedeniyle NO_x emisyonlarını artıran bir döngüsel iki eş merkezli tüpten oluşmaktadır. Çalışmada hız alanlarını ve yanma özelliklerini analiz etmek için stereo-PIV kullanılmış, girdap ve oksijen zenginleştirmesinin resirkülasyon kütleli debi oranı (recirculation mass flow ratio) ve alev şekli üzerindeki önemli etkileri ortaya çıkarılmıştır. Sonuçlar, oksijen zenginleştirmenin CO_2 yakalama verimliliğine yardımcı olurken, NO_x emisyonlarını kontrol etmede zorluklar yarattığını ve yenilikçi yakıcı tasarımlarına olan ihtiyaç olduğunu göstermektedir. Araştırmacılar, gelişmiş karıştırmanın orta düzeyde oksijen zenginleştirmesi ile birleştirilmesinin endüstriyel uygulamalarda yanma performansını ve emisyonları optimize edebileceğini ifade etmektedir.

Gong ve arkadaşları, girdaplı alevlerde yanma kararsızlıklarını, özellikle hidrojenle zenginleştirilmiş yakıtlara odaklanarak sayısal olarak incelemiştir [26]. Araştırmacılar, farklı eşdeğerlik oranları ve hidrojen ilavesi dahil olmak üzere çeşitli çalışma koşulları altında yanma dinamiklerini analiz etmek için BOFFIN-LES kodu

ile LES türbülans modeli yaklaşımı kullanmışlardır. Çalışma, yakıtı hidrojen zenginleştirmenin, alev şekil değişimi için kritik ekivalans oranı ve bununla ilişkili termo-akustik kararsızlıklar gibi alev özelliklerini ne şekilde etkilediğini vurgulamaktadır. Sonuçlar, gözlemlenen dalgalanmalar için baskın geri besleme mekanizmasının eşdeğerlik oranı ve kütleli debi değişimlerinin bir kombinasyonu olduğunu göstermektedir. Araştırmacılar bulgularıyla, girdaplı alevlerde kararsız yanma, akustik dalgalanmalar ve akış dinamikleri arasındaki karmaşık etkileşimler hakkında değerli bilgiler sağlamaktadırlar.

Safavi ve Amani, Sydney alevleri ile alakalı en güncel çalışmalardan birisini yapmışlardır [7]. Çalışmada, 2D RANS (RNG k- ϵ , SST k- ω , Transition SST ve RSM), LES (Germano's Dynamic SGS), 3D karma modellerden (SST k- ω temelli) SAS (Scale Adaptive Simulation), Realizable k- ϵ DES ve SST k- ω DES gibi çeşitli sürekli rejim ve zamana bağlı türbülans modellerini kıyaslanmışlardır. Araştırmacılar, SAS türbülans modelinin özellikle vorteks bozulması baloncuğu ve alev bağlanma durumları yakalamada en doğru sonuçları sağladığını belirtmişlerdir. Çalışma, yerel LES kalitesini belirlemede viskozite oranının, türbülans kinetik enerji oranına göre daha iyi bir indikatör olduğunu belirtmekte ve karma modellerde temel modelin önemini vurgulamaktadır. Sonuçlar incelenirken, tüm akış alanı ve döngüsel kararlı alevlerin karakteristiği olan vorteks bozulması baloncuğuna yoğunlaşmıştır. Araştırmacılar, türbülans modellerinin dikkatli bir şekilde seçilmesinin, yanma sistemlerindeki girdaplı kararlı alevlerin davranışını doğru bir şekilde tahmin etmek için çok önemli olduğu belirtmişlerdir.

Zaidaoui ve arkadaşlarının yaptığı çalışmadaysa, CO₂ seyreltmesinin ve O₂ zenginleştirmesinin eş eksenli döngüsel bir yakıcıdaki ön karışimsız türbülanslı metan hava alevine etkisini incelemişlerdir [27]. Çalışma alev kararlılığı, kirletici salınımları, girdap sayısı ve küresel ekivalans oranı gibi çeşitli parametrelerin etkisine odaklanmaktadır. Deneysel teknikler arasında alev görselleştirme için OH kemilüminesans (chemiluminescence) ve CO ve NO_x gibi emisyonları ölçmek için gaz analizi bulunmaktadır. Sonuçlar, O₂ zenginleştirmesinin NO_x ve CO₂ emisyonlarını artırırken alev kararlılığını artırdığını, CO₂ seyreltmesinin ise alev özelliklerini önemli ölçüde değiştirerek daha uzun ve daha az yoğun hale getirdiğini ve bunun da alev sıcaklığını ve NO_x oluşumunu azalttığını göstermektedir. Bulgular yanma süreçlerinin

anlaşılmasına, emisyonların azaltılması ve verimliliğin artırılması için yakıcı tasarımlarının optimize edilmesine katkıda bulunmaktadır.

Sharifzadeh ve Afshari'nin yaptığı çalışmada, bir tuzaklı girdaplı yakıcıda soğuk akış koşulları altında girdaplı akışı, LES türbülans modeli kullanarak incelemiştir [28]. Çalışma, düşük, orta ve yüksek girdap sayıları olarak kategorize edilen girdap yoğunluğunun etkilerine odaklanmakta ve bu varyasyonların merkezi resirkülasyon bölgesi ve devinimli girdap çekirdeği (precessing vortex core) gibi akış yapılarını nasıl etkilediğini araştırmaktadır. Sonuçlar, orta girdap koşullarında girdap parçalanması nedeniyle önemli bir merkezi resirkülasyon bölgesi oluştuğunu, düşük ve yüksek girdap koşullarının ise farklı akış davranışları sergilediğini göstermektedir. Ayrıca, çalışma girdap sayısı ile türbülans yoğunluğu arasındaki ilişkiyi vurgulamakta ve türbülans seviyelerinin merkezi resirkülasyon bölgesi yakınında önemli ölçüde arttığına dikkat çekmektedir. Sonuç olarak araştırmacılar, tuzaklı döngüsel yakıcılardaki akış dinamiklerinin daha iyi anlaşılmasına katkıda bulunmuşlardır.

Mansouri ve Boushaki yaptıkları çalışmada, hem izotermal hem de reaktif koşullarda, karmaşık bir yakıcı konfigürasyonunda türbülanslı girdaplı alevlerin davranışını incelemiştir [29]. Yazarlar, akış davranışını ve yanma dinamiklerini deneysel olarak analiz etmeyi ve aynı zamanda RANS ve DDES (Delayed DES) modellerinin tahmin yeteneklerini değerlendirmeyi amaçlamışlardır. Çalışma, alev stabilizasyonunu anlamak için kritik olan merkezi bir resirkülasyon bölgesi ve kesme katmanları gibi temel özelliklerin varlığını ortaya koymaktadır. Ayrıca araştırma, merkezi girdap çekirdeği gibi tutarlı yapıları tanımlamakta ve bunların değişen koşullar altındaki dinamiklerini incelemektedir. Genel olarak bulgular, gaz türbinlerinde ve diğer uygulamalarda yanma süreçlerini optimize etmek için gerekli olan dönen alev davranışının daha iyi anlaşılmasına katkıda bulunmaktadır.

Mousavi ve arkadaşları, dönen sıcak eş eksenli akışın bir hidrojen-metan karışımının orta veya yoğun düşük oksijen seyreltmesi (MILD) ile yanması üzerindeki etkisini incelemiştir [30]. Çalışmada, Realizable k- ϵ türbülans modelini ve GRI 2.11 reaksiyon mekanizmasını birlikte kullanan bir hesaplama modeli kullanılmış ve bulguları doğrulamak için sayısal sonuçlar mevcut deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Sonuçlar, artan girdap hızının tutuşma gecikmesini azalttığını ve reaksiyonun tamamlanmasını arttırdığını, aynı zamanda reaksiyon bölgesini

geleneksel MILD yanmasına kıyasla radyal olarak genişlettiğini göstermektedir. Bununla birlikte, girdap akışının artması daha kısa bir reaktif bölgeye yol açmakta ve yoğunlaşan hızlı ve termal mekanizmalar nedeniyle NO_x emisyonlarını artırmaktadır. Araştırmacılar, geri dönüştürülmüş baca gazının sıcaklığının düşürülmesinin, girdaplı sıcak eş eksenli akışla ilişkili artan NO_x emisyonlarını etkili bir şekilde azaltabileceğini öne sürmektedirler.

Mei ve arkadaşları yaptıkları çalışmada, RNG k- ϵ türbülans modeli ile sayısal simülasyonlar kullanarak ön karışimsız döngüsel alevlerin akış ve yanma özelliklerini araştırmışlardır [31]. Çalışma, yanma sürecinin geliştirilmesinde, özellikle de metanın yanma odası içinde sınırlandırılarak hızlı bir şekilde tüketilmesine yol açmada dönen hava akışının önemini vurgulamaktadır. Sonuçlar, yanmanın ağırlıklı olarak kayma katmanları içinde gerçekleştiğini, bunun da konik bir alev yapısı ve enjeksiyon deliği yakınında bir alev halkası oluşumuyla sonuçlandığını ortaya koymaktadır. Ayrıca, çalışma simülasyon sonuçlarını deneysel verilerle karşılaştırarak RNG k- ϵ modelinin dönen akış dinamiklerini ve alev özelliklerini yakalamadaki etkinliğini göstermektedir. Çalışmada elde edilen bulgular, döngüsel yanmanın yakıt verimliliğini nasıl artırabileceğinin ve endüstriyel uygulamalarda salınımları nasıl azaltabileceğinin anlaşılmasına katkıda bulunmaktadır.

Lu ve arkadaşlarının yaptığı çalışmada ise metan ve DME (DiMetil Eter) ikili yakıtlarının türbülanslı ön karışimsız yanma süreçleri sayısal simülasyonlar kullanarak incelenmiştir [32]. Çalışmada, katsayıları değiştirilmiş Standart k- ϵ türbülans modeli, sürekli difüzyon alevcik (steady diffusion flamelet) yanma modeli ve DO (Discrete Ordinate) ışıınım modeli kullanarak SM1 döngüsel alevini modellenmiştir. Yazarlar, DME karışım oranlarının ve çalışma basınçlarının alev davranışı, tür değişimi ve reaksiyon bölgesi dinamikleri üzerindeki etkilerini analiz etmek için $C_{1\epsilon} = 1.6$ standart k- ϵ denklemini alev modeli ile birlikte uygulamışlardır. Sonuçlar, DME ilavesinin reaktif radikallerin birikimini artırdığını, reaksiyon bölgesinin boyutlarını etkilediğini ve bunların DME karışım oranı ile pozitif ilişkili olduğunu göstermiştir. Ayrıca araştırmacılar, türbülans modelinin akışın kayma gerilmesinin yoğun olduğu bölgelerde yetersiz kaldığını ancak genel olarak deneysel sonuçları yakaladığını belirtmişlerdir. Sonuç olarak bulgular, yanma koşullarının optimize edilmesi, pratik uygulamalarda verimliliğin artırılması ve emisyonların azaltılması için yanma odalarının tasarlanmasına yönelik değerli bilgiler sağlamaktadır.

Wang ve arkadaşları orta yoğunluktaki bir ağ yapısına LES türbülans modeli uygulayarak yaptıkları çalışmada, hem reaktif hem de reaktif olmayan sınırlandırılmamış döngüsel akışlar için devinimli vorteks çekirdek yapılarının etkili bir şekilde oluşturulduğunu göstermişlerdir [33]. Ayrıca, alev cephesinin dışındaki girdap yapılarının ve spiral tip girdapların gözlemlenmesinin, daha verimli ve kararlı yanma sistemlerinin geliştirilmesinde kullanılabilecek akış dinamikleri ve alev davranışı hakkında bilgi sağlayabileceği sonucuna varmışlardır.

Wegner ve arkadaşları ise TECFLAM projesi olarak bilinen, önkarişimsız döngüsel bir yakıcıda 3D akış modellerini incelemişlerdir [34]. Çalışma kapsamında zamana bağlı RANS simülasyonunu deneysel sonuçlar ve LES türbülans modeli ile elde edilen sonuçlarla kıyaslamışlardır. Araştırmacılar zamana bağlı RANS türbülans modelinin akış hızını ve vorteks çekirdeğinin frekansını yüksek doğrulukta modellediğini gözlemlemişlerdir. Ancak, bu türbülans modelinin devinimli vorteks çekirdeğinin hareketindeki enerji miktarını LES türbülans modeline göre düşük hesapladığını belirtmişlerdir. Chen ve arkadaşları ise Standart $k-\epsilon$, RNG $k-\epsilon$, SST $k-\omega$ ve LES türbülans modelleri ile bir yakıcıdaki reaktif döngüsel akışı incelemişlerdir [35]. Çalışmada LES türbülans modeli ile elde edilen sonuçların, akış alanı ve skaler büyüklükler için RANS türbülans modellerine göre çok daha iyi sonuç verdiğini belirtmişlerdir. Ayrıca, RANS türbülans modelleri içerisinde en iyi sonuçların SST $k-\omega$ türbülans modeli ile sağlandığını eklemişlerdir.

RANS simülasyonları dışında, literatürde Sydney girdaplı alevleri ile alakalı Malalasekara ve arkadaşları [36], El-Asrag and Menon [37], Hu ve arkadaşları [38], Xu ve arkadaşları [39], Luo ve arkadaşları [40], Yang and Kaer [9] tarafından LES türbülans modeli ile yapılmış çalışmalar da vardır. Yapılan çalışmalarda LES türbülans modelinden elde edilen sonuçların Sydney girdaplı yakıcısındaki deneysel sonuçlarla iyi bir uyum yakaladığı gözlenmiştir. Bununla birlikte LES türbülans modelinin çekirdek saat olarak yüksek maliyete sahip olması nedeni ile yaygın olarak tercih edilen bir yöntem değildir. Bilgisayar zamanı olarak daha kısa ve maliyeti düşük olan RANS yaklaşımı, günümüze kadar yapılan HAD çalışmalarında baskın olarak tercih edilmiş bir teknik olmuştur [41].



3. DOĞRULAMA ÇALIŞMASI

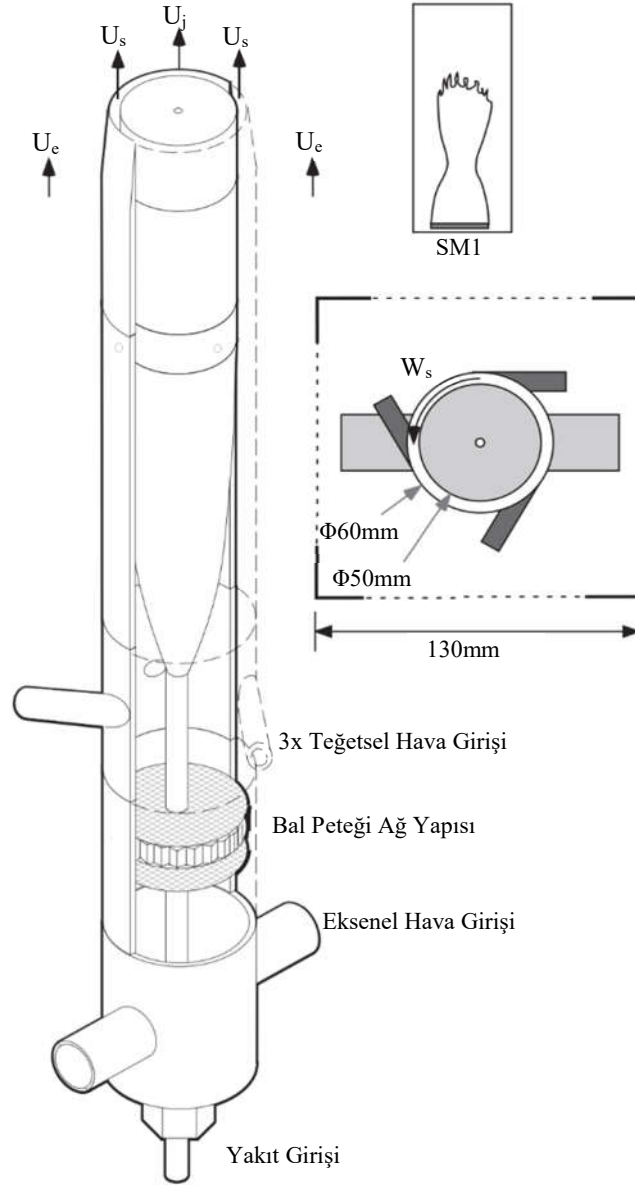
Bu bölümde, tez çalışması kapsamında doğrulaması yapılan Sydney girdaplı alev ailesinden SM1 alevinden bahsedilecektir. Bölümde öncelikle SM1 alevinin deneysel kurgusundan bahsedilecektir. Daha sonra sırasıyla teorik model, ağ bağımsızlığı, kıyaslaması yapılan türbülans modelleri sunulacaktır. Son olarak elde edilen teorik sonuçlar deneysel model ile kıyaslanacaktır. Bu kıyaslamaya ek olarak literatürde daha önce yapılmış bir doğrulama çalışmasının sonuçları da mevcut doğrulama ile kıyaslanacaktır.

3.1 Deneysel Model

Analizler için seçilen Sydney girdaplı yakıcısı, çapı (D) 50mm olan seramik yüzeye sahiptir. Seramik yüzeyin ortasına 3.6 mm çapındaki yakıt girişi bulunmaktadır. Girdaplı akış seramik yüzeyin etrafında bulunan 5mm genişliğindeki halkasal bölgeden sağlanmaktadır. Yakıcıdaki hava akışına dönme etkisi, hava girişinde bulunan 3 adet teğetsel girişten 15°'lik açıyla giren hava vasıtasıyla aerodinamik olarak sağlanmaktadır. Yakıcı iyi tanımlı sınır şartlarına sahip olması için ikincil akış sağlayan 130x130mm ölçülerine sahip bir rüzgar tünelinin merkezine yerleştirilmiştir. Yakıcıya ait detaylı çizim Şekil 3.1'de görülebilir [5].

Bu yakıcıdaki akış karakteristiğinde önemli olan dört adet hız vardır. Bu hızlar, yakıt jetinin eksenel hızı U_j , halkasal kesitten dönerek gelen havanın eksenel ve teğetsel hızı U_s ve W_s ve rüzgar tüneline gelen ikincil hava akışının eksenel hızı U_e 'dir. Yakma havasındaki girdaplı hareketin şiddetini gösteren geometrik girdap sayısı S_g ile ifade edilmektedir. Bu değer momentum girdap sayısı S ($S=0,9S_g$) ile doğru orantılıdır. SM1 alevinde yakıt olarak saf CH_4 kullanılmıştır. SM1 alevine ait hız değerleri Çizelge 3.1'de verilmiştir.

Sydney döngüsel yakıcısı ve deneysel sonuçlar ile ilgili ayrıntılı bilgiler literatürde çalışma grubunun yaptığı yayınlardan incelenebilir [5, 42, 43].



Şekil 3.1 : Döngüsel yakıcının şematik görüntüsü [5].

Çizelge 3.1 : SM1 alevine ait karakteristik hız değerleri.

Alev	U_s	W_s	U_j	U_e	S_g
SM1	38.2	19.1	32.7	20	0.54

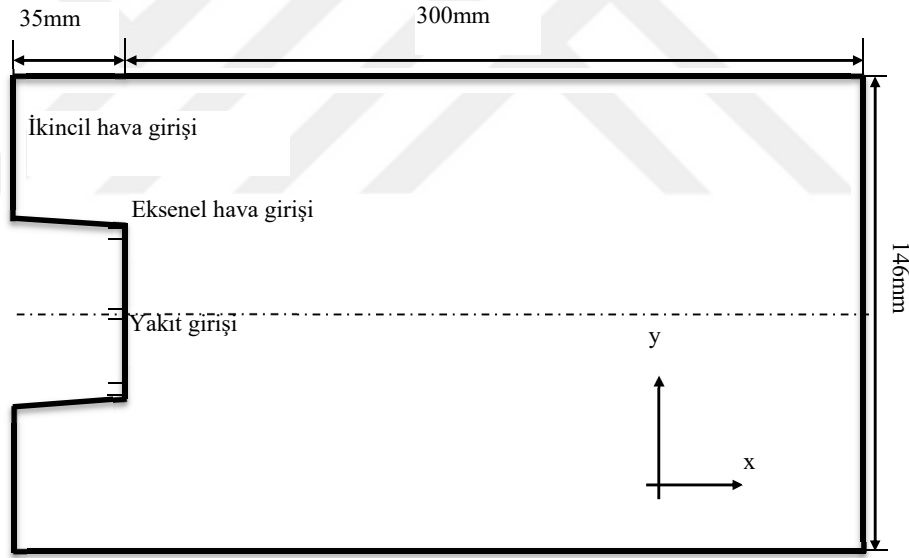
3.2 Sayısal Model

Bu bölümde, çalışmada kullanılan geometri, bu geometri için oluşturulan ağ yapısı, ağ yapısının bağımsızlığı ve fiziksel problemin sayısal analizi için seçilen çözüm algoritmaları anlatılmaktadır. Çözüm aşamasında akış alanının hesaplanması için kullanılan türbülans modelleri RNG k- ϵ ve SST k- ω bu bölümün ilerleyen kısımlarında

detaylı olarak anlatılmıştır. Diğer çözüm algoritmaları hakkında ayrıntılı bilgi ANSYS Fluent Teori El Kitabında [44] ve literatürdeki diğer referanslarda bulunabilir.

3.2.1 Geometri, ağ yapısı ve ağ yapısının bağımsızlığı

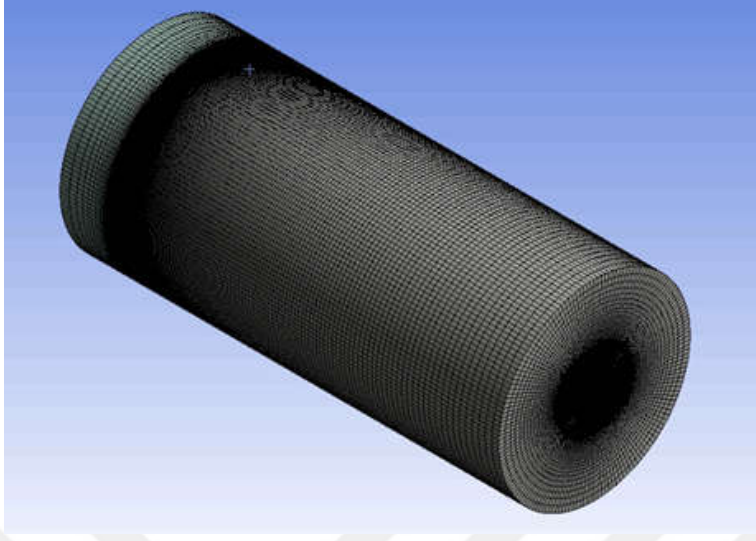
Bu çalışmada kullanılan üç boyutlu akış alanına ait ölçüler Şekil 3.2’de görülmektedir. Akış alanı silindirik olarak düşünülmüştür. Silindirin dış çapı 146mm, hava ve yakıt girişlerinden itibaren uzunluğu ise 300mm’dir. Geometri oluşturulurken, ikincil hava akış kanalındaki 2°’lik açının etkisini göz önüne almak için hava ve yakıt girişlerinin öncesine doğru geometri 35mm uzatılmıştır. Üç boyutlu geometrinin ağ yapısını oluşturmak için, ANSYS Fluent programının içindeki ağ yapısı oluşturma programı kullanılmıştır. Geometriye ait ağ yapısı izometrik ve önden görünüş olarak Şekil 3.3 ve Şekil 3.4’te görülmektedir. Hava ve yakıt girişinin olduğu kısımda ağ yapısı daha sık, geometrinin sonuna doğru ağ yapısı daha kabadır. Giriş bölgesindeki ilk elemanın boyu 0.175mm’dir.



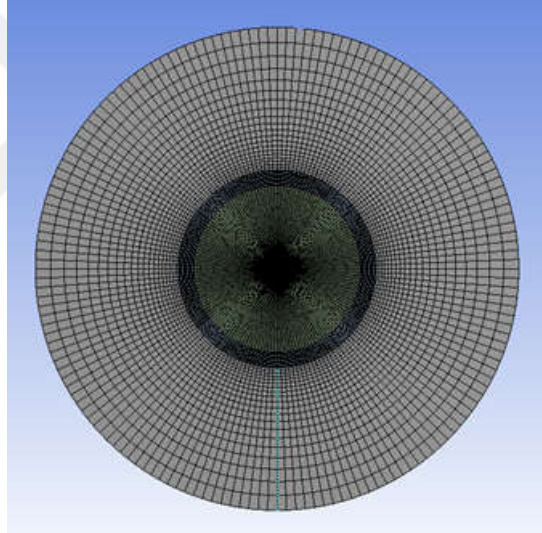
Şekil 3.2 : Üç boyutlu geometriye ait ölçüler.

Analizlerde ağ yapısı bağımsızlığını sağlamak için, 2.1M (milyon), 3.1M ve 5.2M yapısal elemandan oluşan ağ yapıları oluşturulmuştur. Oluşturulan üç ağ yapısı SST k- ω türbülans modeli, uygun sınır şartları ve çözüm metodları kullanılarak nümerik olarak analiz edilmiştir. Yapılan analizler sonucunda elde edilen çözümlemelerden $x/D=1.5$ düzlemindeki radyal yöndeki sıcaklık değişimi Şekil 3.5’te verilmiştir. Şekil 3.5’ten de görüldüğü gibi 3.1M elemana sahip ağ yapısının analiz sonuçları ile 5.2M elemana sahip ağ yapısının analiz sonuçları arasındaki fark oldukça düşüktür. Bu

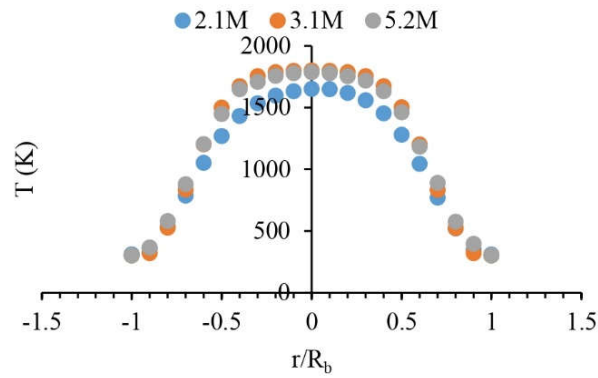
sonuçtan faydalanılarak yapılacak bütün analizler için 3.1M yapısal elemandan oluşan ağ yapısı kullanılmıştır.



Şekil 3.3 : 3.1M elemandan oluşan ağ yapısına ait izometrik görünüş.



Şekil 3.4 : 3.1M elemandan oluşan ağ yapısına ait önden görünüş.



Şekil 3.5 : $x/D=1.5$ için farklı ağ yapılarının radyal yönde sıcaklık değerlerinin karşılaştırılması.

3.2.2 Sayısal çözüm yöntemi

Çalışmada ANSYS Fluent 2020 R1 programına ait nümerik analiz kodu kullanılmıştır. Türbülans modeli olarak RNG k- ϵ ve SST k- ω modelleri kullanılmıştır. Işınım için P1 ve yanma reaksiyonunun modellenmesi için ön karışimsız yanma modeli içindeki sürekli difüzyon alevcik yanma alt modeli kullanılmıştır. Analizler sürekli rejimde koşturulmuştur. Basınç-hız bağlantısı çözümü için SIMPLE (Semi Implicit Method for Pressure Linked Equations) modeli seçilmiştir. Basınç hesapları için PRESTO! ve momentum hesapları için QUICK çözüm yöntemleri seçilmiştir. Diğer korunum denklemleri ve skaler büyüklükler için ikinci derece ileri yaklaşımı tercih edilmiştir. Bütün denklemler için yakınsama kriteri 10^{-6} olarak alınmıştır.

3.2.3 Türbülanslı akış modelleri

RANS denklemleri hesaplamalı akışkanlar mekaniğinde akış alanının çözülmesi için kullanılan denklemlerdir. Navier-Stokes denklemlerinin Reynolds ortalaması alınarak oluşturulmuştur. Reynolds ortalama işleminin denklemlere uygulanması ve denklemlerin düzenlenmesi sonucunda, denklemlerin çözülebilmesi için $-\rho \overline{u_i' u_j'}$ olarak ifade edilen Reynolds gerilmesi teriminin çözülmesi gerekliliği ortaya çıkar. Bu gerilmenin çözülmesi için kullanılan en yaygın yöntem Boussinesq yaklaşımıdır. Bu yaklaşım ile alakalı ayrıntılı bilgiye Schmitt F. G.'nin çalışmasından ulaşılabilir [45]. Boussinesq yaklaşımının uygulanması sonucu elde edilen ifadenin çözülmesi için türbülans viskozitesi μ_t nin çözülmesi gerekmektedir. Türbülans viskozitesinin hesaplanması için kullanılan ilk bağlantıların kısmi başarılarının ardından, bu büyüklüğün akışkanın değil akışın bir özelliği olması ve taşınım etkilerinin göz önüne alınması gerekliliği araştırmacılar tarafından gözlemlenmiştir. Sonuç olarak, taşınım etkilerini dikkate alan yöntemler önerilmiştir. Bu çalışma kapsamında kullanılan iki denklemleri RNG k- ϵ ve SST k- ω türbülans modelleri önerilen bu modellerdendir.

3.2.3.1 RNG k- ϵ türbülans modeli

RNG k- ϵ türbülans modeli, Renormalizasyon grup teorisi denilen istatistiksel bir yöntem kullanılarak geliştirilmiştir. Standart k- ϵ modeli ile kıyaslandığında RNG k- ϵ modeli, türbülans çalkantılarını göz önüne almakta ve türbülanslı Prandtl sayısı için analitik bir ifade ortaya koymaktadır. RNG k- ϵ modeli, büyük ölçekli hareketlerin etkisini göz önüne alarak, küçük ölçekli etkilerin işleyişini yöneten viskoziteyi

düzenleyerek ve küçük ölçekli hareketlerin kontrol denklemlerinden sistemli bir şekilde kaldırılmasını sağlayarak akışın simülasyon doğruluğunu önemli ölçüde arttırmaktadır. RNG k-ε türbülans modelindeki k ve ε büyüklüklerine ait eşitlikler Eş. 3.1 ve Eş. 3.2’de verilmiştir.

$$\frac{d}{dt}(\rho k) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M \quad (3.1)$$

$$\frac{d}{dt}(\rho \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha_\varepsilon \mu_{eff} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) \quad (3.2)$$

$$-C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon$$

Denklemlerde G_k türbülans kinetik enejinin ortalama hız gradyanlarına göre oluşumunu, G_b kaldırma kuvvetine göre türbülans kinetik enerji oluşumunu, Y_M ise sıkıştırılabilir türbülanslı akışta çalkantı genişleme dağılımını ifade etmektedir. α_k and α_ε ifadeleri sırasıyla k ve ε için ters efektif Prandtl sayılarıdır. Eş. 3.2’deki R_ε ifadesi Standart k-ε modelinde yoktur ve R_ε ifadesi Eş. 3.3’teki gibidir.

$$R_\varepsilon = \frac{C_\mu \rho \eta^3 (1 - \eta/\eta_0) \varepsilon^3}{k(1 + \beta \eta^3)} \quad (3.3)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.4)$$

Bu ifadede $\eta = S(k/\varepsilon)$ ’dır. S ifadesi ise $\sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$ değerine eşittir ve S_{ij} gerilme tensörüne ait ifade Eş. 3.4’te verilmiştir. Bu ifadelerdeki sabitlerden η_0 4.38 değerine ve β ise 0.012 değerine sahiptir. Eğer Reynolds sayısı küçükse ve akışkanın duvar kenarındaki akışı dikkate alınacaksa, türbülans viskozitesi Eş. 3.5’teki gibi hesaplanır.

$$d \left(\frac{\rho^2 k}{\sqrt{\varepsilon \mu}} \right) = 1,72 \frac{\hat{v}}{\sqrt{\hat{v}^3 - 1 - C_v}} d\hat{v} \quad (3.5)$$

Bu ifadede $\hat{v} = \mu_{eff}/\mu$ değerine C_v ise 100’e eşittir. Eğer Reynolds sayısı büyük ise türbülans viskozitesi Eş. 3.6’daki gibi hesaplanır. Efektif viskozite μ_{eff} ise Eş. 3.7’deki formül ile hesaplanır. Eş. 3.7’deki μ değeri akışkan viskozitesini ifade etmektedir. Eş. 3.6’daki C_μ ’nün değeri ise 0.0845’tir.

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3.6)$$

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (3.7)$$

ANSYS Fluent programında RNG k-ε türbülans modeli için kullanılan model sabitlerinin değerleri $\alpha_k=1.39$, $\alpha_\varepsilon=1.39$, $C_{1\varepsilon}=1.42$ ve $C_{2\varepsilon}=1.68$ 'dir.

3.2.3.2 SST k-ω türbülans modeli

SST k-ω türbülans modeli, akış analizlerinde türbülansın etkisini gözlemlemek için kullanılan en yaygın modellerden birisidir. İki denklemlilik bir modeldir. Denklemlerden bir tanesi k-ε modelinde olduğu gibi türbülans kinetik enerji (k) terimini çözerken, diğer denklem spesifik türbülans dissipasyon oranını (ω) çözer. Özellikle duvara yakın bölgelerde k-ε modeli ile yapılan çözümlerin uygun sonuçlar vermemesi nedeniyle araştırmacılar tarafından geliştirilmiştir. Öncelikle David D. Wilcox tarafından Standart k-ω model ortaya konulmuştur. Daha sonra eksiklikler göz önüne alınarak k-ω Base-Line model geliştirilmiş ve 1994 yılında F. R. Menter tarafından SST k-ω modeli literatüre kazandırılmıştır. Modelin transport denklemleri ve algoritması, bölümün ilerleyen kısmında açıklanmıştır. Ayrıca, literatürdeki kaynaklardan türbülans modelinin ayrıntıları incelenebilir [46].

SST k-ω modeli, serbest akış bölgesinde k-ε türbülans modeli gibi davranmakta ve böylece Standart k-ω türbülans modelinin serbest akış bölgesindeki hassasiyetini de ortadan kaldırmaktadır. Model aynı zamanda diğer birçok modele göre daha iyi akış ayrılması çözümü yapabilmekte ve ters basınç gradyanlarının davranışını göz önüne almaktadır. Modele ait eşitlikler Eş. 3.8 ve Eş. 3.9'da verilmiştir.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \tilde{P}_k - \beta^* \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] \quad (3.8)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \alpha \frac{1}{v_t} \tilde{P}_k - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_i} \cdot \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \right] \quad (3.9)$$

$$+ 2(1 - F_1) \rho \sigma_{\omega,2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i}$$

Eşitliklerde k türbülans kinetik enerjiyi, ω spesifik dissipasyon oranını, ρ yoğunluğu, u hız vektörünü ve μ dinamik viskoziteyi göstermektedir. Model parametreleri hesaplanırken k-ε ve k-ω modellerindeki sabitler, $\theta = F_1 \theta_1 + (1 - F_1) \theta_2$ ifadesi kullanılarak harmanlama fonksiyonu (blending function) kullanılarak hesaplanmaktadır. Burada kullanılan harmanlama fonksiyonu F_1 Eş. 3.10'da verilmiştir.

$$F_1 = \tanh \left\{ \left\{ \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500 \nu}{y^2 \omega} \right), \frac{4 \rho \sigma_{\omega,2} k}{CD_{k\omega} y^2} \right] \right\}^4 \right\} \quad (3.10)$$

$$CD_{k\omega} = \max \left(2\rho\sigma_{\omega,2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i}, 10^{-10} \right) \quad (3.11)$$

Harmanlama fonksiyonu ifadesindeki $CD_{k\omega}$ ifadesi ise Eş. 3.11’de görülmektedir. Bu ifadelerdeki y değeri en yakın duvardan uzaklığı ifade etmektedir. Modelde μ_t türbülans çalkantı viskozitesini göstermektedir. μ_t ’ye ait formül Eş. 3.12’de verilmiştir.

$$\mu_t = \frac{\alpha_1 \rho k}{\max(\alpha_1 \omega, SF_2)} \quad (3.12)$$

Eş. 3.12’deki S ifadesi $\sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$ değerine eşittir. Bu ifadedeki F_2 değeri modele ait ikinci harmanlama fonksiyonudur. F_2 ’ye ait ifade Eş. 3.13’te görülebilir.

$$F_2 = \tanh \left[\left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right) \right]^2 \right] \quad (3.13)$$

Eş. 3.8 ve Eş. 3.9’daki $\tilde{P}_k$ ifadesi üretim terimidir. Eş. 3.14’te $\tilde{P}_k$ ifadesi görülebilir. Eş. 3.13’te akışın ayrılma bölgelerinde türbülans gelişimini engellemek için bir limit fonksiyonu vardır. P_k ifadesi ise Eş. 3.15’te verilmiştir.

$$\tilde{P}_k = \min(P_k, 10 \cdot \beta^* \rho k \omega) \quad (3.14)$$

$$P_k = \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.15)$$

Bu modele ait daha ayrıntılı bilgi literatürdeki çeşitli kaynaklardan ve ANSYS Fluent Teori Kılavuzu’ndan elde edilebilir [44]. ANSYS Fluent programında kullanılan model sabitleri ve değerleri Çizelge 3.2’de görülebilir.

Çizelge 3.2 : SST k- ω türbülans modeline ait model sabitleri.

Sabit	Değer	Sabit	Değer
$\sigma_{k,1}$	1.176	α_∞^*	1.000
$\sigma_{k,2}$	1.000	α_0	1/9
$\sigma_{\omega,1}$	2.000	β_∞^*	0.090
$\sigma_{\omega,2}$	1.168	R_β	8.000
a_1	0.310	R_k	6.000
$\beta_{i,1}$	0.075	R_ω	2.950
$\beta_{i,2}$	0.0828	μ_{t0}	0.0828
α_∞	0.52	ζ^*	1.500

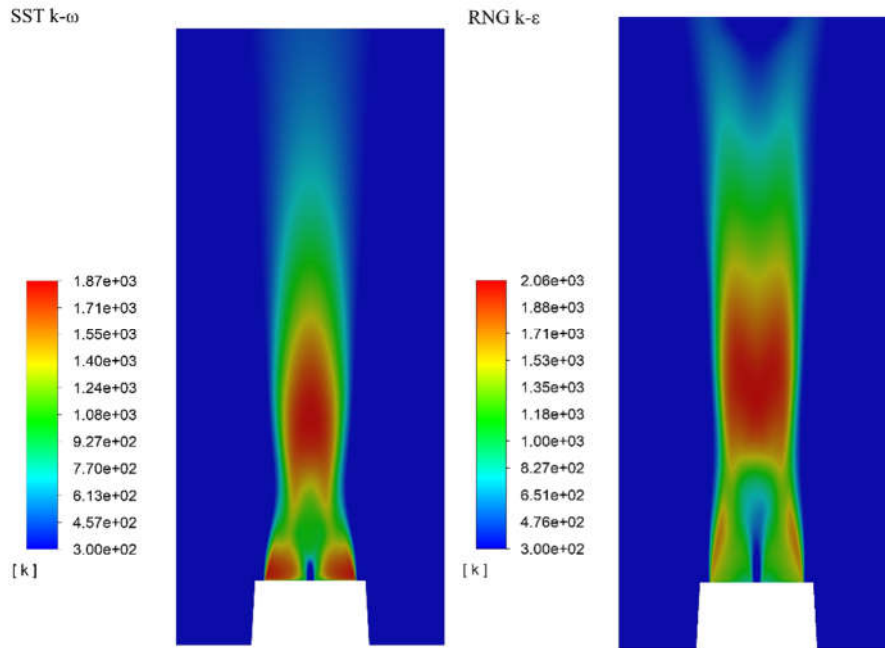
3.2.4 Türbülans modellerinin karşılaştırılması

Sayısal çözümleme sonuçlarının değerlendirildiği bu bölüm iki ana kısımdan oluşmaktadır. Birinci aşamada, iki denklemlili RNG k- ϵ ve SST k- ω türbülans modelleri

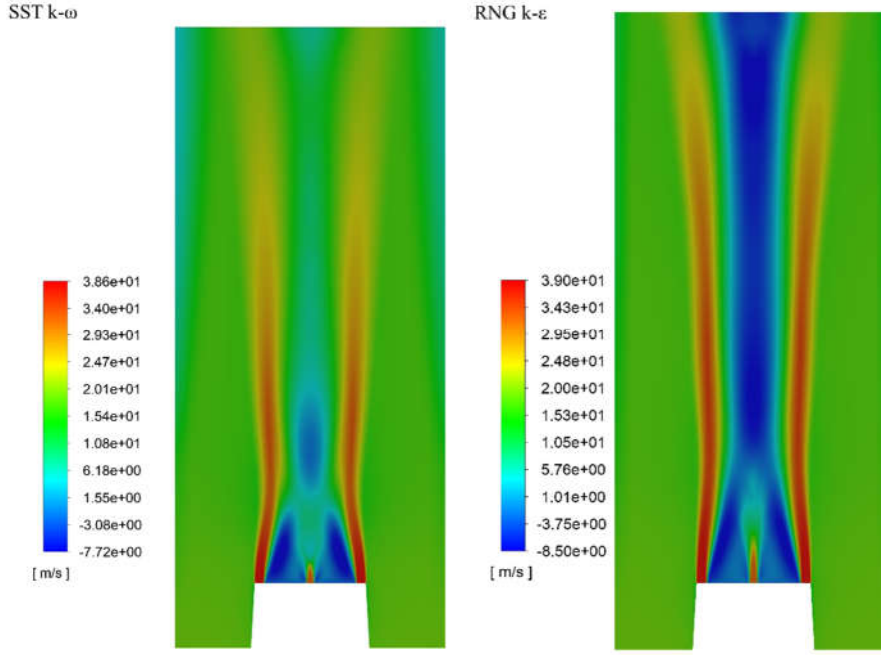
ile yapılan analizlere ait aksenal hız ve sıcaklık sonuçları deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Bu bölümde ayrıca her iki türbülans modeli ile elde edilen sıcaklık konturları da elde edilen alev şekli açısından değerlendirilmiştir. İkinci aşamada ise SST k- ω ve LES türbülans modeli ile elde edilen aksenal hız, teğetsel hız, sıcaklık, ortalama karışım oranı, H₂O, CO ve CO₂ bileşenlerinin kütle oranlarına ait sayısal modelleme sonuçları deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmış ve deney sonuçları ile uyumu incelenmiştir.

3.2.4.1 RNG k- ϵ ve SST k- ω türbülans modellerine ait analiz sonuçları

Yapılan analizlerde türbülans modeli hariç diğer bütün çözüm algoritması aynıdır. Bu bölümde ilk olarak iki türbülans modeli ile elde edilen sıcaklık konturları irdelenmiştir. Araştırmacıların yaptıkları ölçümlere göre SM1 alevi birinci resirkülasyon bölgesi ve ikinci resirkülasyon bölgesi denilen iki akış bölgesine sahiptir [5]. Üst resirkülasyon bölgesi alev tutucu yüzeyden 43mm ilerde bitmekte, ikinci resirkülasyon bölgesi ise alev tutucu yüzeyden 65mm ilerde başlamakta ve 110mm ilerde bitmektedir. Resirkülasyon bölgesi döngüsel alevler için önemli bir karakteristik davranıştır. Bu bölgelerde akış oldukça karmaşıktır. Bundan dolayı, nümerik yaklaşımların birinci hedefi bu resirkülasyon bölgelerinin doğru bir şekilde hesaplanabilmesidir [11]. SM1 alevinin, SST k- ω ve RNG k- ϵ nümerik analizleriyle elde edilen resirkülasyon bölgeleri Şekil 3.6’da görülmektedir.



Şekil 3.6 : SST k- ω ve RNG k- ϵ türbülans model çözümleri sıcaklık konturları.



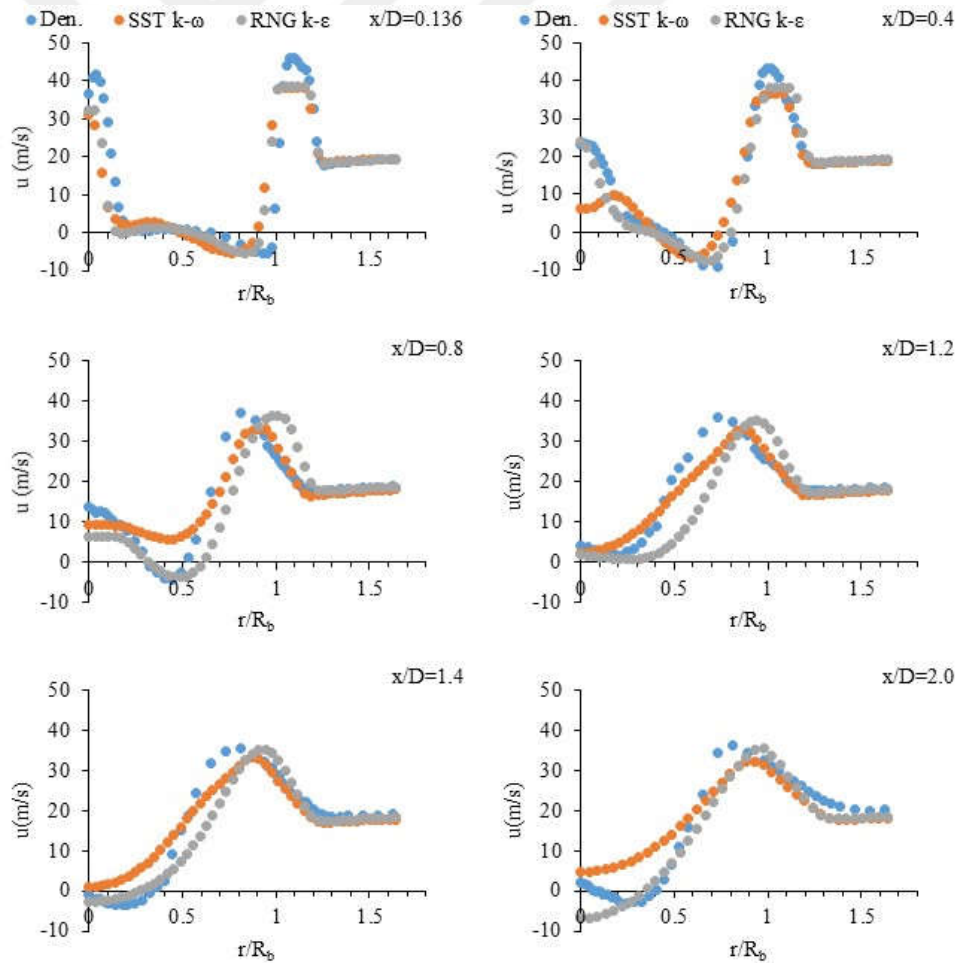
Şekil 3.7 : SST k- ω ve RNG k- ϵ türbülans modeli çözümlerinin eksenel hız konturları.

Şekil 3.6'da da görüldüğü gibi, SM1 alevine ait karakteristik özellikler SST k- ω türbülans modeli ile daha iyi tahmin edilmiştir. Gerek üst resirkülasyon bölgesi, gerek ise vorteks bozulması baloncuğu sonucu oluşan alt resirkülasyon bölgesi daha belirgindir. Ayrıca alevin boyun bölgesi de RNG k- ϵ türbülans modelinin çözümüne göre daha belirgindir. SST k- ω türbülans modeli ile elde edilen çözümde alev, alev tutucu yüzey üzerinde daha fazla yayılmaktadır. RNG k- ϵ türbülans modelinin sonuçlarında ise alev, alev tutucu yüzeye dış çeperden tutunmakta ve alev tutucu yüzey üzerinde daha soğuk bir sıcaklık konturu elde edilmektedir. Bu durum deneysel olarak ölçülen sıcaklık değerleri ile de uyumlu değildir. Alt resirkülasyon bölgesinde ise SST k- ω türbülans modeli ile elde edilen sonuçlarda vorteks kırılması baloncuğu daha dar bir yapıda ve oval bir şekil oluştururken, RNG k- ϵ türbülans modelinin sonuçları daha geniş ve dikdörtgeni andıran bir yapı meydana getirmiştir. Yine bu bölgedeki ölçüm noktalarından elde edilen sıcaklık değerleri için yapılan kıyaslamada da SST k- ω türbülans modeli, deneysel verilerle daha uyumludur.

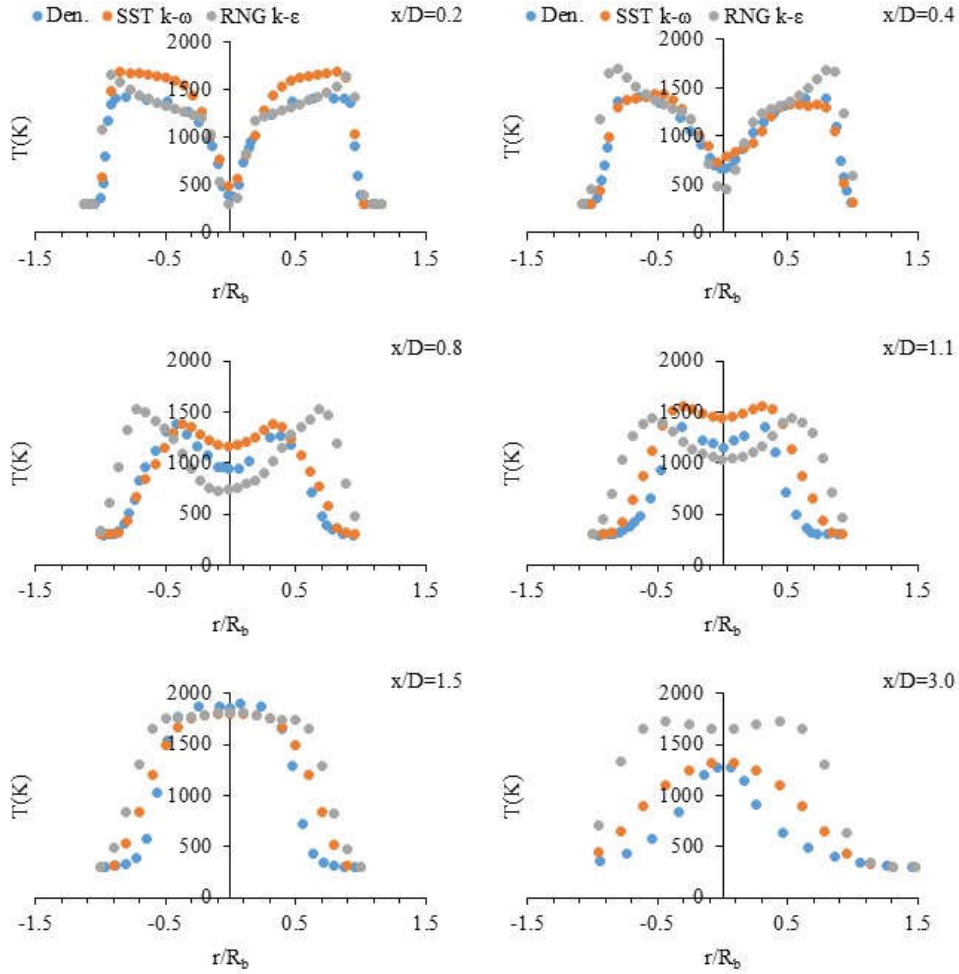
SST k- ω ve RNG k- ϵ türbülans modellerinin sayısal çözümlerinden elde edilen eksenel hız konturları Şekil 3.7'de sunulmuştur. Şekil 3.7'den alev şekillerinin hız profillerine benzer olduğu fark edilebilir. Sıcaklık konturlarına benzer şekilde, SST k- ω türbülans modelinin sonuçlarında alevin boyun bölgesi daha belirgin olarak görülürken, RNG k- ϵ türbülans modelinin sonuçlarında boyun bölgesi daha yukarıdadır. Ayrıca daha kalın

bir boyun yapısı görülmektedir. Buna ek olarak, hız değerleri RNG k- ϵ türbülans modeli ile yapılan analizde akış alanı boyunca daha küçük bir düşüş göstermektedir. Bu durum, RNG k- ϵ türbülans modeliyle yapılan çözümde daha uzun bir alev uzunluğuna yol açmaktadır ve bu durum Şekil 3.6'da da gözlemlenebilir.

Sayısal analizlerden elde edilen eksenel hızların alev tutucu yüzeyi üzerinde farklı mesafelerdeki değişimi deneysel sonuçlar ile Şekil 3.8'de karşılaştırılmıştır. Şekil 3.8'deki diyagramlar incelendiğinde, eksenel hızlar açısından RNG k- ϵ modelinin, SST k- ω türbülans modeli ile benzer sonuçlar verdiği ve eksenel hız değerleri için her iki türbülans modelinin analizlerinin deneysel sonuçlar ile uyumlu olduğu görülmektedir. $x/D=0.8$ ve $x/D=1.2$ eksenel mesafelerinde, $r/R_b=0.6$ ve $r/R_b=1.2$ ($R_b=D/2$) aralığında RNG k- ϵ türbülans modelinin deneysel sonuçlarla uyumlu olmadığı ve hız profilinin bir miktar merkezden dışarıya doğru ötelendiği görülmektedir.



Şekil 3.8 : SST k- ω ve RNG k- ϵ türbülans modellerine ait eksenel hız sonuçlarının deneysel veriler ile karşılaştırılması.



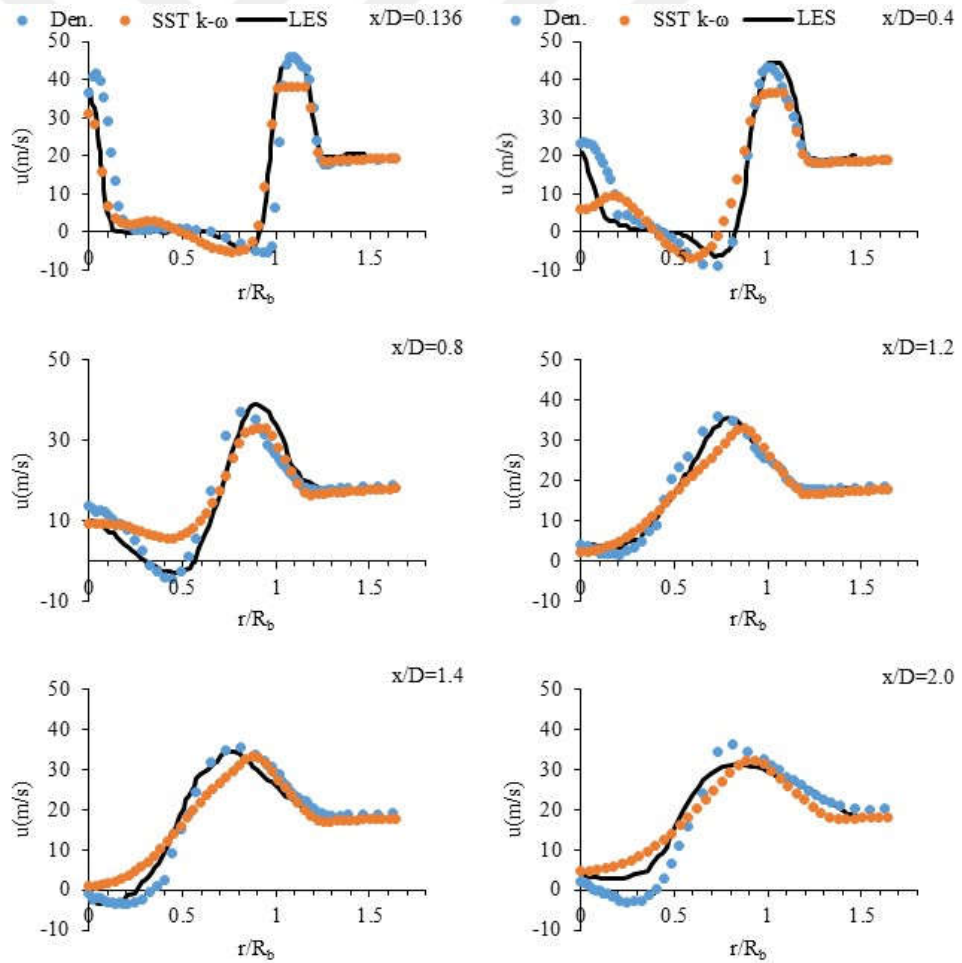
Şekil 3.9 : SST k- ω ve RNG k- ϵ türbülans modellerine ait sıcaklık sonuçlarının deneysel veriler ile karşılaştırılması.

Şekil 3.9'daki sıcaklık verileri incelendiğinde ise kontur grafiklerindeki sonuçlar daha iyi anlaşılmaktadır. RNG k- ϵ türbülans modeli, SST k- ω türbülans modeline göre özellikle üst resirkülasyon bölgesinde sıcaklıkları daha yüksek olarak hesaplamakta ve sıcaklık değerlerini radyal yönde daha dar bir bölgede tahmin etmektedir. Bu durum Şekil 3.6'daki RNG k- ϵ sıcaklık konturunda da görülmektedir. $x/D=0.2$ ve $x/D=0.4$ aksenal mesafeleri hariç diğer ölçüm noktalarında alevi deneysel sonuçlardan ve SST k- ω modelinden daha geniş hesaplayan RNG k- ϵ modeli, $x/D=3.0$ ölçüm noktasında ise hem alevi geniş hesaplamakta hem de alev sıcaklıklarını yüksek tahmin etmektedir. Şekil 3.9'daki sıcaklık verileri, sıcaklık konturları ile de uyumludur. Her iki model içinde kullanılan çözüm algoritması aynıken iki türbülans modelinin sıcaklık değerleri için farklı sonuçlar vermesi, türbülans modeli ile sürekli difüzyon alevcik modeli arasındaki türbülans-kimyasal reaksiyon etkileşiminin her türbülans modeli için benzer davranmadığını ortaya koymaktadır. Yapılan nümerik analizler sonucunda,

SST k- ω türbülans modelinin RNG k- ϵ türbülans modeline göre SM1 alevini daha iyi modellediği sonucuna ulaşılmıştır. Sonuçların değerlendirilmesinin ikinci kısmında SST k- ω türbülans modeli ile elde edilen sonuçlar, türbülanslı akışların modellenmesinde çok daha başarılı olan LES türbülans modeli ile yapılan SM1 alevine ait analiz sonuçları ile karşılaştırılmış ve sayısal sonuçların davranışı incelenmiştir.

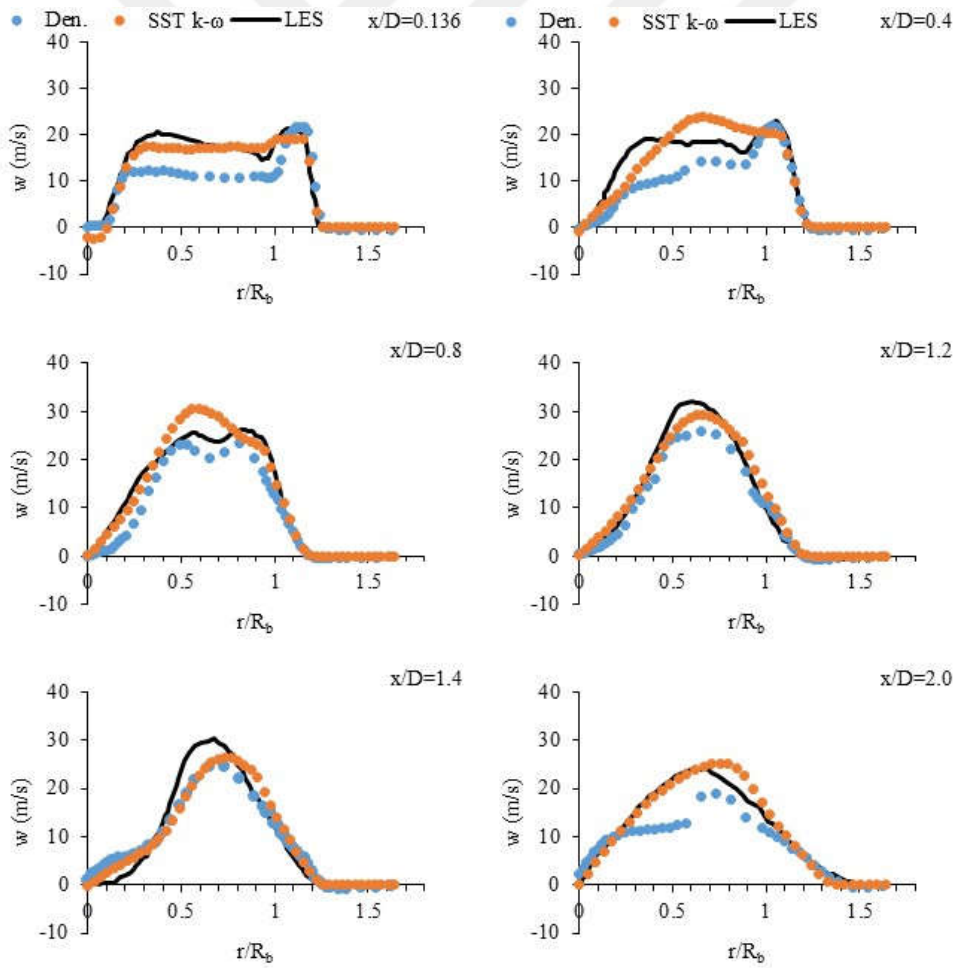
3.2.4.2 SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait sonuçlar

SM1 alevine ait deneysel verilerle uyumlu sonuç veren SST k- ω türbülans modeline ait sonuçlar, Malalasekara ve arkadaşları [36] tarafından geliştirilen LES türbülans modeli kodu (PUFFIN) ile yapılan SM1 alevine ait analiz sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Türbülans modellerinin deneysel veriye uyum durumunun birlikte görülebilmesi için bütün diyagramlarda deneysel sonuçlara da yer verilmiştir. Şekil 3.10'da eksenel hız verileri görülmektedir.



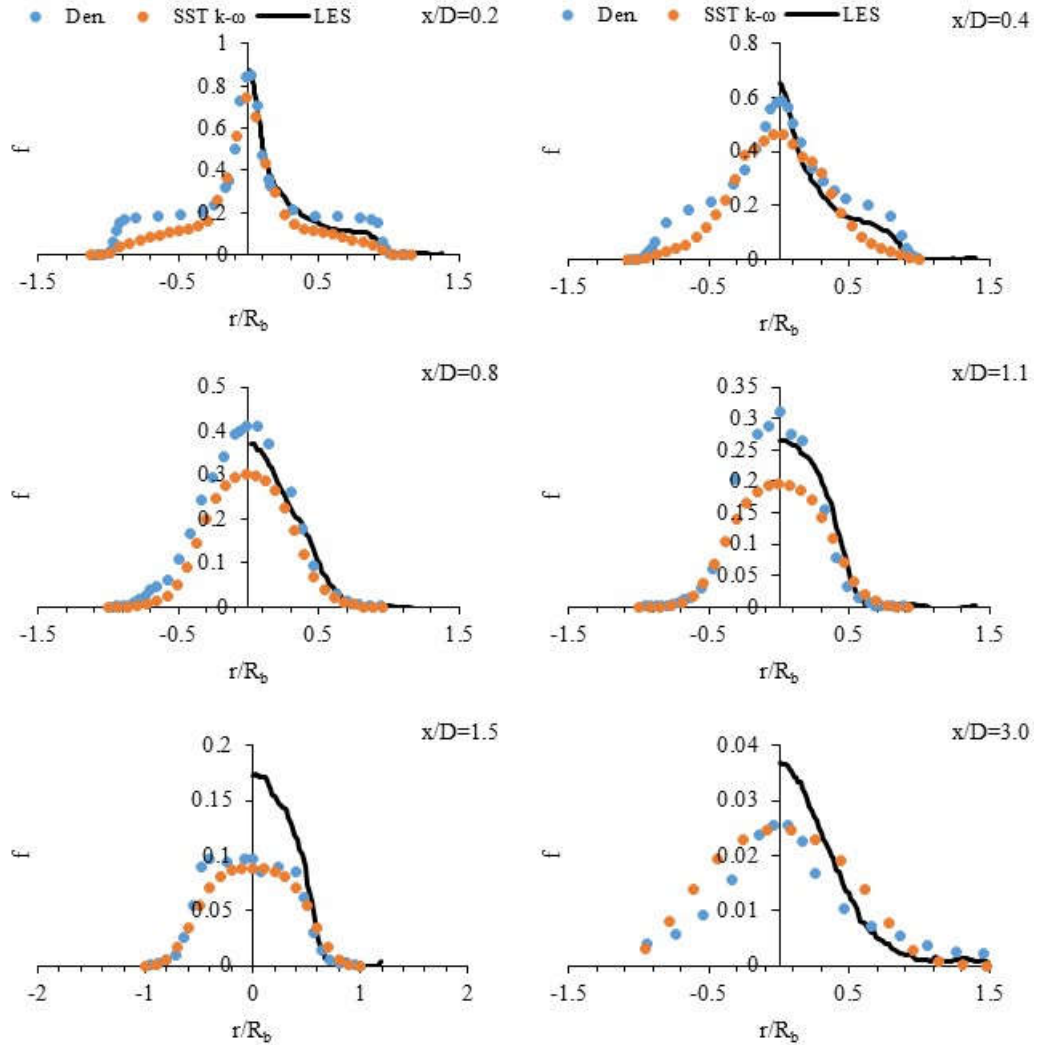
Şekil 3.10 : SST k- ω ve LES türbülans modellerinin eksenel hız değerlerinin deneysel verilerle karşılaştırılması.

Şekil 3.10'dan da görüldüğü gibi nümerik sonuçlar, deneysel sonuçlar ile benzer bir yönelim göstermektedir. Üst resirkülasyon bölgesi içinde kalan $x/D=0.136$ ve $x/D=0.4$ eksenel noktalarındaki negatif hız değerleri alev tutucu yüzeyin varlığından kaynaklanan ters akışı göstermektedir ve hem SST k- ω , hem de LES türbülans modeli tarafından tahmin edilmiştir. Eksenel hıza ait değer $x/D=0.4$ düzleminde SST k- ω türbülans modeli tarafından düşük tahmin edilmiştir. Bunun nedeni, bir RANS türbülans modeli olan SST k- ω türbülans modelinin kayma gerilmesinin hakim olduğu akışlarda LES türbülans modeline göre sınırlı bir kapasiteye sahip olmasıdır. Vorteks bozulması baloncğunun varlığından dolayı oluşan aşağı akıştaki resirkülasyon bölgesi merkez çizgi civarında negatif eksenel hızların görülmesine sebep olmaktadır. Bu bölgede, her iki türbülans modeli de döngüsel akışı kabul edilebilir doğrulukta hesaplayabilmektedir. SST k- ω ve LES türbülans modellerinin verileri radyal yönde küçük farklılıklar göstermekle birlikte benzer bir yönetime sahiptir.



Şekil 3.11 : SST k- ω ve LES türbülans modellerinin teğetsel hız değerlerinin deneysel verilerle karşılaştırılması.

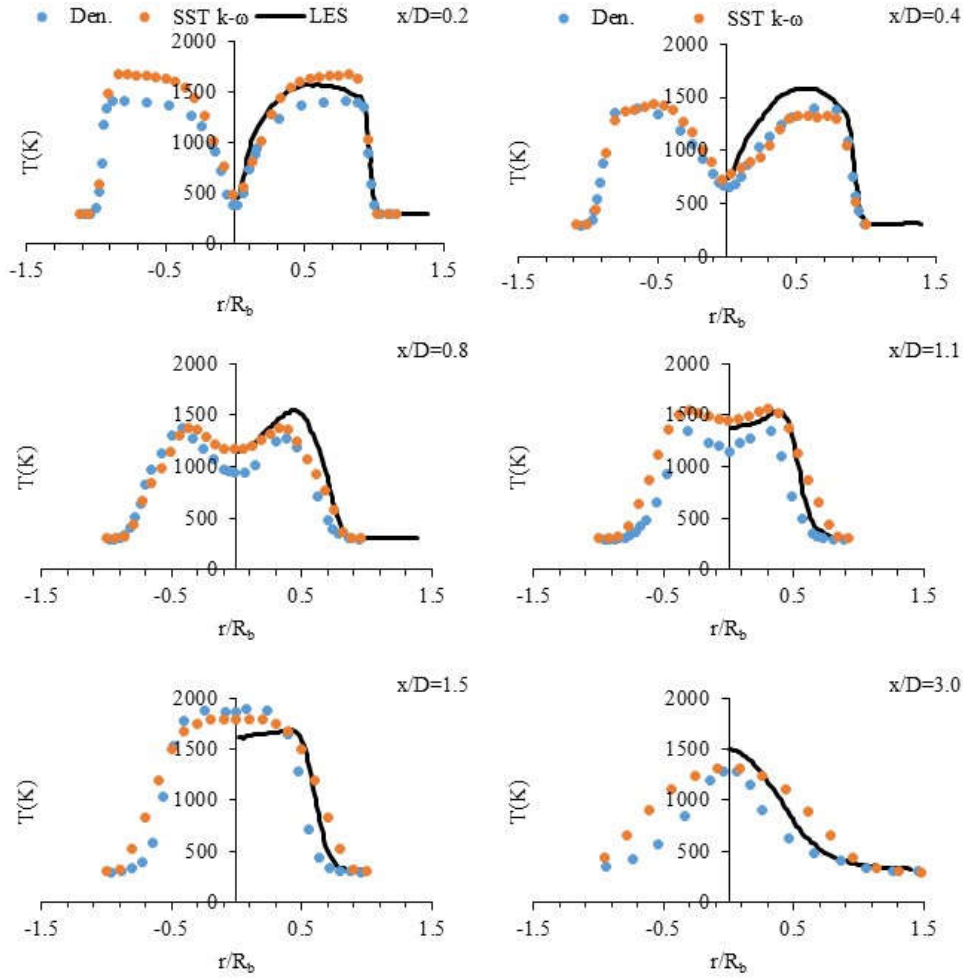
Şekil 3.11’de teğetsel hıza ait sonuçlar görülmektedir. $x/D=0.136$ ve $x/D=0.4$ ölçüm noktası için her iki türbülans modeli de $r/R_b=0.2-1.0$ aralığında deneysel verileri yakalayamamıştır. Bunun nedeni, üst resirkülasyon bölgesinde oluşan kayma tabakası kararsızlığı (shear layer instability) ve yakıt jetinin dağılımının türbülans modelleri tarafından yeterince iyi modellenmemesinden kaynaklanmaktadır [36]. $x/D=1.2$ ölçüm noktasından itibaren alt resirkülasyon bölgesinden ise SST k- ω modeli deneysel sonuçlarla önceki ölçüm noktalarına göre çok daha uyumlu davranış göstermektedir.



Şekil 3.12 : SST k- ω ve LES türbülans modellerinin ortalama karışım oranı değerinin deneysel veriler ile kıyaslanması.

Şekil 3.12 yakıt giriş kesitinden farklı aksenal mesafelerdeki ortalama karışım oranı (mean mixture fraction, f) değerinin değişimlerini göstermektedir. Diyagramlarda da görüldüğü gibi SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait sonuçlar benzerdir ve deneysel sonuçlar ile uyumlu bir davranış sergilemektedirler. Her iki modele ait sonuçlarda, ortalama karışım oranı değerleri özellikle $x/D=0.2$ ve $x/D=0.4$ gibi alev

tutucu yüzeye yakın bölgelerde, $r/R_b=0.4-0.8$ radyal aralığında deneysel verilerden düşük hesaplanmıştır. Bunun nedeni, türbülans modellerinin yakıt jetinin teğetsel hıza bağlı olarak yayılmasını yeterince iyi hesaplayamaması ve yakıt jetinin akışını düz olarak modellemesinden kaynaklanmaktadır. Deneysel verilerden düşük hesaplanan ortalama karışım oranı değerleri stokiyometrik karışım değerlerine yakın sonuçlar vermiştir.



Şekil 3.13 : SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait sıcaklık değerlerinin deneysel veriler ile kıyaslanması.

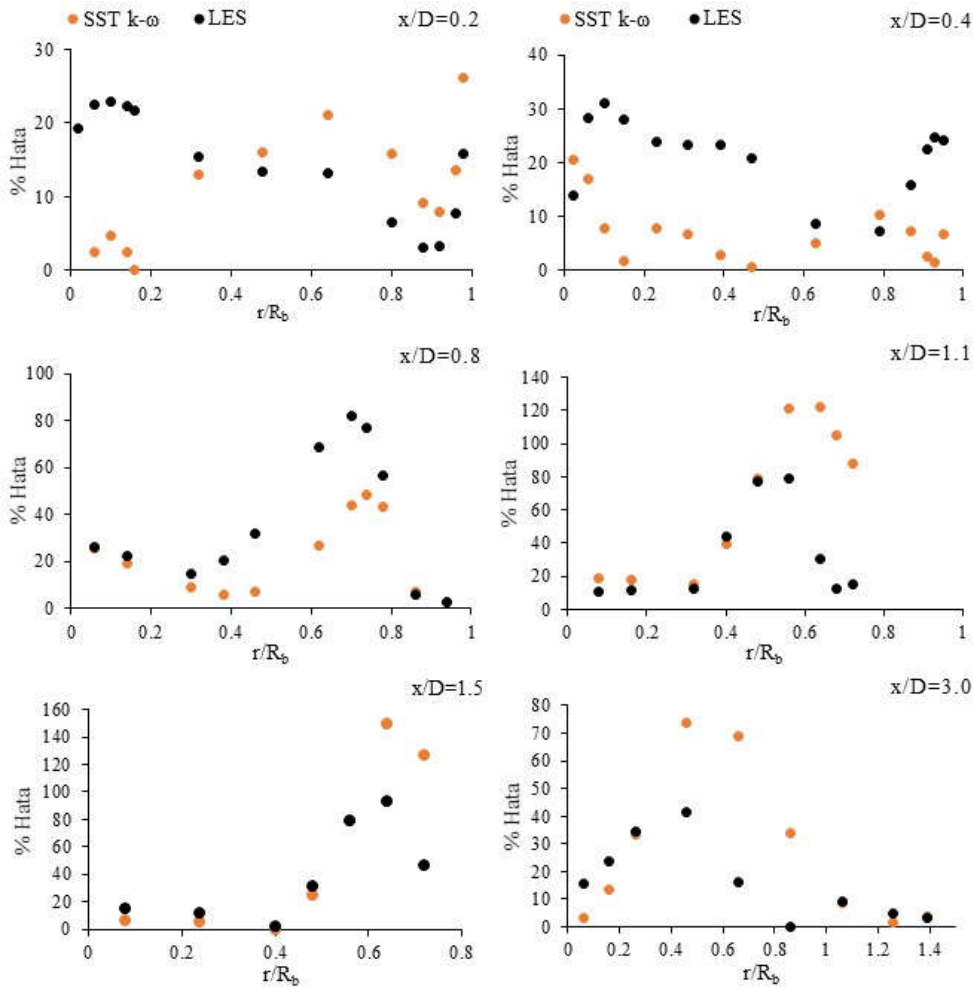
Stokiyometrik karışım oranı alev cephesinin göstergesidir ve hesaplanan alev sıcaklıklarının en yüksek değere ulaştığı orandır. Bu sebepten dolayı, ortalama karışım oranının düşük hesaplandığı bölgelerde alev sıcaklığı deneysel sonuçlara göre yüksek çıkmaktadır. Bu durum Şekil 3.13'teki sıcaklıkların dağılımı diyagramında da görülmektedir. SM1 alevinin boyun bölgesi civarına denk gelen $x/D=0.8$ ve $x/D=1.1$ aksenal ölçüm noktalarında, SST k- ω modelinin özellikle merkeze yakın yerlerde deneysel sonuçlardan düşük değerler elde ettiği diyagramlardan gözlenmektedir. Bu

bölgelerde LES türbülans modeli deneysel veriler ile daha uyumlu davranış göstermektedir.

Alt resirkülasyon bölgesinde ise SST k- ω türbülans modeli, LES türbülans modeline göre deneysel verileri özellikle maksimum sıcaklık değerlerini oldukça iyi tahmin etmiştir. LES türbülans modelinin, alt resirkülasyon bölgesinde hesapladığı ve Şekil 3.13'te verilen sıcaklık değerleri, bu bölge için Şekil 3.12'de görülen ortalama karışım oranı değeri tahminleriyle de uyumludur ve maksimum sıcaklık değerlerinde deneysel ölçümlerden sapmalar vardır. Malalasekara ve arkadaşları bu durumun, ölçüm yapılan bölgenin merkezi resirkülasyon bölgesinin durma noktasına denk gelmesi ile ilişkilendirilmektedir [36].

Şekil 3.13'te farklı eksenel noktalar için sıcak değerlerinin deneysel ve sayısal sonuçlarının karşılaştırıldığı diyagramlar verilmiştir. Akış alanının ve yanma reaksiyonunun karmaşık yapısı göz önüne alındığında elde edilen sonuçlar oldukça tatmin edicidir. Yukarıda da bahsedildiği gibi yakıt giriş düzlemine yakın x/D düzlemlerinde sıcaklık değeri SST k- ω ve LES türbülans modeline ait analizlerde, ölçülen değerlerden yüksek tahmin edilmiştir. Diğer x/D düzlemlerinde ise sayısal model ve deneysel sonuçlar uyumludur. Özellikle alt resirkülasyon bölgesinde $x/D=1.5$ ve $x/D=3.0$ düzlemlerinde SST k- ω modeli alev sıcaklıklarını daha doğru tahmin etmiştir. Ancak vorteks bozulması baloncuğu bölgesindeki girdapların büyüklüğünü gerçek değerinden daha yüksek hesapladığı için, sıcaklık dağılımı radyal yönde deneysel sonuçlara göre daha geniş aralıktadır. LES türbülans modeli ile yapılan analizin sonuçları, üst resirkülasyon bölgesinde SST k- ω modeline ait sonuçlarla uyum gösterirken, alt akış bölgesinin merkez çizgiye yakın bölgelerinde, $x/D=1.5$ için sıcaklık değerleri düşük ve $x/D=3.0$ için sıcaklık değerleri yüksek tahmin edilmiştir. Bu farkın nedeni, Şekil 3.12'deki LES türbülans modeline ait ortalama karışım oranı diyagramlarından görülebilir. Malalasekara ve arkadaşları, alt resirkülasyon bölgesindeki sıcaklık değerindeki farklılıkların bu bölgedeki yüksek kayma gerilmeli akışlarla ve kullanılan yanma modelinin yetersizliği ile ilişkilendirilmektedir. Bununla birlikte, sayısal sonuçların deneysel sıcaklık verileriyle aynı yönelimde olduğu vurgulamışlardır [36]. Hız alanını bütün akış bölgesi boyunca deneysel verilere uyumlu şekilde modelleyen LES türbülans modeline ait sıcaklık verileri, SST k- ω türbülans modeliyle tahmin edilen sıcaklık verilerinden ve deneysel verilerden sapmaktadır. Bu durum, Malalasekara ve arkadaşlarının [36] analizlerinde kullandığı

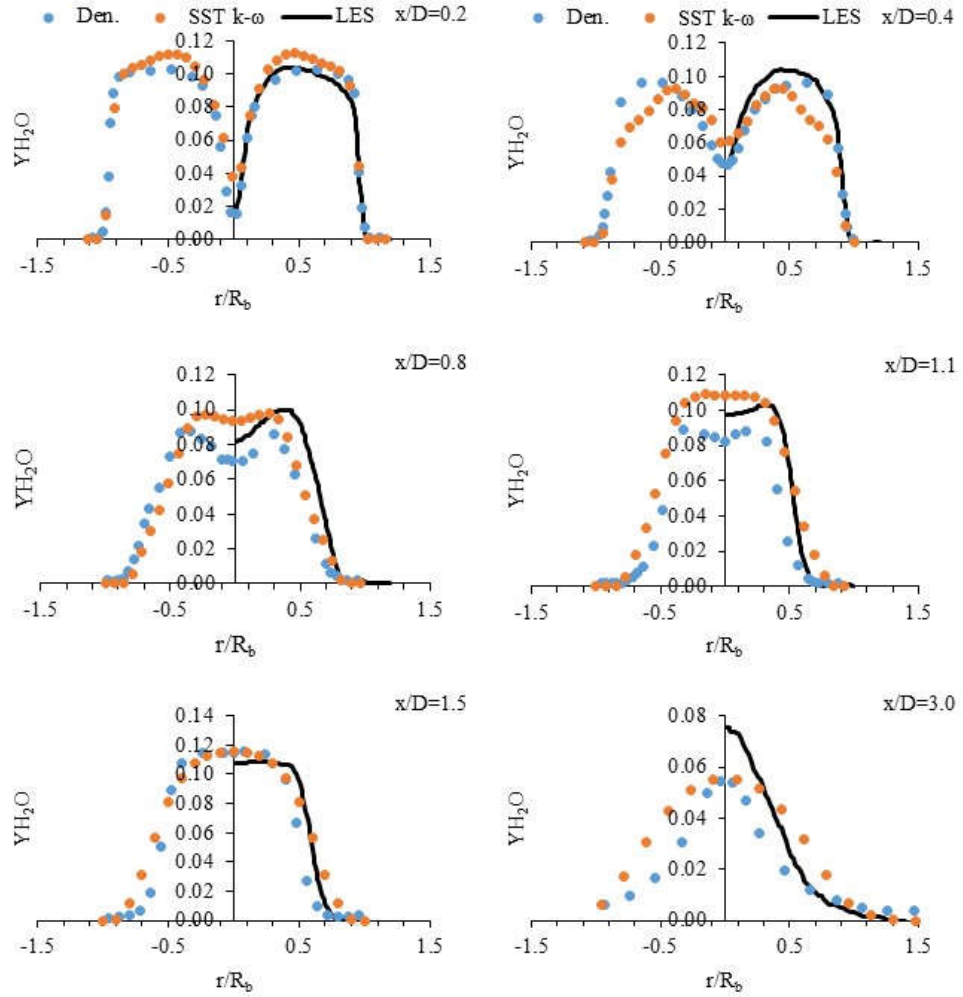
yanma modeli kodunun ANSYS Fluent programındaki yanma modeli koduna göre daha yetersiz çalışmasına veya türbülans – kimyasal reaksiyon etkileşiminin yeterince kurulamamasına bağlı olabilir.



Şekil 3.14 : SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait sıcaklık verilerinin yüzde bağlı hatalarının kıyaslanması.

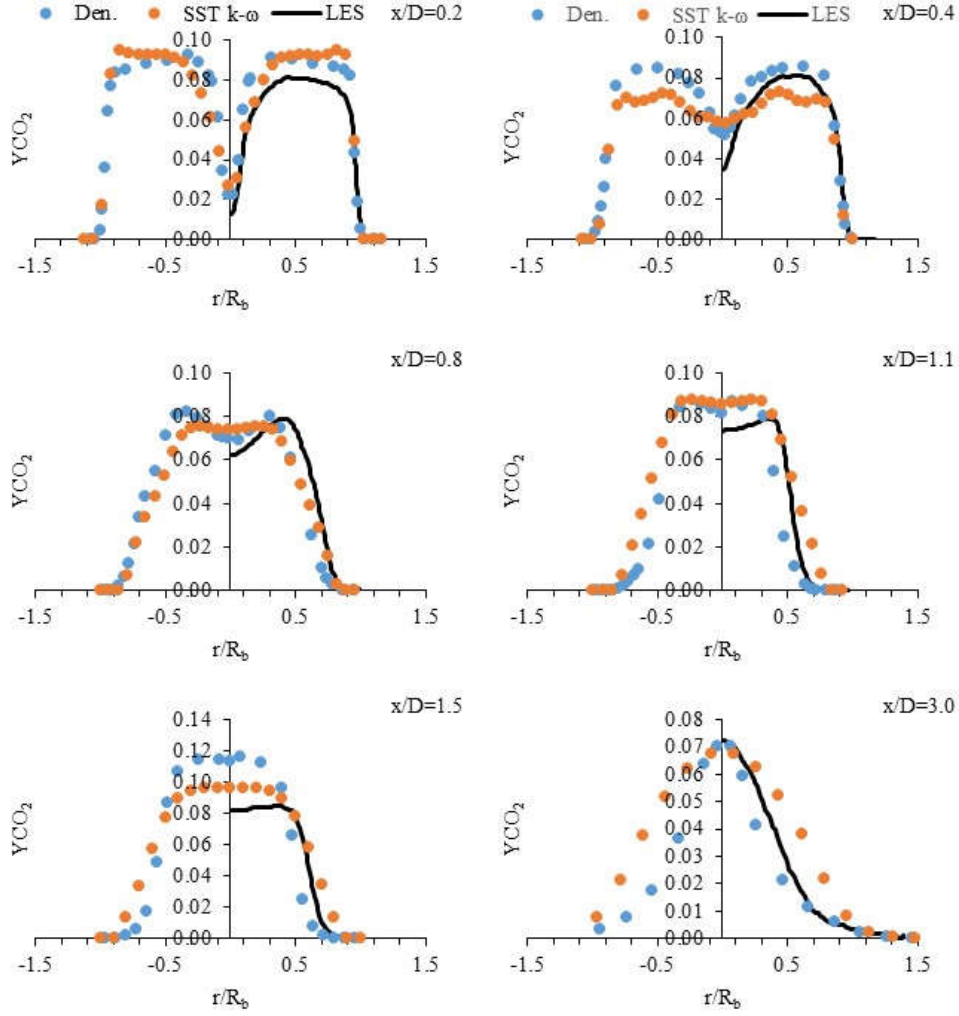
Şekil 3.14, SST k- ω ve LES türbülans modelleri ile elde edilen sayısal sonuçların sıcaklık yüzde hata değerlerinin farklı ölçüm noktaları için radyal yöndeki değişimlerini göstermektedir. Şekil 3.12 ve Şekil 3.13'te gözlemlenen durum Şekil 3.14'te de görülmektedir. Her iki model de özellikle üst sirkülasyon bölgesinde sıcaklıkları yeterli doğrulukta hesaplamaktadır. Alt resirkülasyon bölgesindeki hataların radyal dağılımları incelendiğinde, sayısal sonuçların gerçekte olduğundan daha geniş bir alev öngördüğü görülmektedir. Özellikle, $x/D=0.8$ ile $x/D=3.0$ arasındaki ölçüm noktaları için $r/R_b=0.5$ ile $r/R_b=1.0$ aralığında hesaplanan yüksek sıcaklıklar, yüksek hata yüzdelere sebep olmaktadır. Bunun nedeni türbülans modellerinin alt resirkülasyon bölgesindeki kaotik akışı yakalayamaması veya

türbülans-kimyasal reaksiyon etkileşiminden kaynaklanan reaksiyonların hesaplanmasındaki hatalar olabilir.



Şekil 3.15 : SST k- ω ve LES türbülans modellerine ait H₂O kütle oranı değerlerinin deneysel veriler ile karşılaştırılması.

Şekil 3.15 – Şekil 3.17 arasında H₂O, CO₂ ve CO bileşenlerinin kütle oranları deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Şekil 3.15’teki H₂O bileşenine ait diyagramlarda da görüldüğü gibi teorik sonuçlar deneysel verilerle benzer yönelimlere sahiptir. SST k- ω türbülans modeline ait sonuçlar genel olarak H₂O’nun kütle oran değerini özellikle merkez çizgisi bölgesinde yüksek tahmin etmiştir. x/D=1.5 ölçüm noktasında ise oldukça yakın sonuçlar elde edilmiştir. LES türbülans modeli ise SST k- ω türbülans modeline benzer şekilde deneysel verilere yakın sonuçlar vermiş ve ölçüm noktalarının bazılarında yüksek bazılarında ise düşük sonuçlar tahmin etmiştir. H₂O’nun kütle oranındaki değişimler genel olarak sıcaklık dağılımına benzer maksimum değerlere ve radyal yönde değişime sahiptir.

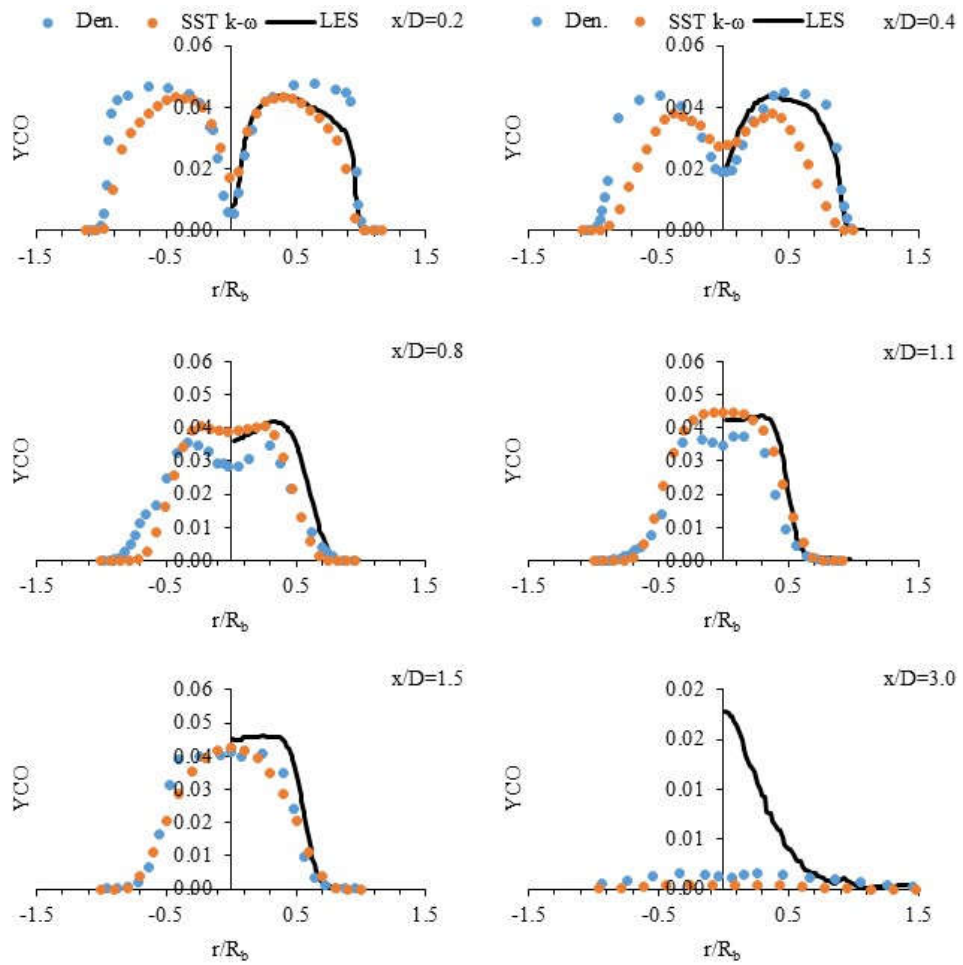


Şekil 3.16 : SST $k-\omega$ ve LES türbülans modellerine ait CO₂ kütle oranı değerlerinin deneysel veriler ile karşılaştırılması.

Şekil 3.16'daki CO₂'in kütle oran değişimleri incelendiğinde, SST $k-\omega$ modelinin $x/D=0.4$ düzlemi hariç, üst resirkülasyon bölgesinde ve alevin boyun bölgesinde deneysel veriler ile uyumu çok iyidir. Alt resirkülasyon bölgesinde sonuçlar deneysel verilerden bir miktar yüksek olsa da sayısal sonuçların genel tahmini iyidir. LES türbülans modeli ile yapılan analiz sonuçlarının, ilk iki x/D düzleminde bir miktar düşük olduğu ve $x/D=1.5$ düzleminde dikkate değer miktarda düşük hesaplandığı Malalasekara ve arkadaşları tarafından belirtilmiştir. Ayrıca bu davranışın sıcaklık ve ortalama karışım oranı değerleri ile uyumlu olduğunu da vurgulamışlardır [36].

Şekil 3.17'de CO'ya ait kütle oranlar karşılaştırılmıştır. CO kütle oranlarının değişim profili, alev tutucu yüzeye yakın x/D düzlemlerinde sıcaklık profiliyle benzer eğilimi ve benzer maksimum değerleri göstermektedir. SST $k-\omega$ türbülans modeli ile elde edilen CO profili, alev tutucu yüzeye yakın x/D düzlemlerinde deneysel

sonuçlardan daha düşük değerler almıştır. CO'ya ait değerler karışımın alt alevlenebilirlik sınırına (lean flammability limit) yakındır [3]. Bu durum, üst resirkülasyon bölgesi içerisinde CO'in tahmin edilen değerlerinin deneysel verilere göre düşük çıkmasına sebep olmaktadır. Akışın ilerleyen kısımlarında ise bu durum düzelmekte ve nümerik sonuçlar deneysel sonuçlar ile sıcaklık eğrilerine benzer bir davranış göstermektedir. LES türbülans modeli ile elde edilen sonuçlarda benzer bir davranış göstermektedir. Ancak özellikle vorteks bozulması baloncuğunun olduğu alt resirkülasyon bölgesinde $x/D=3.0$ ölçüm noktası için CO'in kütleli oranı çok yüksek tahmin edilmiştir.



Şekil 3.17 : SST $k-\omega$ ve LES türbülans modellerine ait CO kütleli oranı değerlerinin deneysel veriler ile karşılaştırılması.

3.2.5 Doğrulama çalışmasının sonucu

Bu çalışma kapsamında, deneysel sonuçları tüm dünyaya açık ve sınır şartları kararlı olan Sydney girdaplı alev ailesinden SM1 ön karışimsız girdaplı alevi nümerik olarak modellenmiştir. Literatürde yapılmış çalışmalar incelenerek, girdaplı akış problemi

için önerilen modeller değerlendirilmiştir. Bu değerlendirme sonucunda iki denklemlili SST k- ω ve RNG k- ϵ modellerinin kullanılmasına karar verilmiştir. Yapılan sayısal analizler, deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmış ve SST k- ω türbülans modelinin kullanıldığı sayısal çözümleme tahmin değerlerinin deneysel veriler ile daha uyumlu olduğu gözlenmiştir.

Çalışmanın ikinci aşamasında, türbülans modellemesinde yüksek doğruluğa sahip LES türbülans modeli kullanılarak SM1 alevi için elde edilmiş sonuçlar, SST k- ω türbülans modeli kullanılarak elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Farklı büyüklükler için yapılan kıyaslamada, özellikle hız değişkenleri için LES türbülans modelinin beklenildiği gibi, SST k- ω türbülans modeline göre deneysel sonuçlara daha iyi tahminde bulunduğu gözlemlenmiştir. Yanma reaksiyonu ve bu reaksiyon sonucu değer alan ortalama karışım oranı, sıcaklık ve bileşenlerin kütleli oran değerleri kıyaslandığında, iki türbülans modelinin de deneysel sonuçlar ile uyumlu olduğu, hatta bazı x/D düzlemlerinde SST k- ω türbülans modelinin daha iyi sonuç verdiği görülmüştür. Hesaplanan sıcaklık değerlerinin, deneysel sonuçlara göre yüzde hata miktarları da benzer şekilde iki türbülans modelinin yanma ve yanmaya bağlı oluşan değişkenler yönünden birbirine benzer çözümler yaptığını ortaya koymuştur. LES algoritması büyük çalkantıları çözüp küçük ölçekleri (small scales) modellemektedir ancak yanma yapısal olarak küçük ölçekte gerçekleşmektedir. Bu nedenle yanma reaksiyonlarının modellenmesinde doğru sonuç almak için, LES gibi ileri derecede gelişmiş sayısal teknikler kullanılmadan da tatmin edici tahminler yapmak mümkündür.

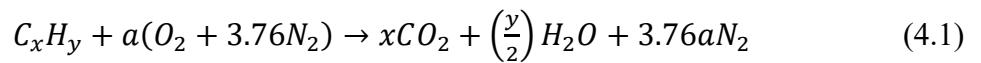
Yakıcıyı doğru şekilde temsil eden bir geometri, ideal dağılıma sahip bir ağ yapısı, gerçekçi sınır şartları ve doğru bir çözüm algoritması kullanılarak RANS türbülans modeli ile deneysel veriler iyi şekilde tahmin edilebilmektedir. Bu durum çalışma kapsamında yapılan karşılaştırmada da ortaya konulmuştur. Bu nedenle, bu tür alevlerin modellenmesinde LES türbülans modeli gibi yüksek çekirdek-saat maliyeti olan çözüm algoritmaları yerine çok daha düşük çekirdek-saat maliyetli, enerji ve zamandan tasarruf sağlayan RANS türbülans modelleri de kullanılabilir.

4. YAKICI TASARIMI

Üçüncü bölümde SM1 alevine ait doğrulama çalışmasının ayrıntıları sunulmuştur. SM1 alevi, yakıt olarak CH₄ kullanan alev tutucu gövde ve girdaplı hareket ile alev kararlılığı sağlanan ön karışimsız bir alevdir. Bu bölümde, tez çalışması kapsamında sentetik gaz bileşimini yakmak için yapılan yakıcı tasarımı açıklanmıştır.

4.1 Yakıcı Tasarımında Temel Alınan Kriterler

Bu tasarım için temel olarak SM1 alevine ait yakıcıdan yola çıkılmıştır. Öncelikle Sydney girdaplı yakıcısının özellikleri incelenmiş yakıt hızı, hava hızı ve girdap özellikleri değerlendirilmiştir. Yakıcıda alev kararlılığını eksenel hava hızı, yakıt jet hızı ve girdap sayısı etkilemektedir. Bu değerler incelendiğinde özellikle eksenel hava hızının yüksekliği göze çarpmıştır. Bunun ile alakalı hesaplamalar yapılmış ve ne kadar hava fazlalığı ile yakıtın yakıldığı incelenmiştir. Yakma havasının giriş hızı 38.2 m/s'dir. Hava giriş kesitinin alanı ise $8.364 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ 'dir. Bu şartlar altında yakıcıya giren yakma havasına ait hacimsel debi $0.03300243 \text{ m}^3/\text{s}$, kütleli debi 0.038668 kg/s ve molar debi 0.0013533 kmol/s 'dir. Benzer şekilde 32.7 m/s hızla, $1.0178 \times 10^{-5} \text{ m}^2$ kesitten giren yakıtın, hacimsel debisi $0.00033285 \text{ m}^3/\text{s}$, kütleli debisi 0.0002169 kg/s ve molar debisi $1.35182 \times 10^{-5} \text{ kmol/s}$ 'dir. Gönderilen hava miktarı gerekli stokiometrik hava miktarından oldukça yüksektir. Hidrokarbon bir yakıt için yanma denklemi Eşitlik 4.1'de verilmiştir.



Bu eşitlikte $a=x+y/4$ 'tür. Bu denkleme göre stokiometrik hava yakıt oranı Eşitlik 4.2'de görülmektedir.

$$\left(\frac{Hava}{Yakıt}\right)_{sto} = \left(\frac{m_{hava}}{m_{yakıt}}\right)_{sto} = \frac{4.76a}{1} \cdot \frac{MW_{hava}}{MW_{yakıt}} \quad (4.2)$$

Eşitlik 4.2 metan için hesaplandığında stokiometrik hava yakıt oranı 16.956 olmaktadır. Ekvilans oranı ise stokiometrik hava yakıt oranının gerçek hava yakıt

oranına bölünmesiyle hesaplanmaktadır. Eşitlik 4.3'te ekivalans oranına ait formül görülmektedir.

$$\Phi = \frac{\left(\frac{Hava}{Yakıt}\right)_{sto}}{\left(\frac{Hava}{Yakıt}\right)} = \frac{\left(\frac{Y}{H}\right)}{\left(\frac{Y}{H}\right)_{sto}} \quad (4.3)$$

SM1 alevindeki yanma için gerçek hava yakıt oranı giren kütleli hava debisinin, giren kütleli yakıt debisine bölünmesiyle elde edilir. Sonuç 178.3086'dır. Bu durumda SM1 alevine ait ekivalans oranı 0.095096 değerindedir. Bu değer 1'den küçük olduğu için SM1 alevinde fakir yanma vardır. Kütleli bazda yakıtın yaklaşık 100 katı hava girmektedir. Bu oran oldukça yüksektir.

SM1 alevine ait hava fazlalık katsayısı için, öncelikle giren yakıtın stokiyometrik olarak yanması için gerekli hava miktarı hesaplanmıştır. Giren 1.35182×10^{-5} kmol/s yakıt için gerekli stokiyometrik hava miktarı, giren yakıtın mol miktarının 9.52 katı olmalıdır. Bu değer 0.0001287 kmol/s'dir. Bu durumda SM1 alevinin hava fazlalık katsayısı 10.5157'dir. Bu değer hava fazlalık katsayısı olarak oldukça yüksektir.

Yakıt hızı göreceli olarak yüksek bir hız değerine sahiptir. Bu hız değerleri endüstriyel yakıcılar için oldukça yüksek değerlerdir. Bütün bu değerler göz önüne alınarak, belirli karışım değerlerine sahip sentetik gaz bileşimleri için alev tutucu gövde ve girdap etkisiyle alev kararlılığı sağlayan bir yakıcı tasarımı yapılmasına karar verilmiştir. Tasarım esnasında SM1 alevine göre daha düşük yakıt ve hava hızlarında çalışacak, hava fazlalık katsayısı ideal değerlere yakın bir yakıcı amaçlanmıştır.

4.2 Yakıcı Tasarımı Birinci Aşama

Birinci aşamada, yukarıda bahsi geçen kriterler göz önüne alınarak SM1 alev geometrisi değiştirilmiş ve hedeflenen özelliklere uygun hale getirilmiştir. Yakıcıda hesaplamalar 10kW'lık güç için yapılmıştır. Yakıcının girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olarak kararlaştırılmıştır. Analizlerde kullanılan sentetik gaz bileşimleri Çizelge 4.1'de, bu gaz bileşimlerine ait yakıt hızı ve eksenel hava hızları Çizelge 4.2'de görülmektedir.

Öncelikle yakıcının gücünü sağlayacak yakıt miktarı belirlenmiştir. Yakıt hızının, Sydney girdaplı yakıcı alevlerindeki hızlardan düşük olması ve gerçek yakıcılara daha yakın olması için yakıt hızı yaklaşık 10 m/s mertebesinde olacak şekilde yakıcıdaki

yakıt giriş çapı değiştirilmiştir. Yakıcının yakıt giriş çapı 10mm'ye çıkartılmıştır. Yeni yakıt girişine sahip yakıcının kesit görseli ve ölçüleri Şekil 4.1'de görülmektedir.

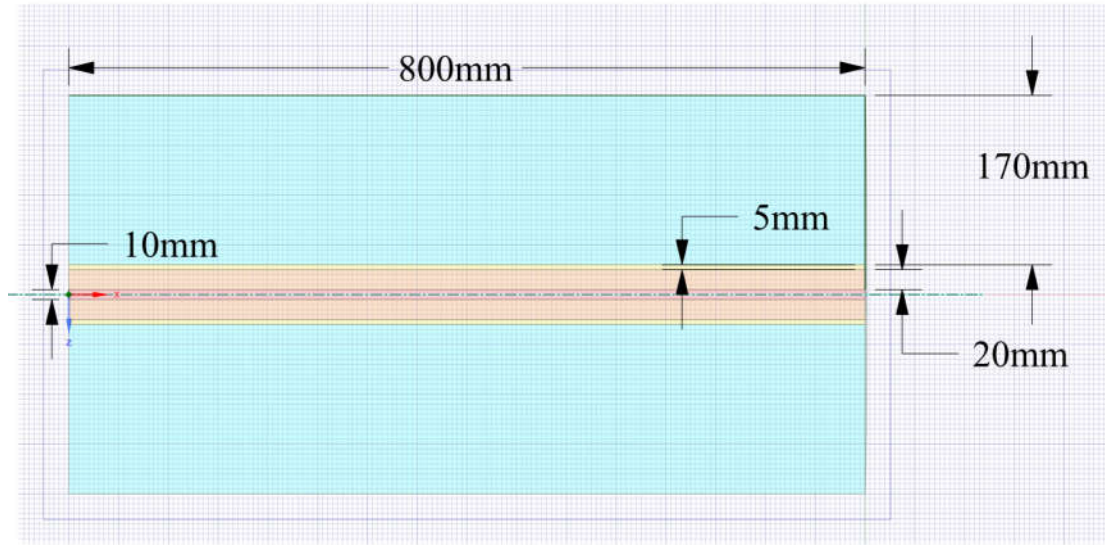
Çizelge 4.1 : Sentetik gaz bileşimindeki gazların yüzde hacimsel değerleri.

Gaz No	H ₂	CO	CH ₄	CO ₂	Yakıt alt ısı değeri (kJ/Nm ³)
1	70	10	15	5	14082.996
2	60	20	15	5	14197.708
3	50	30	15	5	14312.420

Çizelge 4.2 : Sentetik gaz bileşimlerine ait yakıt jet hızları ve 1.5 hava fazlalık katsayısını sağlayan eksenel hava hızları.

Gaz No	Yakıt Jet Hızı (m/s)	Eksenel Hava Hızı (m/s)
1	9.935	4.516
2	9.855	4.479
3	9.776	4.444

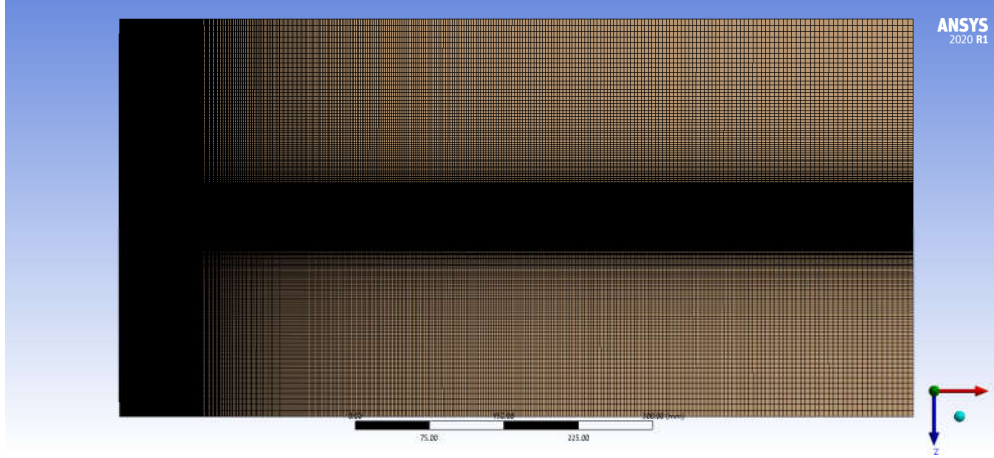
Bu yakıcı geometrisi için oluşturulan ağ yapısına ait görseller ise Şekil 4.2 – Şekil 4.4 arasında görülmektedir. Bu ağ yapısı 11,439,779 elemandan oluşmaktadır. İlk eleman yüksekliği ise 0.17576mm'dir. Tamamen yapısal ağ elemanlarıyla oluşturulmuştur.



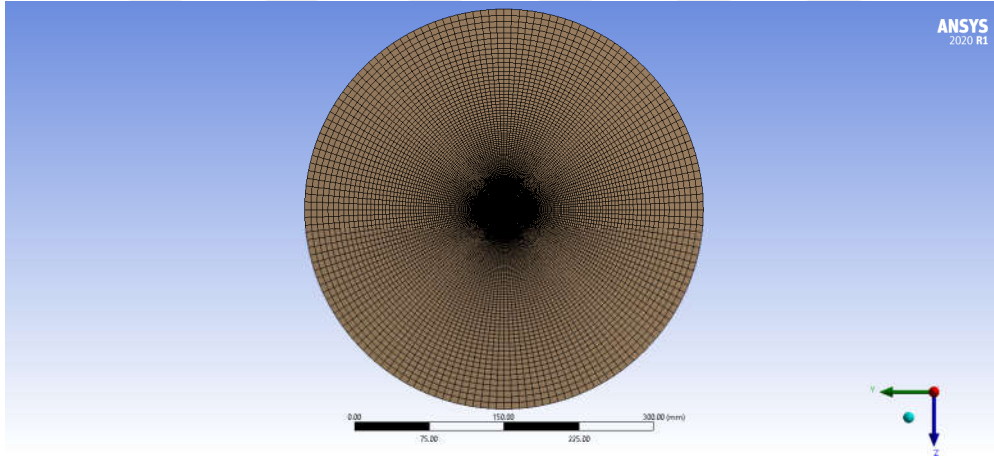
Şekil 4.1 : Yakıt giriş çapı değiştirilmiş yakıcıya ait Ansys Fluent programında kullanılan akış alanı boyutları.

Bu şartlar altında düşük hava fazlalık katsayılı ve düşük yakıt jet hızına sahip yakıcının analizi ANSYS Fluent programı kullanılarak yapılmıştır. Analiz sonucu elde edilen

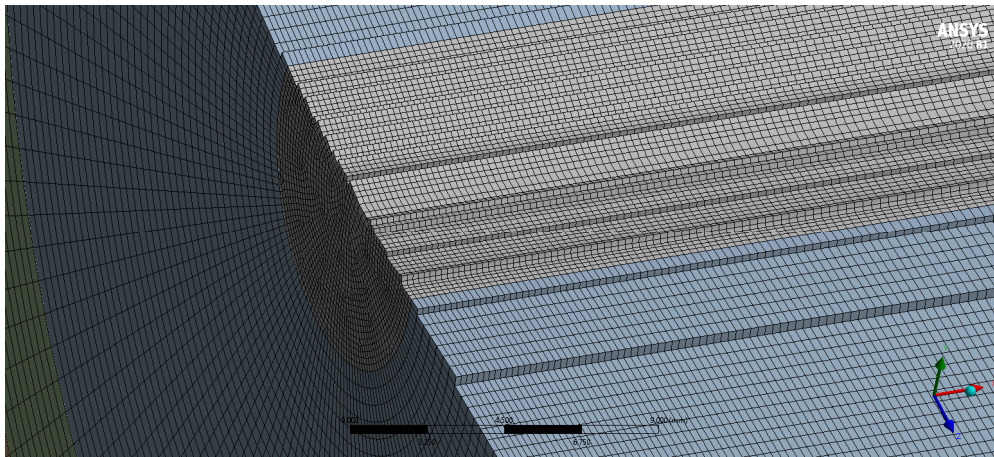
sıcaklık konturları Şekil 4.5 ve Şekil 4.6’da görülmektedir. Akış alanına ait akım çizgileri ise Şekil 4.7’de verilmiştir.



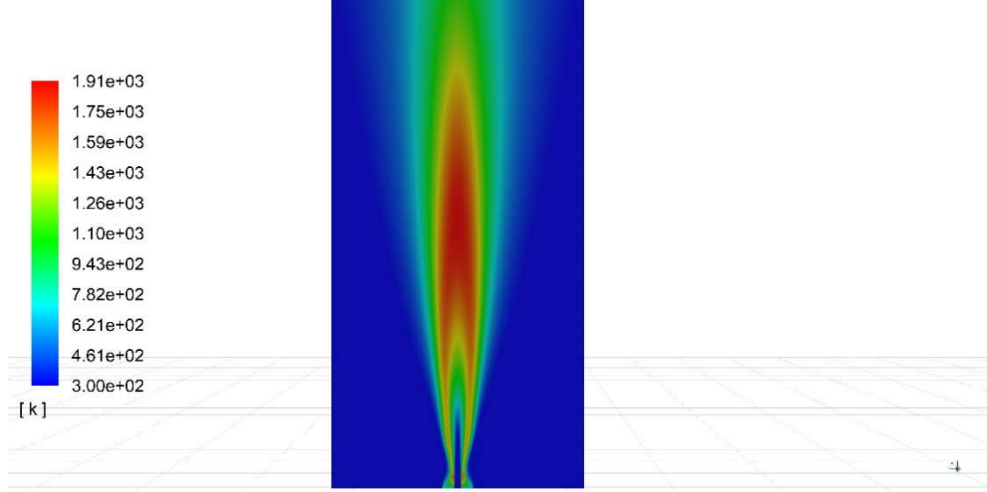
Şekil 4.2 : Yakıt giriş çapı değiştirilmiş yakıcıya ait ağ yapısının eksen çizgisi kesit görünümü.



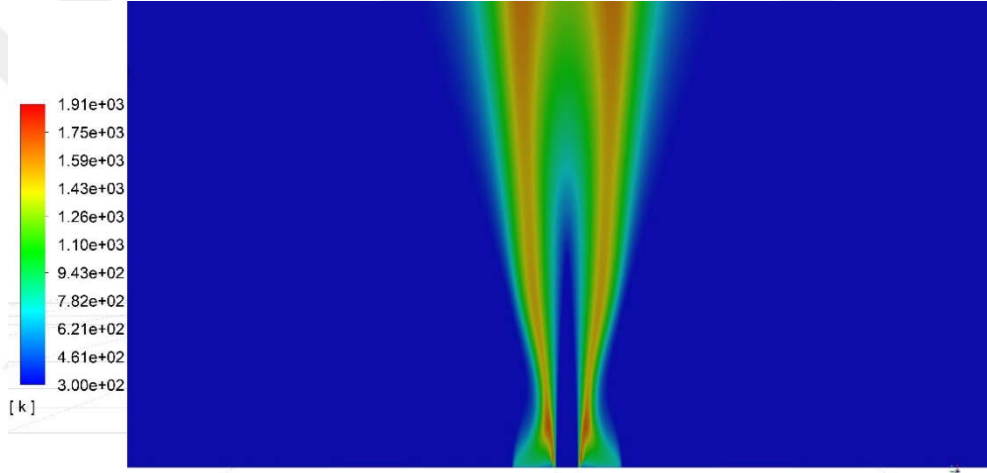
Şekil 4.3 : Yakıt giriş çapı değiştirilmiş yakıcıya ait ağ yapısının x yönünde tepeden görünümü.



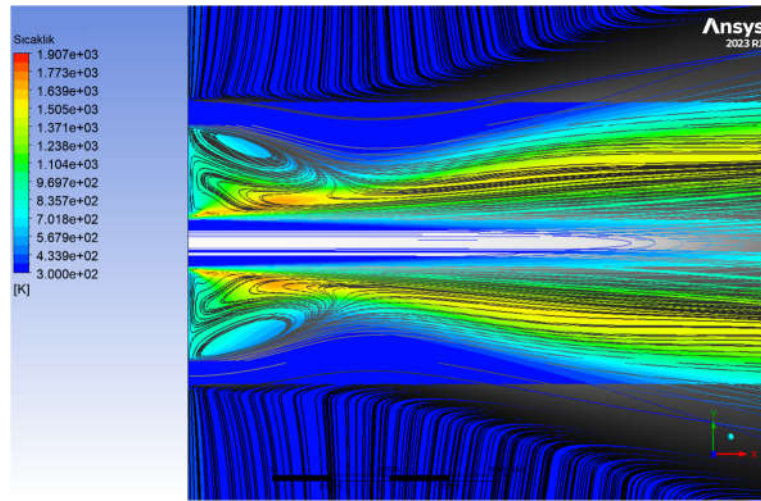
Şekil 4.4 : Yakıt giriş çapı değiştirilmiş yakıcıya ait ağ yapısının, yakıt girişi ve alev tutucu gövde yüzeyinin kesit görüntüsü ve ağ yapısının detayları.



Şekil 4.5 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan alevin sıcaklık konturu.

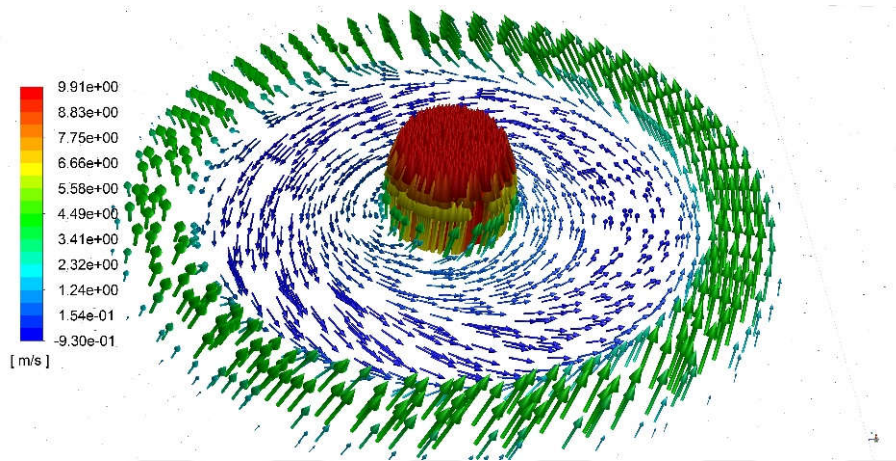


Şekil 4.6 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan alevin sıcaklık konturu detayı.

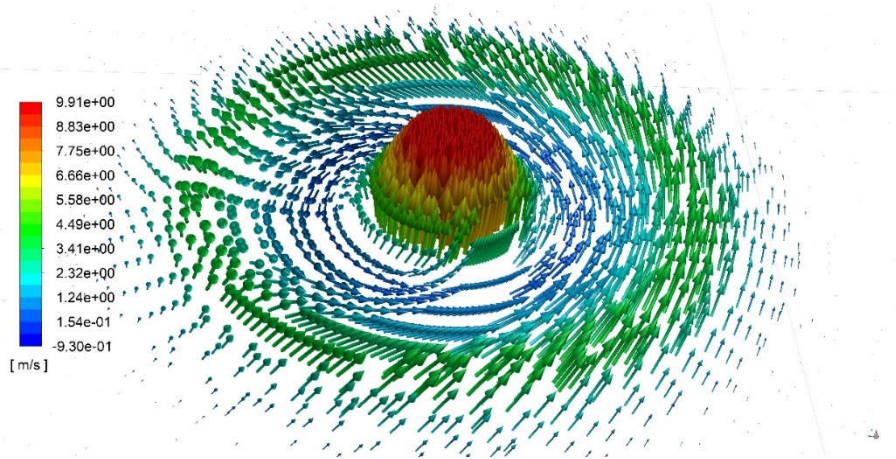


Şekil 4.7 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan aleve ait akım çizgileri.

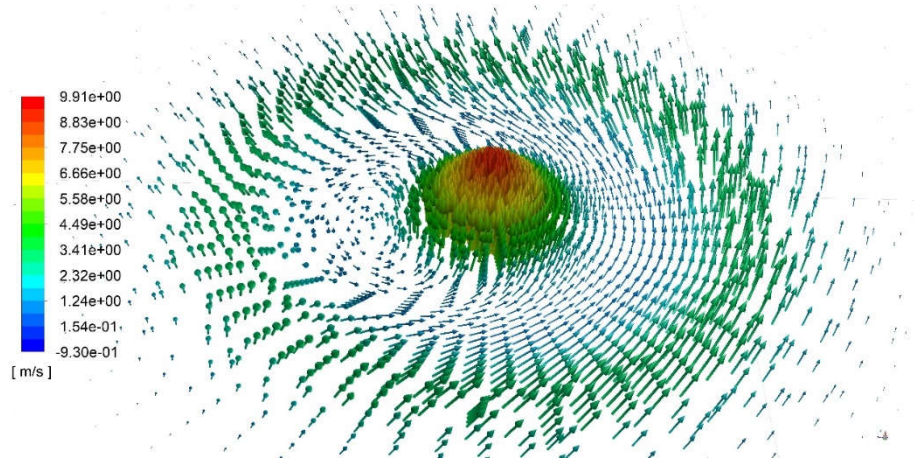
Analiz sonucunda alevin tutunmadığı ve yakıt jetine doğru iğne şeklinde bir temas ile analiz bölgesi boyunca uzandığı görülmüştür. Bunun nedeni yakıt jetinin teğetsel hız ile alev tutucu yüzey üzerinde yeterince yayılamamasıdır. Yayılmanın gerçekleşmediği akım çizgilerinin dağılımından da anlaşılmaktadır. Girdap sayısı SM1 alevi ile aynı ve orta seviyede bir değere sahip olmasına rağmen, teğetsel hava hızı yakıt jetini yüzeye yayacak kadar güçlü değildir. Bu durum Şekil 4.8 – Şekil 4.13 arasındaki x hızına göre çizdirilmiş hız vektörlerinde ve Şekil 4.14’teki x hızına ait değerlerin dağılım diyagramında da görülmektedir.



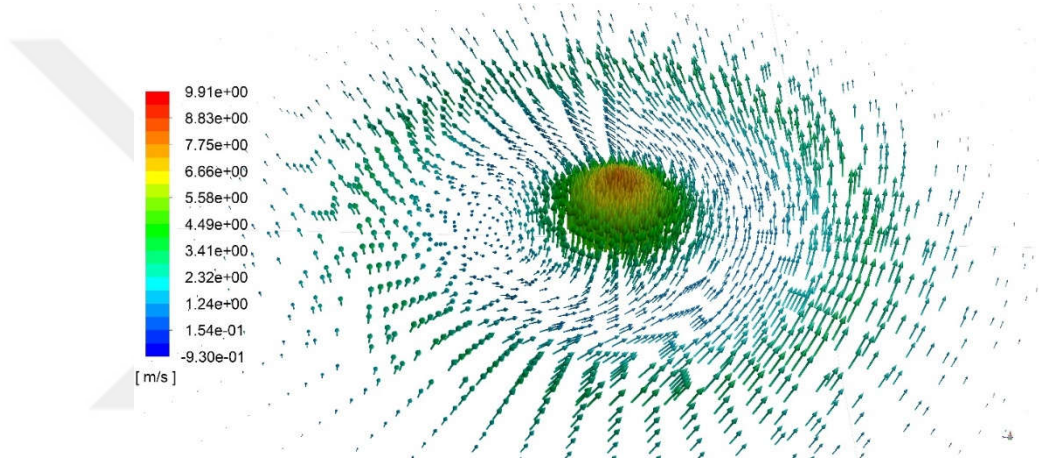
Şekil 4.8 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



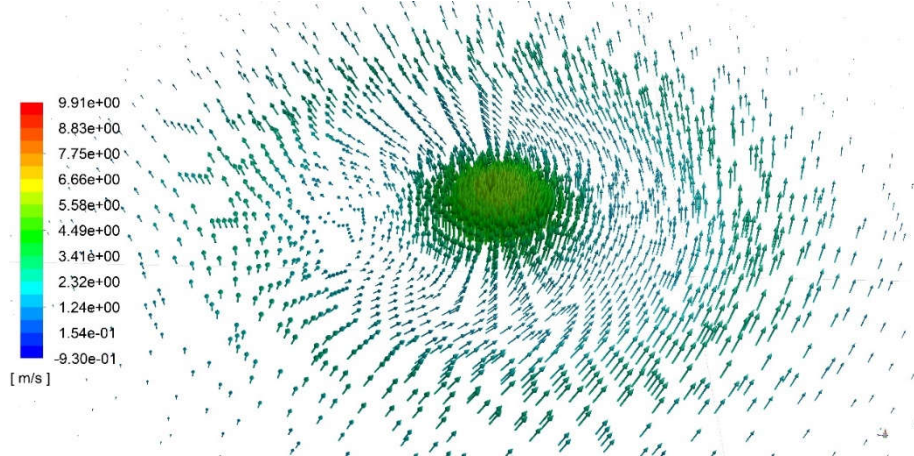
Şekil 4.9. Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 40mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



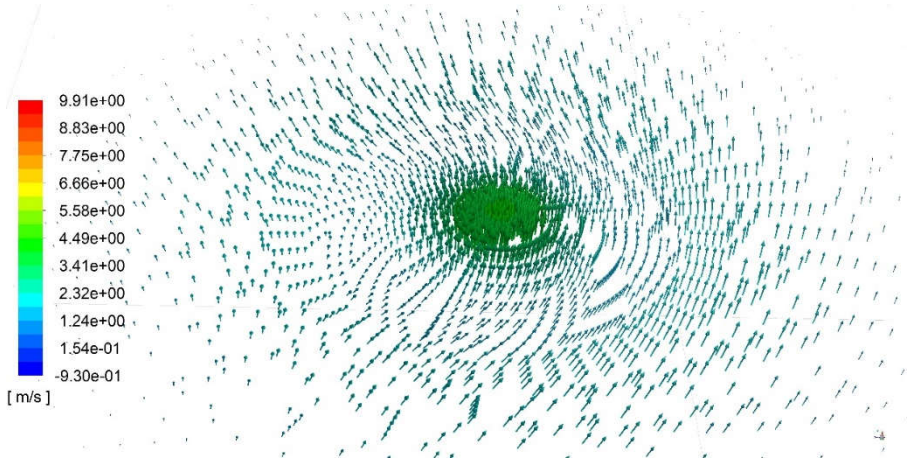
Şekil 4.10 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 80mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



Şekil 4.11 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 100mm ilerideki eksenel hız vektörleri.

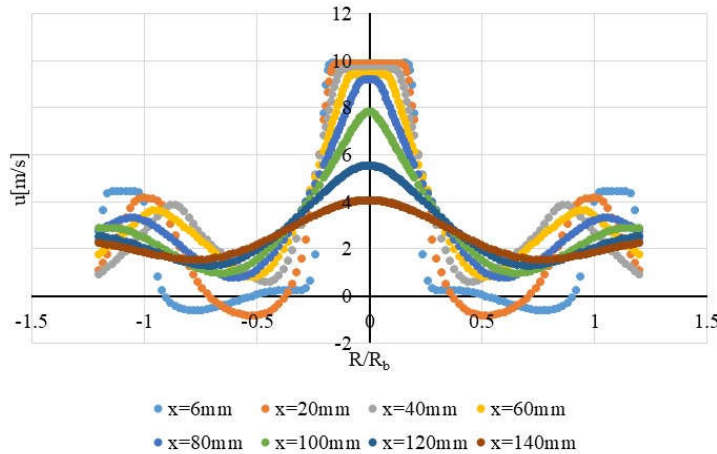


Şekil 4.12 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 120mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



Şekil 4.13 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 140mm ilerideki eksenel hız vektörleri.

Vektörler incelendiğinde 140mm'ye kadar olan bütün eksenel mesafelerde orta kısımdaki yakıt jeti görülmektedir. Hızı giderek düşmekte olan yakıt jeti 140mm'ye ulaştığında etkisini iyice yitirmekte ancak bu zaman zarfında yakıtın büyük çoğunluğunu da alev tutucu yüzeyden oldukça yukarılara taşımaktadır. Girdaplı akış yakıt jetini yeterli miktarda dağıtamamakta ve sonuçta Şekil 4.5'te görüldüğü gibi girişten çok uzak mesafelere yakıt taşınmaktadır. Bu durum ayrıca alev tutucu yüzeyin etkisi ile oluşan üst resirkülasyon bölgesinin bütünlüğünü de bozmakta ve üst resirkülasyon bölgesini parçalayarak yakıtın bu bölgede geçirmesi gereken zamanı kısaltmaktadır.

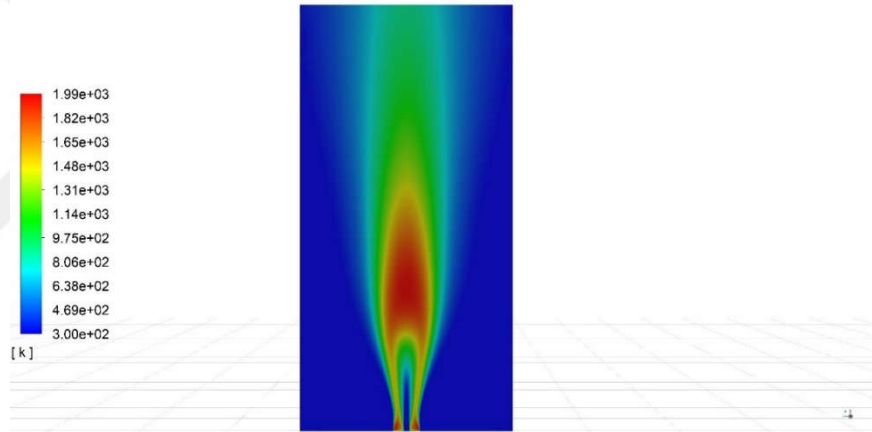


Şekil 4.14 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10 – 140 mm ilerideki eksenel hızların aynı düzlemdeki görüntüsü.

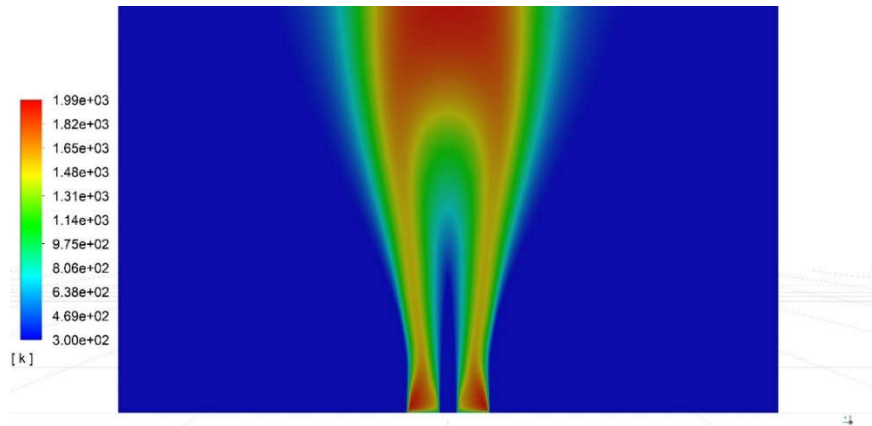
Vektörlerde görülen durum Şekil 4.14'teki eksenel hızlara ait diyagram tarafından da ortaya konulmaktadır. Hava girişindeki eksenel hızlar yakıt jetinden düşüktür. Bu

nedenle yakıt jeti yukarı doğru çıkarken hava girişinden eksenel ve teğetsel giren hava miktarının ikisi de işini tam olarak yapamamakta ve resirkülasyon bölgesinin oluşmasını sağlayamamaktadır. Buna bağlı olarak da kararlı bir alev elde edilememektedir.

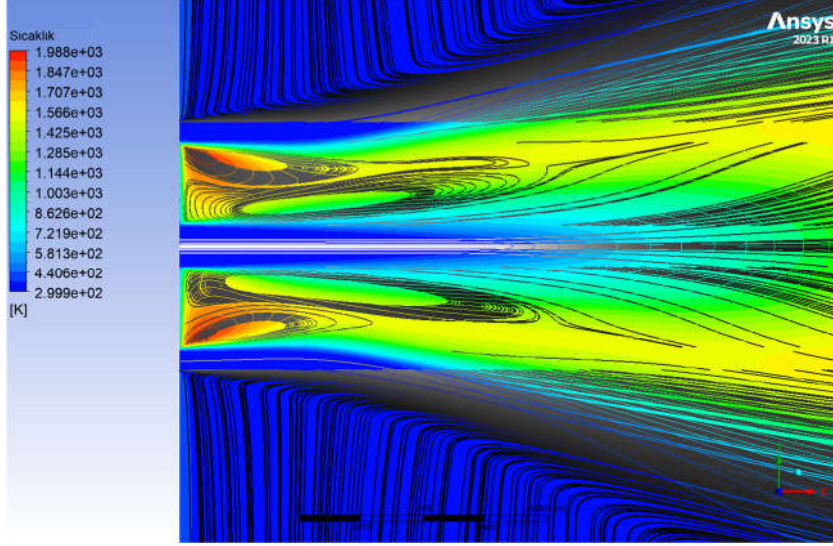
Bu sonuca bağlı olarak alev kararlılığına etkisi olan girdap sayısı değiştirilerek yakıcının davranışı incelenmiştir. Girdap sayısı arttıkça alev daha kararlı bir hale geldiği bilinmektedir. Bu durumu gözlemlemek için sistemdeki girdap sayısı 0.5 değerinden 0.8 değerine çıkartılıp yeniden analiz yapılmıştır. Sonuçlar Şekil 4.15 – Şekil 4.16’da görülmektedir. Bu analize ait akım çizgileri ise Şekil 4.17’de verilmiştir. Akım çizgileri Şekil 4.7’deki akım çizgilerine göre, yakıt girişine daha fazla yönlendirilmektedir. Bunun sonucunda yakıt jetinin etkinliği nispeten azalmakta ve akış boyunca yukarıya kadar taşıdığı yakıt miktarı düşmektedir. Yakıt, alev tutucu gövdenin yüzeyi üzerinde daha fazla vakit geçirmektedir.



Şekil 4.15 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan alevin sıcaklık konturu.

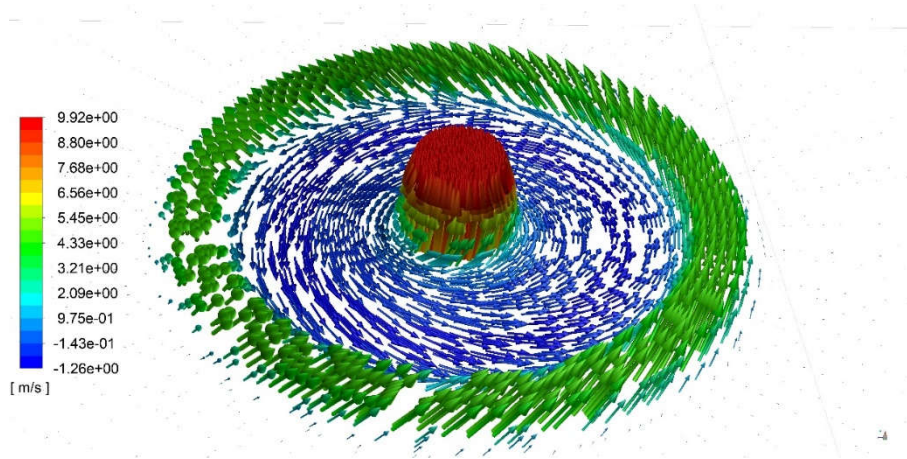


Şekil 4.16 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan alevin sıcaklık konturu detayı.

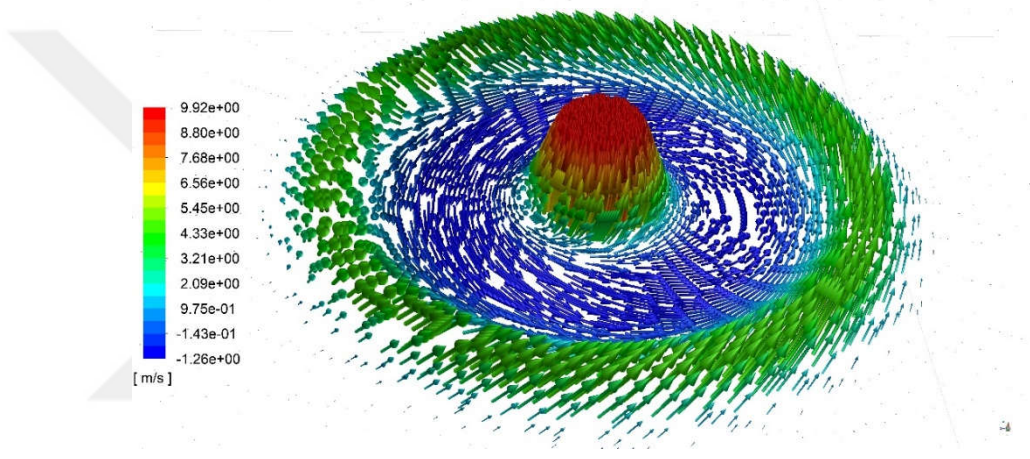


Şekil 4.17 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan alev ait akım çizgileri.

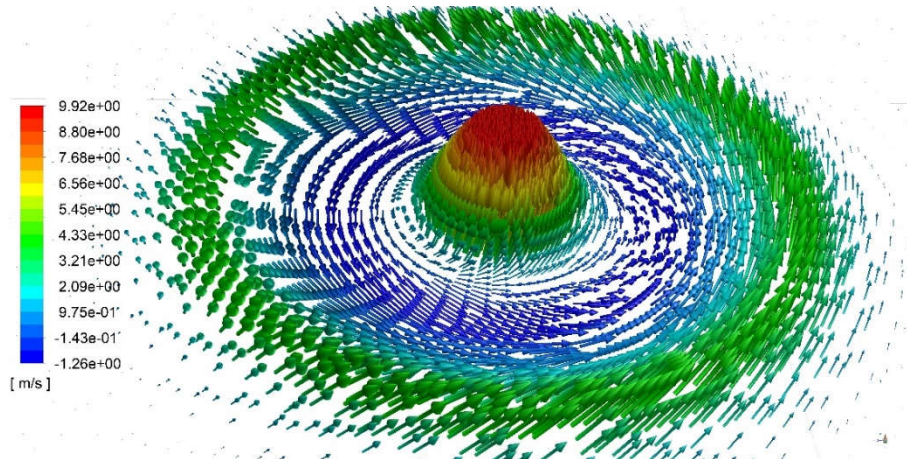
Yükseltilmiş girdap sayısı ile belirli eksenel noktalardaki eksenel hıza göre çizilen vektörler Şekil 4.18 – Şekil 4.25 arasında görülebilir. Eksenel hız vektörlerine bakıldığında girdap sayısı 0.5 olan akışa benzerlik gösterdiği farkedilmektedir. Yakıt jetine ait hız yüksek kalmakta ve benzer şekilde üst resirkülasyon bölgesi oluşumu zorlaşmaktadır. Bununla birlikte yakıt jetinin etkinliği, eksenel yönde girdap sayısının artması ile bir miktar azalmıştır. $x=140\text{mm}$ 'ye ait vektörler incelendiğinde merkezdeki yakıt jet hızına ait vektörlerin kaybolmaya yüz tuttuğu görülebilir. Bu durumu Şekil 4.26'da verilen eksenel hızların bir arada olduğu grafikte doğrulamaktadır. Grafik incelendiğinde hızların Şekil 4.14'te verilen hızlara göre özellikle yakıt jetine ait bölgede düşüş gösterdiği görülmektedir. Al-Abdeli ve Masri yaptıkları çalışmada girdap sayısının artması ile kararlılığın arttığını ancak alevin kalınlaşıp kısaldığını ve NO_x salınımlarında artışa sebep olduğunu belirtmişlerdir [6]. Şekil 4.5'teki ve Şekil 4.15'teki alev konturları incelendiğinde araştırmacıların belirttiği gibi alev kısılp kalınlaşmaktadır. Dolayısıyla girdap sayısını arttırarak çözüme gitmek salınımlar açısından alevi kötü etkileyen bir çözüm yolu olmaktadır.



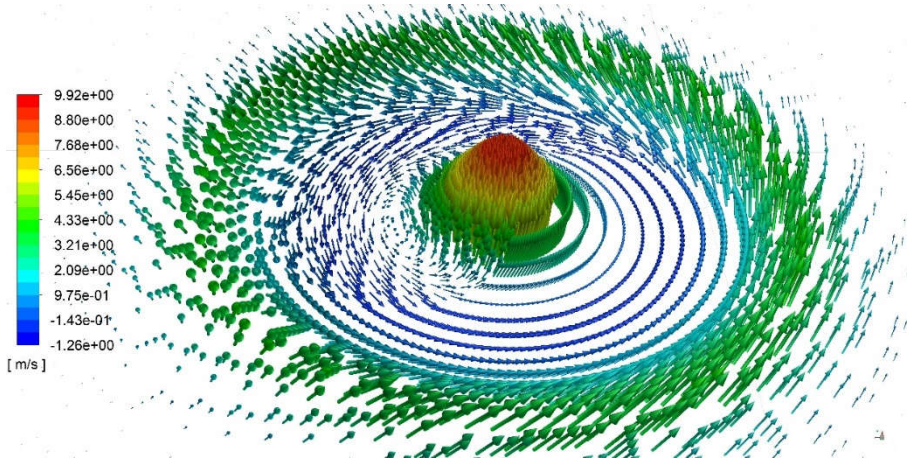
Şekil 4.18 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



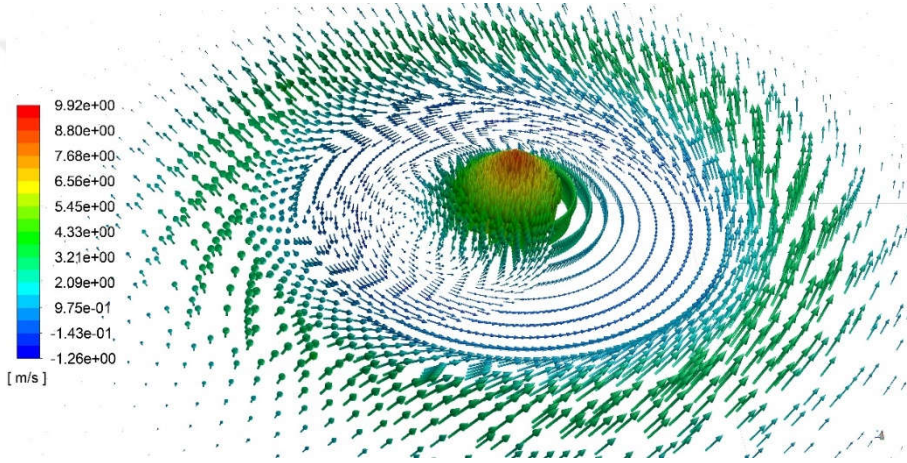
Şekil 4.19 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 20mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



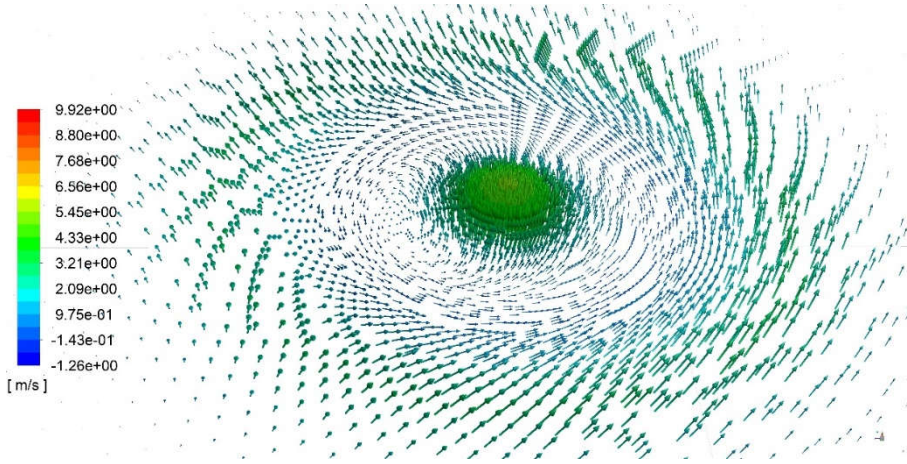
Şekil 4.20 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 40mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



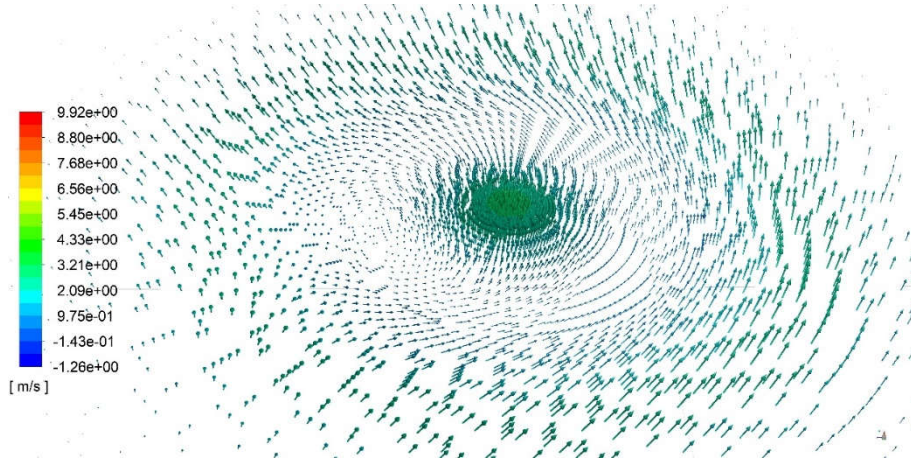
Şekil 4.21 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 60mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



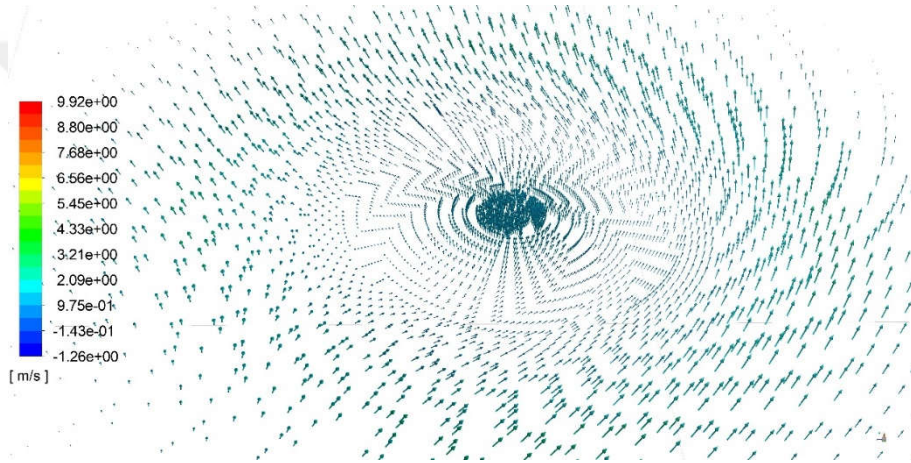
Şekil 4.22 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 80mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



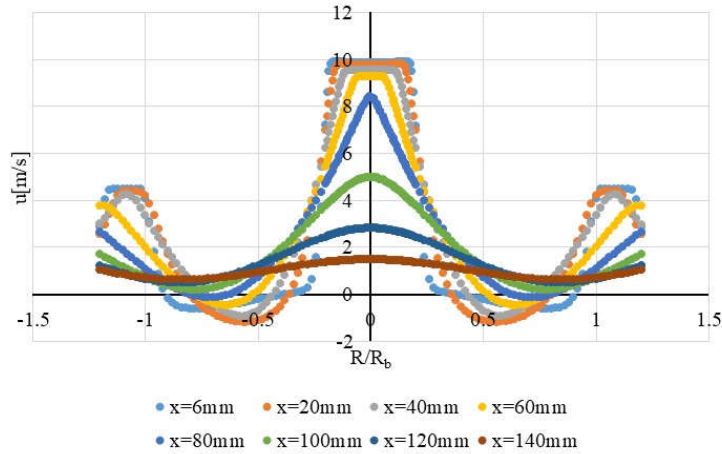
Şekil 4.23 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 100mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



Şekil 4.24 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 120mm ilerideki eksenel hız vektörleri.

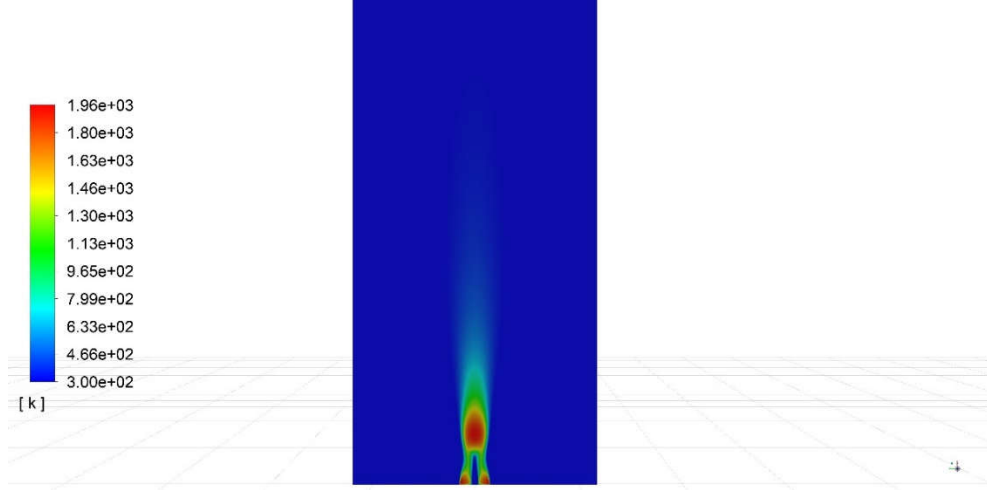


Şekil 4.25 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 140mm ilerideki eksenel hız vektörleri.

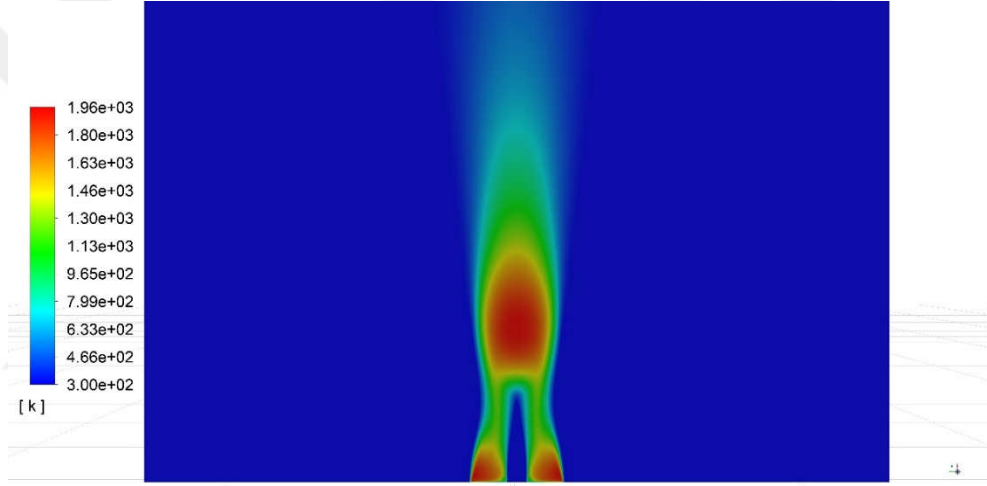


Şekil 4.26 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.8 ve hava fazlalık katsayısı 1.5 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10 – 140 mm ilerideki eksenel hızların aynı düzlemdeki görüntüsü.

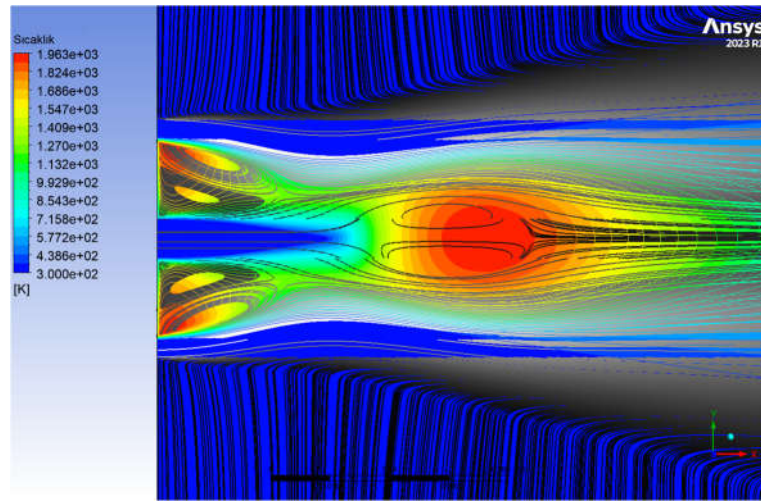
Tasarım çalışmasının başında oluşturulan yakıcı senaryosunda, kararlı olmayan alevi girdap sayısını yükselterek kararlı hale getirmek kısmen sonuç verse de, salınım etkileri ve yeterli kararlılığı sağlayamaması nedeniyle mevcut probleme bir çözüm oluşturmamaktadır. Bu sonuca bağlı olarak, SM1 alevinde kararlılığı sağlamada önemli rol oynayan hava fazlalık katsayısı, yeni yakıcı geometrisi için 10 değerine çıkartılmış ve analizler yeniden koşturulmuştur. Elde edilen sonuçlara ait kontur grafikleri Şekil 4.27 – Şekil 4.28’de görülmektedir. Bu akışa ait akım çizgileri ise Şekil 4.29’da verilmiştir. Analiz sonucunda, alevin daha kararlı hale geldiği ve yanmanın alev tutucu yüzey üzerine yayıldığı görülmüştür. Bu yayılma akım çizgileri tarafından da doğrulanmaktadır. Al-Abdeli ve arkadaşları da çalışmalarında, eksenel hava hızının alev kararlılığında etkili olduğunu, SM serisi alevlerde eksenel hava hızı arttıkça, alev sönme (blow-off) limitlerinin arttığını belirtmişlerdir [43]. Bu durum önemli ölçüde yüksek hava fazlalık katsayısı ile gelen yüksek hızlara bağlıdır. Hava giriş çapı sabitken arttırılan hava miktarı sayesinde eksenel hava hızı değerleri yakıt jet hızı değerlerinin üstüne çıkmaktadır. Ayrıca teğetsel hız değeri de eksenel hızın bir oranı olduğu için teğetsel hız değerleri de yükselmektedir. Alev tutucu yüzey üzerinde teğetsel hız, yakıt jetini, akış içerisindeki kayma gerilmeleri ile dağıtmaktadır. Ancak daha önce değerlendirilen durumlarda hız yetersiz olduğundan bu durum gerçekleşmemekte ve yakıt yayılmadan ve hava ile ideal bir şekilde karışmadan akış alanı boyunca akmakta, bunun sonucunda da kararlı bir alev oluşmamaktadır. Hava hızının ve dolayısıyla hava miktarının artması ile bu durum çözülebilmektedir. Şekil 4.30 – Şekil 4.37 arasında hava fazlalık katsayısı 10 olan durum için eksenel hız temel alınarak vektörler verilmiştir. Vektörler incelendiğinde yakıt jetinin hava hızına göre düşük değerlere sahip olduğu ve $x=40\text{mm}$ mesafesinde etkisinin iyice azaldığı görülebilir. $x=60\text{mm}$ mesafesinde yakıt jeti etkisini tamamen kaybetmiş durumdadır. Orta kısımda tamamen girdaplı akış hakimdir. Bu durum, yukarıda bahsedildiği gibi yakıtın üst resirkülasyon bölgesinde tamamen dağıldığını ve kararlı bir alev oluşumunun sağlandığını göstermektedir.



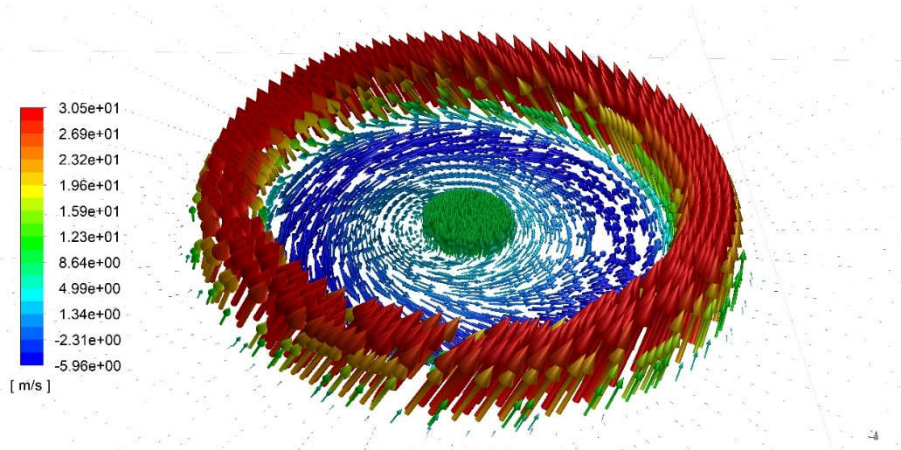
Şekil 4.27 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan aleve ait sıcaklık konturu.



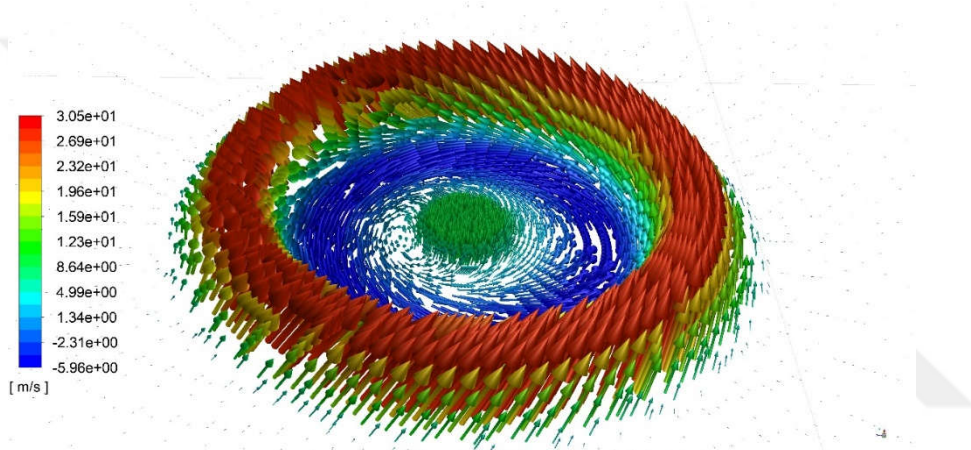
Şekil 4.28 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan aleve ait sıcaklık konturu.



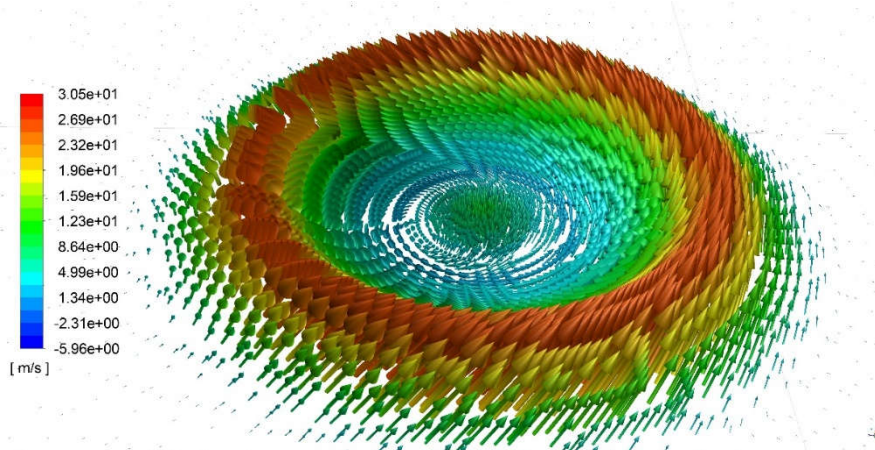
Şekil 4.29 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcı için, gaz no 2 kullanılarak oluşturulan aleve ait akım çizgileri.



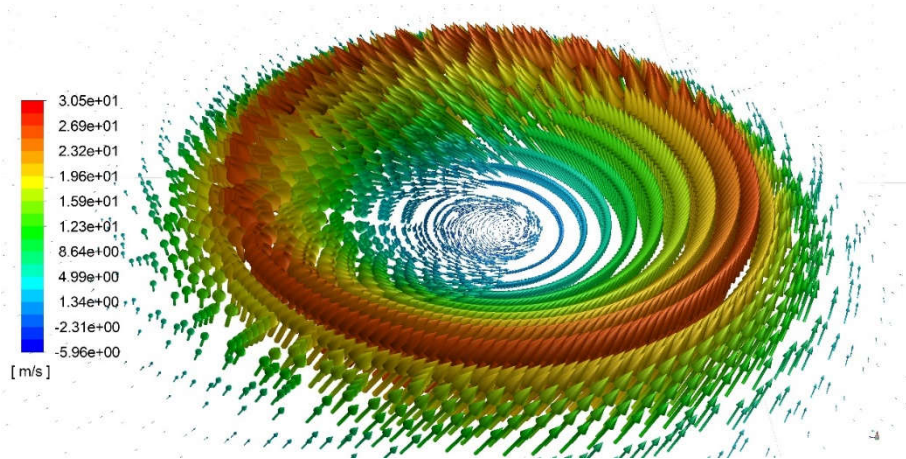
Şekil 4.30 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



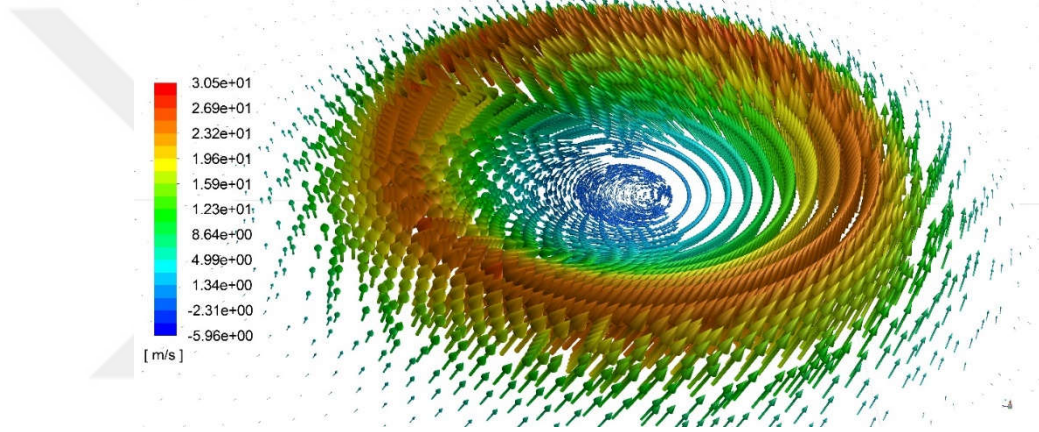
Şekil 4.31 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 20mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



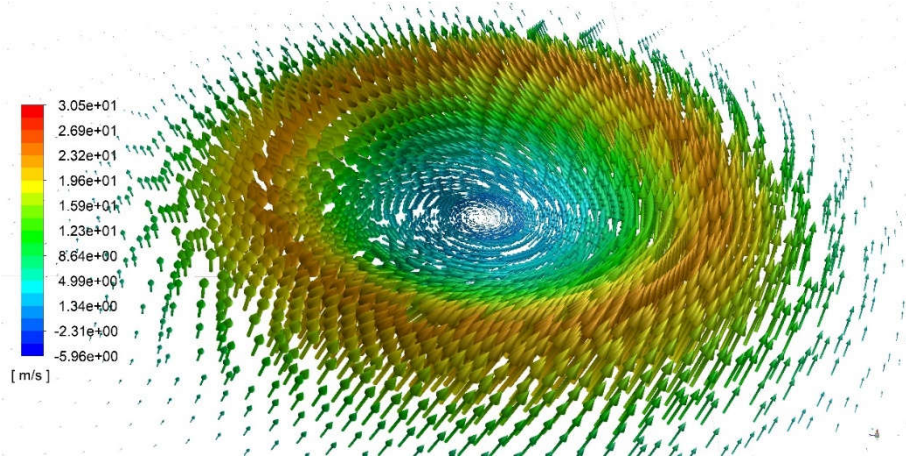
Şekil 4.32 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 40mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



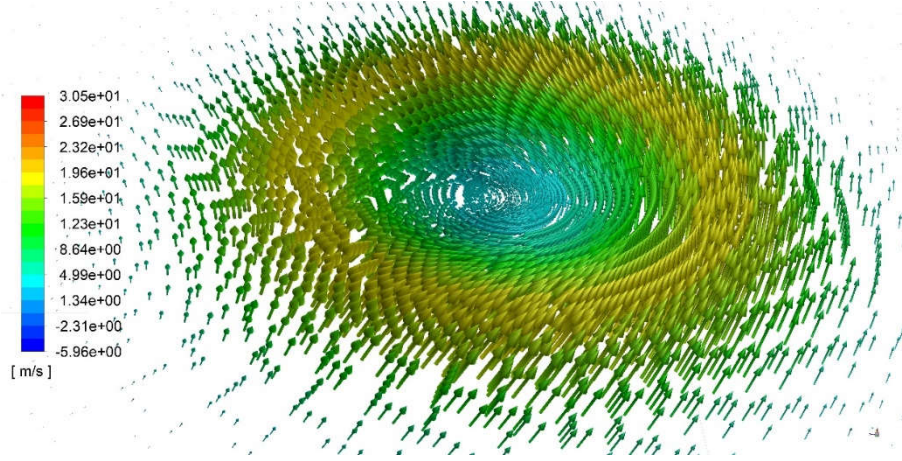
Şekil 4.33 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 60mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



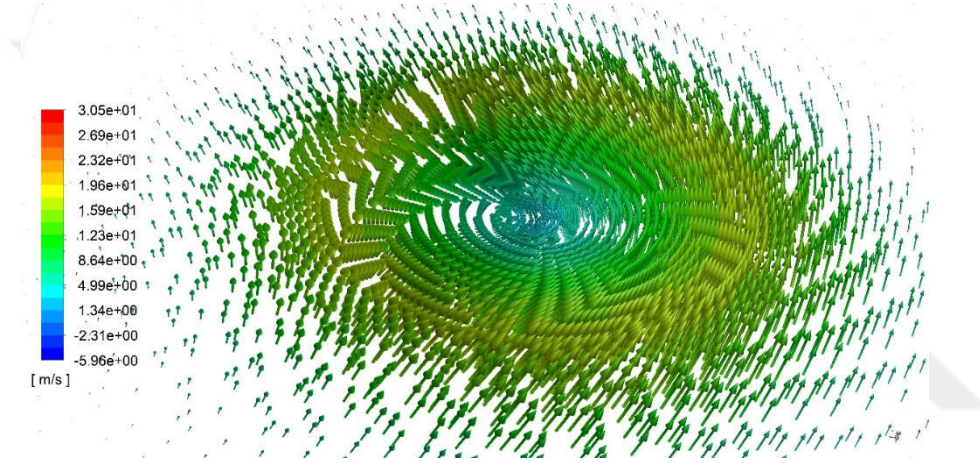
Şekil 4.34 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 80mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



Şekil 4.35 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 100mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



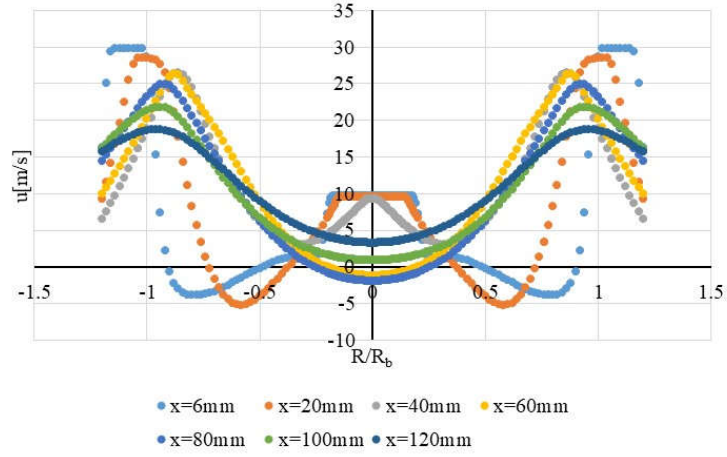
Şekil 4.36 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 120mm ilerideki eksenel hız vektörleri.



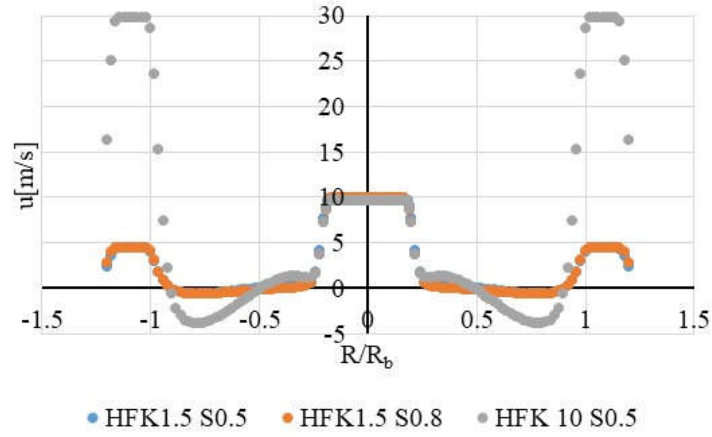
Şekil 4.37 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 140mm ilerideki eksenel hız vektörleri.

Vektörler ile elde edilen sonuç Şekil 4.38’de verilen eksenel hızların üst üste çizildiği grafikte de görülmektedir. Farklı eksenel mesafelerin hepsinde hava hızı yakıt jet hızından yüksek kalmakta ve yakıt jet hızı kısa sürede sıfır değerine yaklaşmaktadır. Bu şartlarda çalışan yakıcıda elde edilen alevin boyu 180mm’dir. Bu alev boyu daha önce bahsi geçen diğer iki durumdan oldukça kısadır.

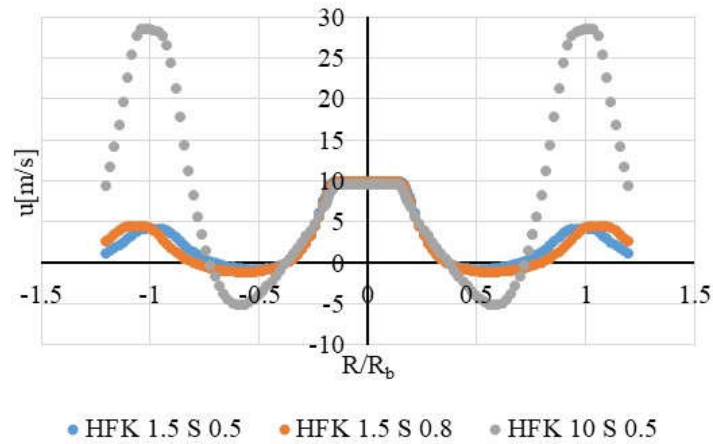
Çalışmanın bu kısmında son olarak x yönündeki farklı eksenel noktalar için, eksenel hız değerleri kıyaslamalı olarak verilmiştir. Şekil 4.39 – Şekil 4.45 arasında eksenel hızların kıyaslamaları görülebilir.



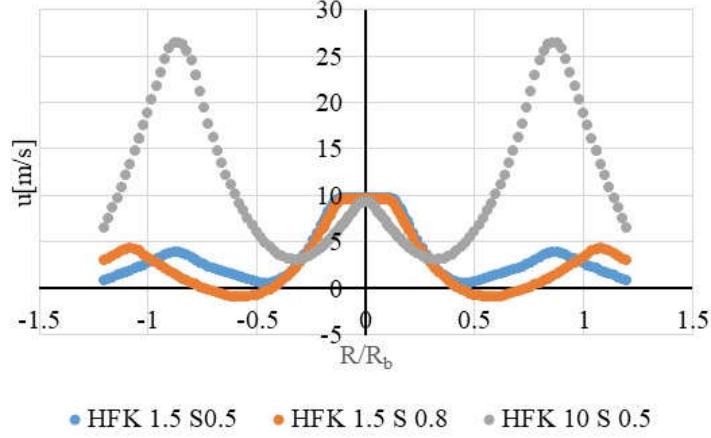
Şekil 4.38 : Yakıt giriş çapı 10mm, girdap sayısı 0.5 ve hava fazlalık katsayısı 10 olan yakıcıdaki akış için, yakıt girişinden 10 – 120 mm ilerideki eksenel hızların aynı düzlemdeki görüntüsü.



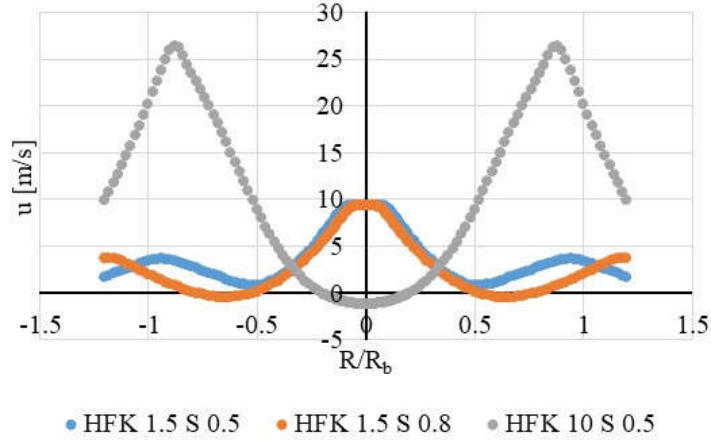
Şekil 4.39 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 6mm ilerdeki eksenel hızların dağılımı.



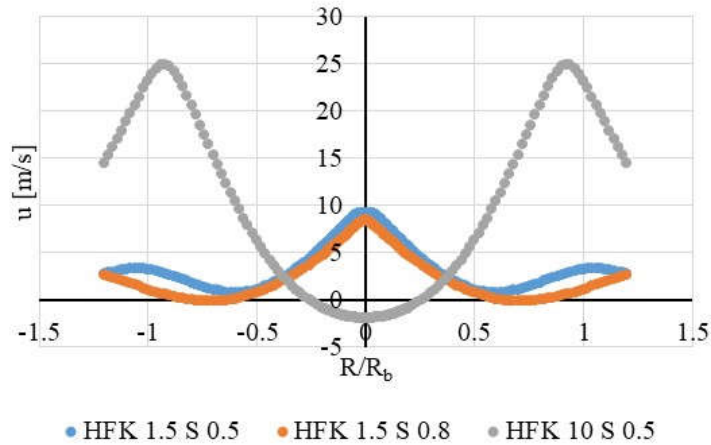
Şekil 4.40 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 20mm ilerdeki eksenel hızların dağılımı.



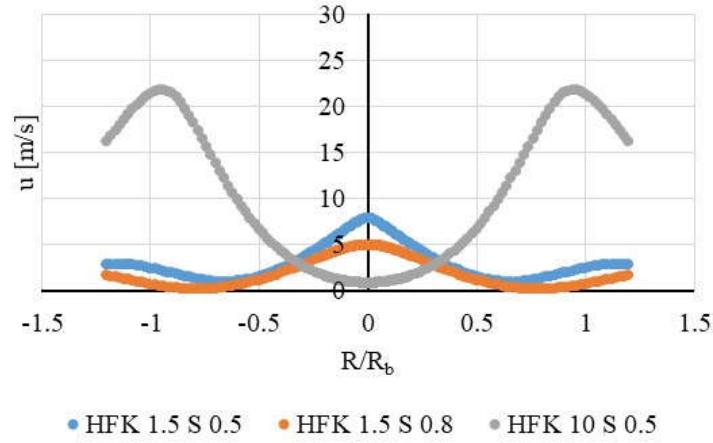
Şekil 4.41 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 40mm ilerdeki aksenal hızların dağılımı.



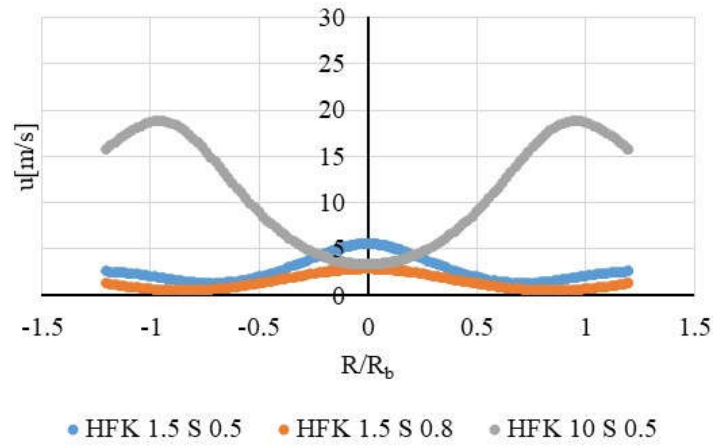
Şekil 4.42 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 60mm ilerdeki aksenal hızların dağılımı.



Şekil 4.43 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 80mm ilerdeki aksenal hızların dağılımı.



Şekil 4.44 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 100mm ilerdeki eksenel hızların dağılımı.



Şekil 4.45 : Değerlendirilen üç farklı durum için yakıt girişinden 120mm ilerdeki eksenel hızların dağılımı.

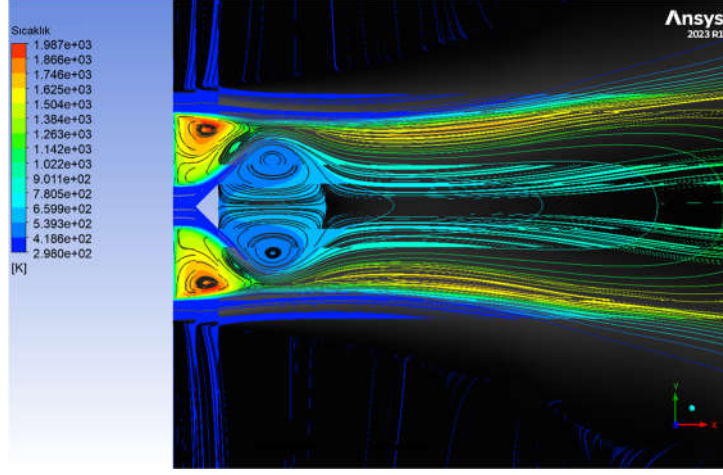
Farklı eksenel noktalar için yapılan kıyaslamalarda da hava hızının ilk iki durumda alev kararlı hale getirmek için ne kadar yetersiz kaldığı görülmektedir. Yakıt jetinin baskınlığı yakıt girişinden uzak mesafelere kadar etkili kalmaktadır. Bu durumda alev kararlılığını etkilemektedir. Araştırmacıların bahsettiği gibi eksenel hava hızı arttıkça alev kararlılığı artmaktadır. Alev tutucu yüzeye bağlı gelişen üst resirkülasyon bölgesinin oluşması kolaylaşmakta ve yakıt jetinin yüksek teğetsel hızla etkileşimi yakıt jetinin resirkülasyon bölgesini delmesine engel olmaktadır. Bu durumda yüksek hava debileri kullanmak kararlı bir alev elde etmek için bir çözüm yolu olmaktadır. Ancak bu çalışmadaki amacımız yüksek hava fazlalık katsayısı kullanmadan alevi kararlı hale getirmektir.

4.3 Yakıcı Tasarımı İkinci Aşama

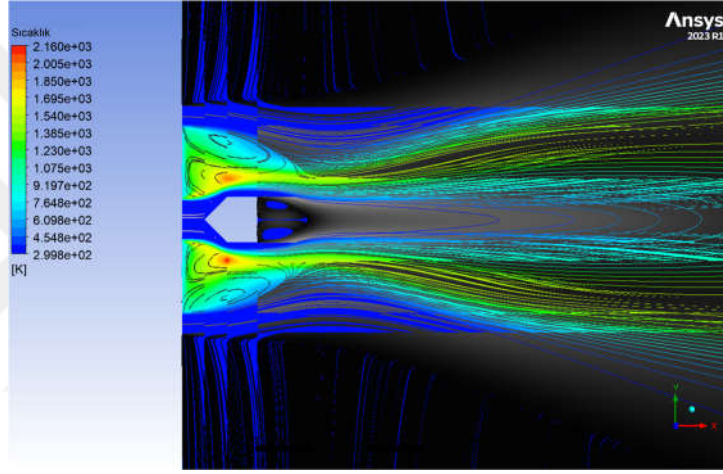
Yukarıda da bahsedildiği gibi yakıtın alev tutucu yüzey üzerinde yayılması gerekmektedir. Bunun için geometrik olarak bir çözüm üretilmesine karar verilmiştir. Teğetsel hızın yakıt jetine yaptığı yetersiz etkiyi güçlendirecek ve yakıt jetinin alev tutucu yüzey üzerinde yayılmasını sağlayacak geometrik bir şekil üzerine yoğunlaşmıştır.

Bu amaçla, öncelikle iki boyutlu analizlerle farklı yapılarıdaki geometrik şekiller akış sahasına yerleştirilmiştir. İki boyutlu modellerin hızlı sonuç vermesi nedeniyle bu yola başvurulmuştur. Ancak, girdaplı akışın yapısında teğetsel hızın etkili olması ve iki boyutta bunun yeterince dikkate alınamıyor olması nedeniyle, alınan sonuçlardan yararlanılamamıştır. Bu analizlere tezde yer verilmeyecektir. İki boyutlu analizlerden sonuç alınamayınca, çekirdek saat olarak daha fazla yük getirecek olan üç boyutlu analizlere geçilmiştir.

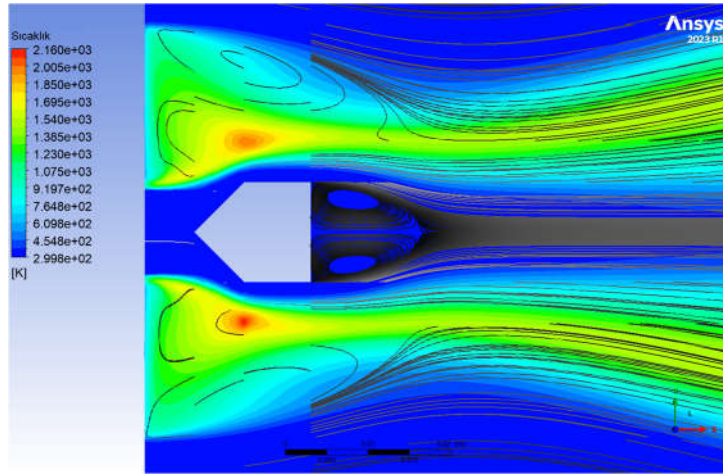
Yakıt jetinin alev tutucu yüzeye yayılması ve havayla karışarak daha etkili yanabilmesi için, yakıt jeti eksenine, akışı kısmen dağıtacak ancak eksen boyunca akmasını tamamen engellemeyecek bir geometrik şekil yerleştirilmesi düşünülmüştür. Bu amaçla konik bir engel eksene yerleştirilmiştir. Yerleştirilen konik şeklin tepe açısı için 60°'den başlayarak farklı değerler denenmiş ve analizler yapılmıştır. Tepe açısı 90°'yi geçtiğinde akışın çok ayrıldığını ve hava ile karışmak yerine akış ekseninden çıkma eğilimi gösterdiği belirlenmiştir. Düşük açılar kullanıldığında da şeklin damla modeli gibi davrandığı ve jet akışını ayırıp alev tutucu yüzey üzerinde dağıtmadığı görülmüştür. Bu çalışma esnasında ayrıca konik parçanın taban çapının, yakıt giriş çapından büyük olması gerektiği, büyük olmadığı takdirde tepe açısı farketmeksizin akışın engel boyunca ayrılmadığı gözlemlenmiştir. Yapılan analizler sonucunda 90° ve 74° tepe açılarında daha olumlu sonuçlar alınmıştır. Bu tepe açılarında ise karşılaşılan sorun, konik parçanın yakıt jetini ayırmasından sonra yakıt jetinin cisim boyunca ilerleyip, cisimden ayrıldıktan sonra tekrar aksel yönde akmamasıdır. Bu durumu düzeltebilmek için konik engelin arka kısmına silindirik bir parça yerleştirilmiştir. Konik bir engelin tekil ve silindirik parça ekli haldeki analizine ait akım çizimleri Şekil 4.46 – Şekil 4.48'te görülebilir.



Şekil 4.46 : Yakıt girişinden 6mm ilerde 90° tepe açılı 12 mm taban çapındaki konik parçanın oluşturduğu akım çizgileri.

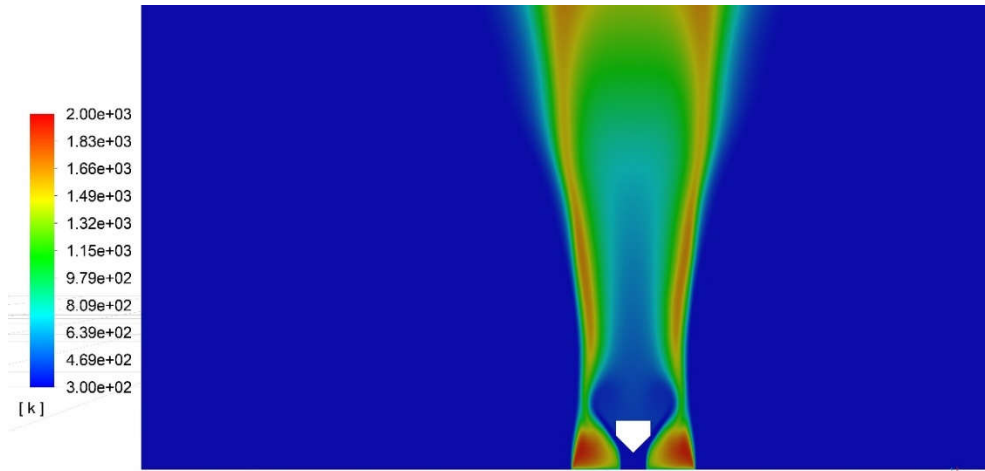


Şekil 4.47 : Yakıt girişinden 6mm ilerde 90° tepe açılı 12 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan 8mm yüksekliğindeki silindirik parçanın oluşturduğu akım çizgileri.

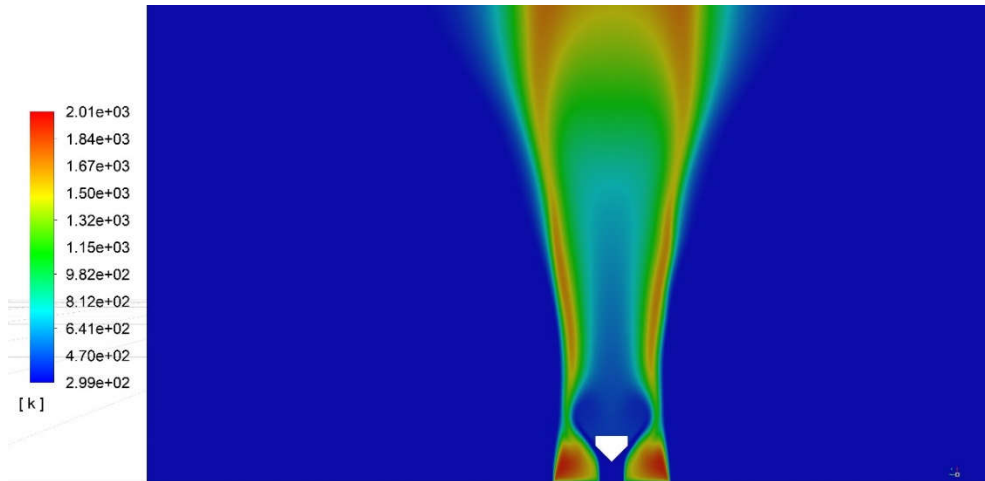


Şekil 4.48 : Yakıt girişinden 6mm ilerde 90° tepe açılı 12 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan 8mm yüksekliğindeki silindirik parçanın oluşturduğu akım çizgileri ayrıntısı.

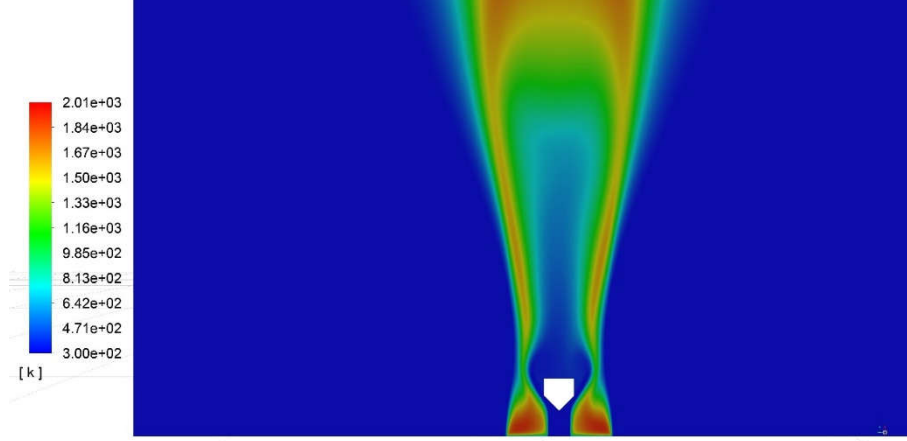
Konik engel tek başına yerleştirildiğinde ayrılan akış eksenel hava hızına doğru yönelmekte ve eksenel akışı keserek çıkmaya çalışmaktadır. Bunun sonucunda engel arkasında büyük girdaplar oluşmakta ve oldukça geniş bir hacmi kaplamaktadır. Bu durum Şekil 4.46’da açıkça görülmektedir. Konik engelin arkasına silindirik bir parça eklendiğinde, ayrılan yakıt jeti eksenel hava hızına doğru yönelip, hava akışını kesmeye çalışmadan tekrar eksenel yönde akmaya başlamaktadır. Bu engel içinde benzer şekilde beklenildiği gibi engel sonrası girdap oluşmaktadır. Ancak bu girdaplar küçük boyutlardadır ve genel akışı rahatsız etmemektedir. Bu duruma ait genel görüntü Şekil 4.47’de ve engel sonrası girdapların ayrıntılı görüntüsü Şekil 4.48’de verilmiştir.



Şekil 4.49 : Yakıt girişinden 7mm ilerde 90° tepe açılı 14 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan silindirik parçanın oluşturduğu sıcaklık konturu.



Şekil 4.50 : Yakıt girişinden 9mm ilerde 90° tepe açılı 14 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan silindirik parçanın oluşturduğu sıcaklık konturu.

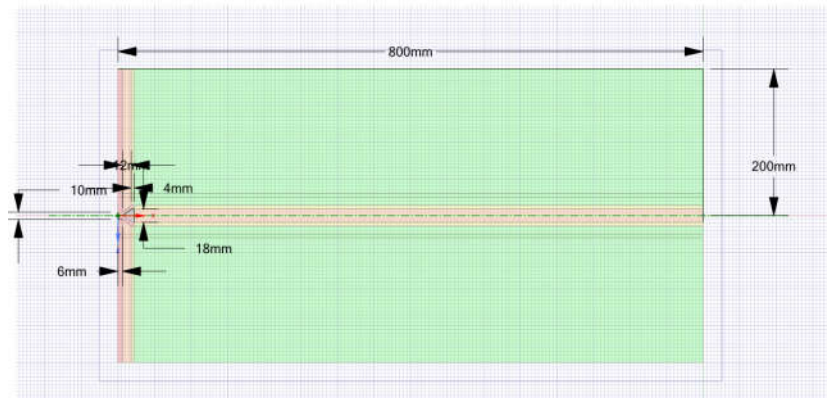


Şekil 4.51 : Yakıt girişinden 12mm ilerde 90° tepe açılı 14 mm taban çapındaki konik parça ve arkasında uzanan silindirik parçanın oluşturduğu sıcaklık konturu.

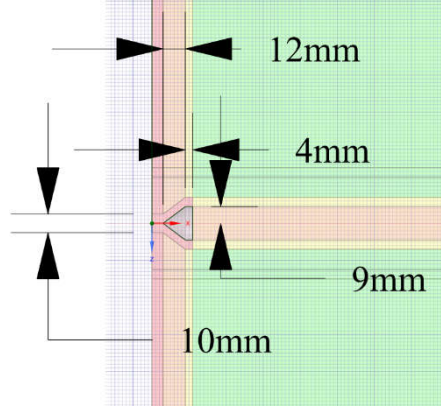
Bir sonraki aşamada, yerleştirilen konik parça yakıt jeti girişinden itibaren farklı eksenel mesafelere yerleştirilmiştir ve engelin konumunun etkisi incelenmiştir (Şekil 4.49 – Şekil 4.51).

Eksen boyunca yakıt jetinden uzaklaşan engel, girdap etkisi ile oluşan boyun bölgesine yaklaşmaktadır. Bu bölge akışın daraldığı bölgedir. Bu bölgeye giren fiziksel bir engel, daralan alev bölgesini zorlamaktadır. Bu nedenle eksen boyunca, yakıt girişine daha yakın noktalara engel konulması kararlaştırılmıştır.

Yapılan analizler sonucunda en iyi sonuç, yakıt girişinden 6mm uzaklıkta, taban çapı 18mm, tepe açısı 74° olan konik parça ve bu parçanın taban kısmına yapışık, tabanıyla aynı çapta 4mm yüksekliğindeki silindirik parçadan oluşan geometri (yeni yakıcı geometrisi) ile elde edilmiştir. Daha sonra bu geliştirilmiş yakıcıyla diğer sentetik gazların analizleri yapılmıştır. Geliştirilen yakıcının ölçüleri Şekil 4.52’de, yakıt giriş bölgesinin ayrıntılı ölçüleri de Şekil 4.53’te görülmektedir.

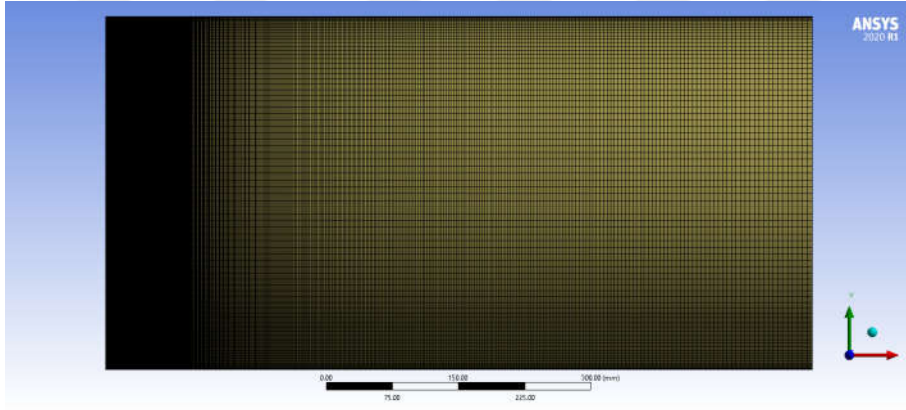


Şekil 4.52 : Yeni yakıcı geometrisiyle oluşturulan akış alanının ölçüleri.

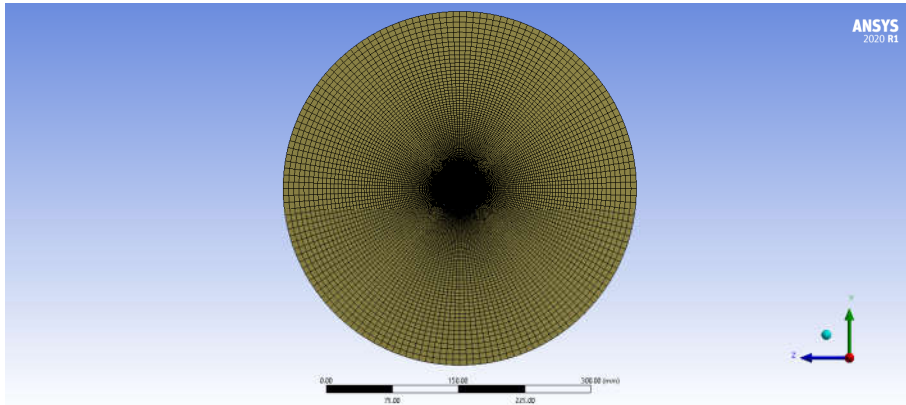


Şekil 4.53 : Yeni yakıcı geometrisine ait yakıt giriş bölgesinin detaylı ölçüleri.

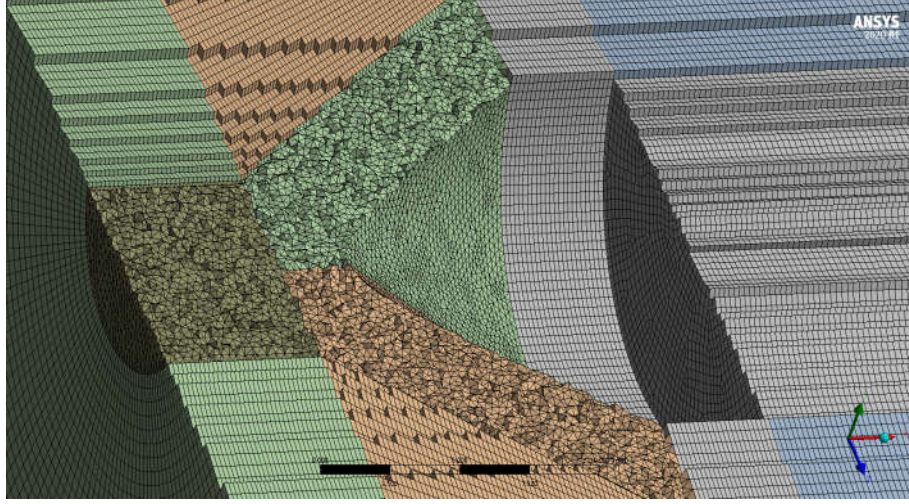
Tasarlanan yakıcıya ait geometri için oluşturulan ağ yapısına ait görseller Şekil 4.54 – Şekil 4.56 arasında gösterilmiştir. Ağ yapısı 14,666,484 elemandan oluşmaktadır. İlk eleman boyutu ise 0.17143mm'dir.



Şekil 4.54 : Yeni yakıcı geometrisi ile oluşturulan akış alanına ait ağ yapısının yandan görünüşü.

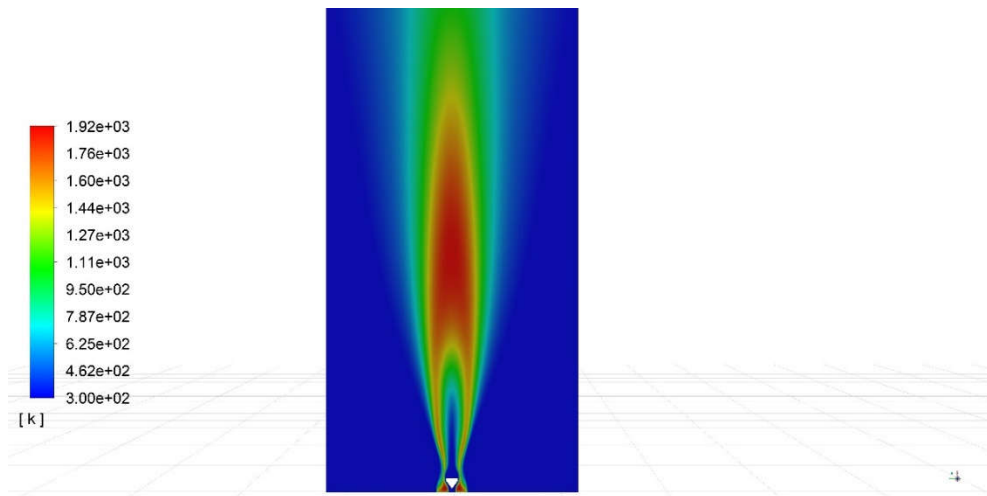


Şekil 4.55 : Yeni yakıcı geometrisi ile oluşturulan akış alanına ait ağ yapısının karşıdan görünüşü.

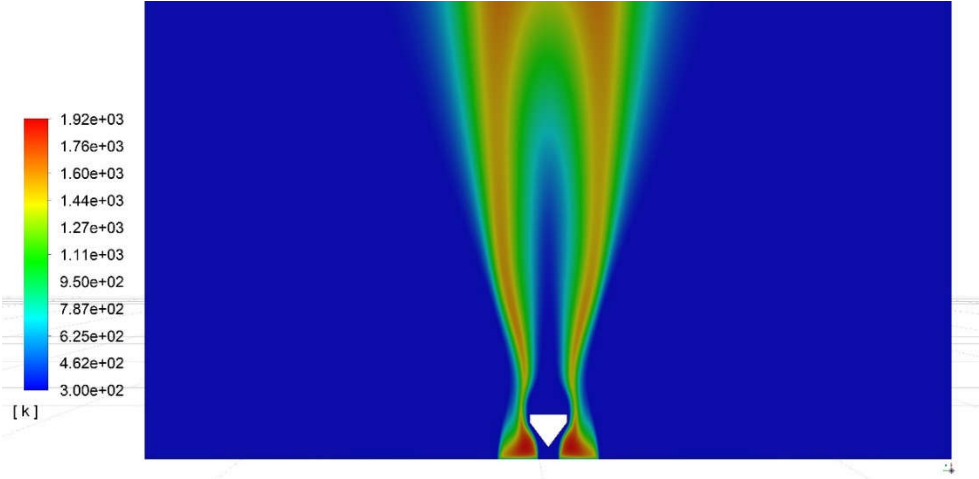


Şekil 4.56 : Yeni yakıcı geometrisi ile oluşturulan akış alanının, yakıt girişi bölgesindeki ağ yapısının detay görüntüsü.

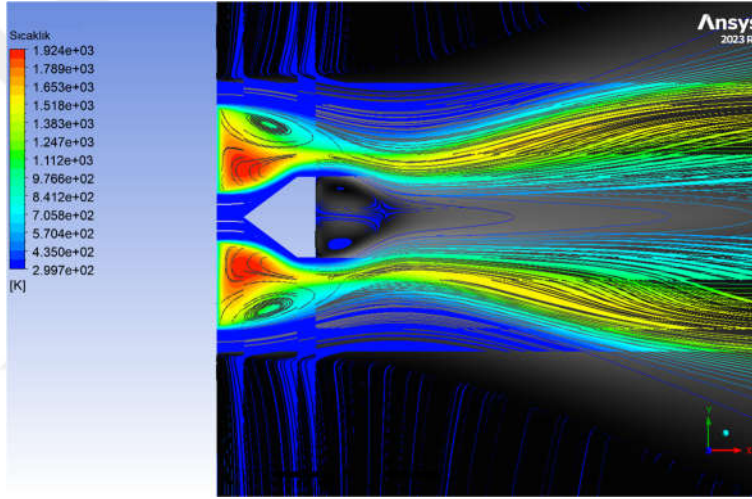
Bu ağ yapısıyla elde edilen sıcaklık konturları Şekil 4.57 ve Şekil 4.58’de görülmektedir. Aynı analizden elde edilen akım çizgileri ise Şekil 4.59 ve Şekil 4.60’da verilmiştir. Sıcaklık konturları incelendiğinde alev tutucu yüzey üzerinde sıcaklıkların arttığı net bir şekilde görülmektedir. Konulan engel yakıt jetinin alev tutucu yüzey üzerinde yayılmasını sağlamıştır. Bunun sonucunda alev yüzeye tutunmuştur. Bu durum akım çizgilerinde de görülebilmektedir. Alev tutucu yüzey kenarından döngüsel olarak gelen hava, kendisine yönelen yakıt jeti ile karşılaşınca girdaplar oluşmaktadır. Oluşan girdaplar yakıtın ve havanın karışmasını arttırmakta ve yakıtın bu bölgede daha uzun süre kalmasını sağlayarak, alevin yüzeye tutunmasını güçlendirmektedir.



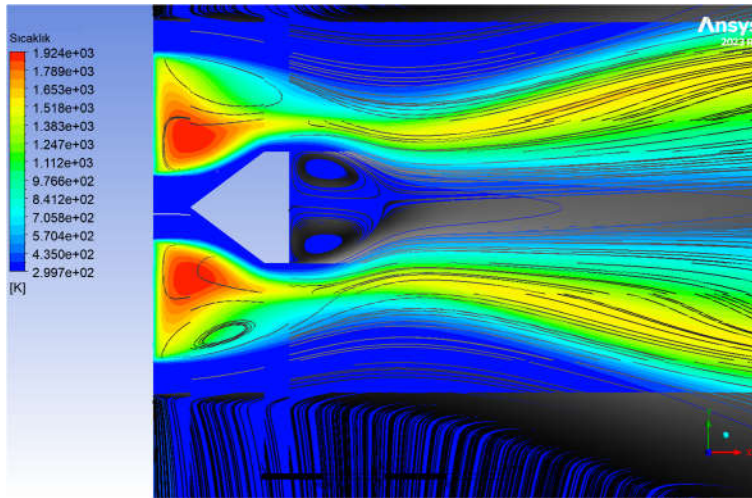
Şekil 4.57 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2’nin yakılması ile elde edilen sıcaklık konturu.



Şekil 4.58 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen sıcaklık konturunun alev tutucu gövde yüzeyinin detayı.

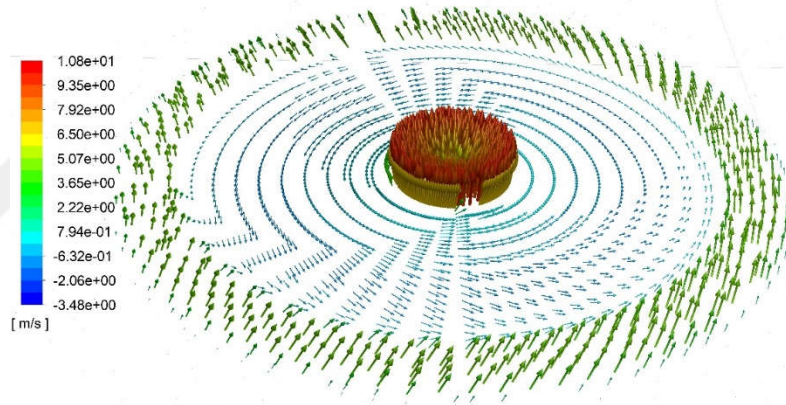


Şekil 4.59 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akım çizgileri.

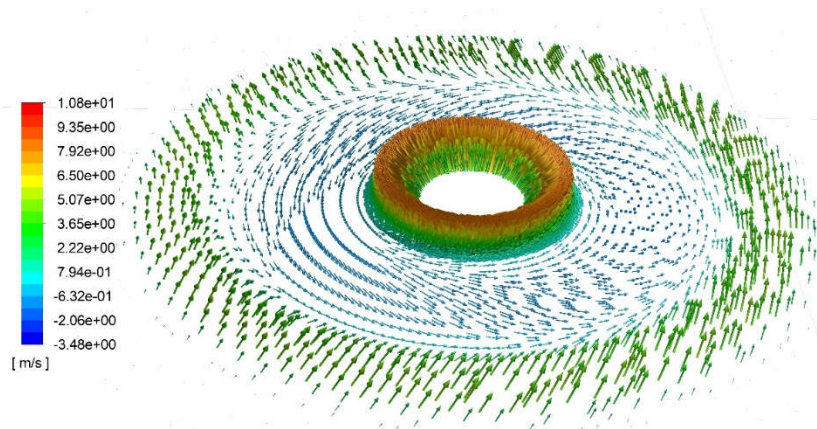


Şekil 4.60 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akım çizgilerinin ayrıntılı görseli.

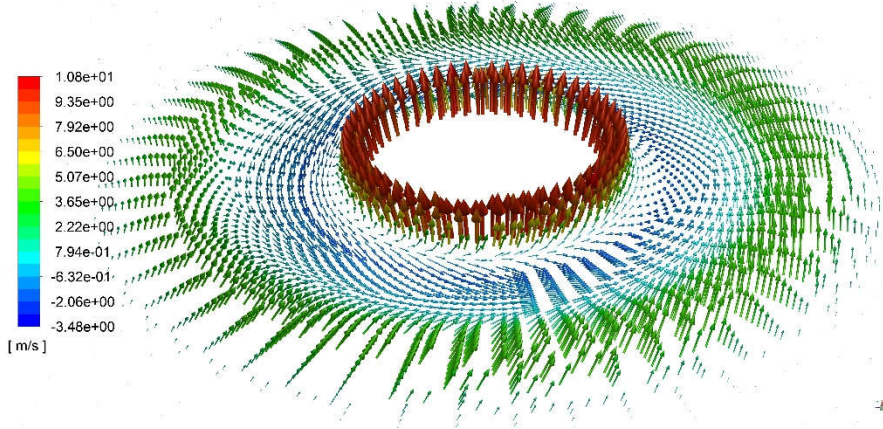
Bu geometriye ait eksenel hız vektörlerinin farklı eksenel mesafeler için değişimleri ise Şekil 4.61 – Şekil 4.70 arasında görülebilir. Vektör dağılımları geometrik yapıya uygun şekilde konik parçanın olduğu kısımda merkezden ayrılmakta ve bir süre merkezde birleşmeden hareket etmektedir. Daha sonra $x=40\text{mm}$ mesafesinde merkezdeki yakıt jetine ait eksenel hız tekrar ortaya çıkmaktadır. Ancak birinci tasarım aşamasındaki gibi etkili olamamaktadır. Akış önüne konulan engel akışı yavaşlatmakta ve ayrıca yaptığı yönlendirme ile bir miktar yakıtın alev tutucu yüzeye yönlenmesini sağlamaktadır. Hem yavaşlayan hem de aşağı doğru yönlendirilen yakıt üst resirkülasyon bölgesinde daha fazla kalmakta ve yanmaya daha fazla katılmaktadır. Alev tutucu yüzey boyunca daha fazla yayılan yanma neticesinde de kararlı bir alev oluşmaktadır. Şekil 4.71 ve Şekil 4.72’de xy düzlemi boyunca vektörler gösterilmiştir. Bu şekillerde de akışın doğrultusu engel arkasında oluşan girdaplar, yakıtın yavaşlayan ve yönlenen akışı net bir şekilde görülmektedir.



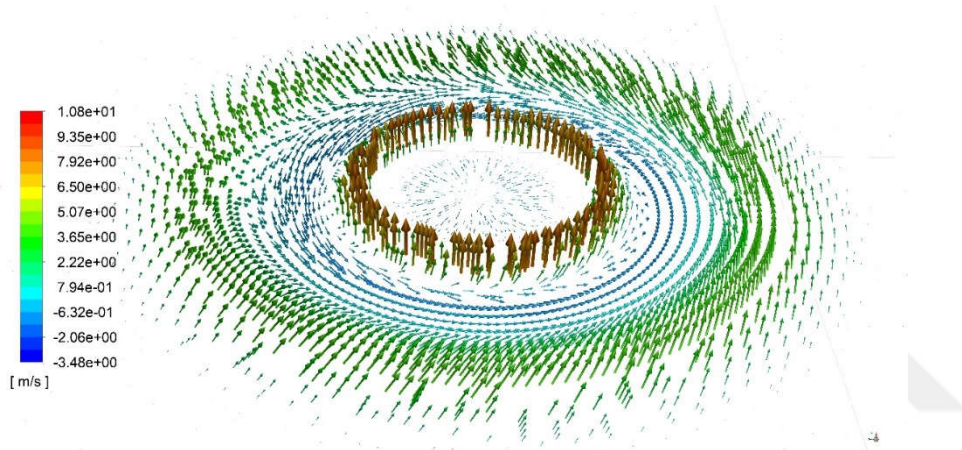
Şekil 4.61 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 6mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.



Şekil 4.62 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 12mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.



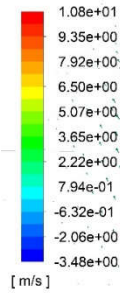
Şekil 4.63 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 18mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.



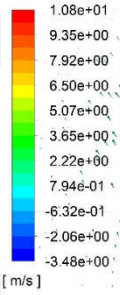
Şekil 4.64 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 22mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.



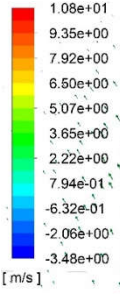
Şekil 4.65 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 40mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.



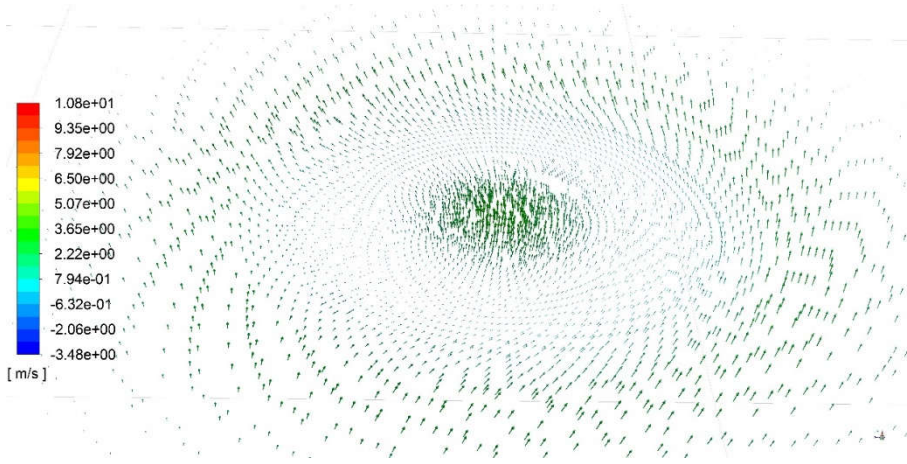
Şekil 4.66 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 60mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.



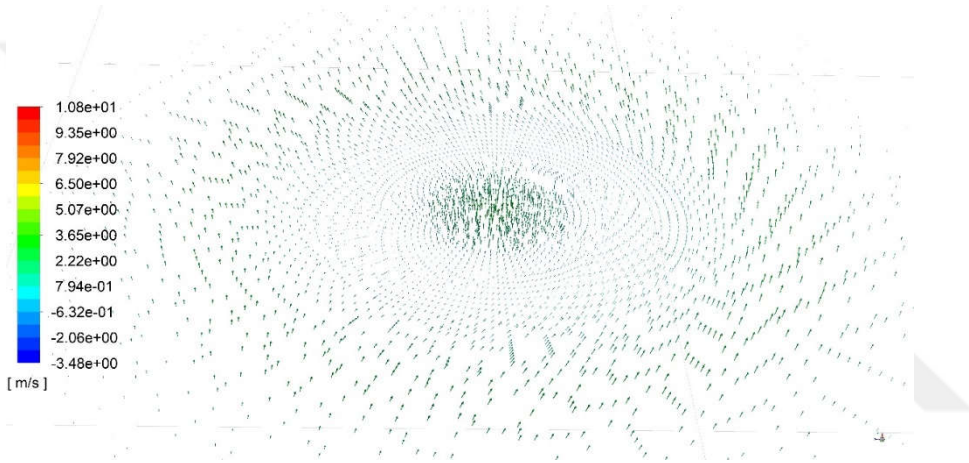
Şekil 4.67 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 80mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.



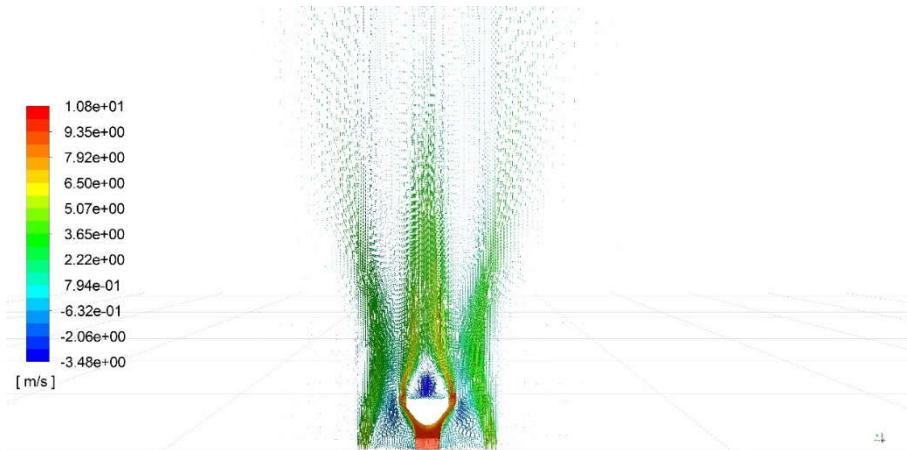
Şekil 4.68 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 100mm ilerisindeki eksenel hız vektörleri.



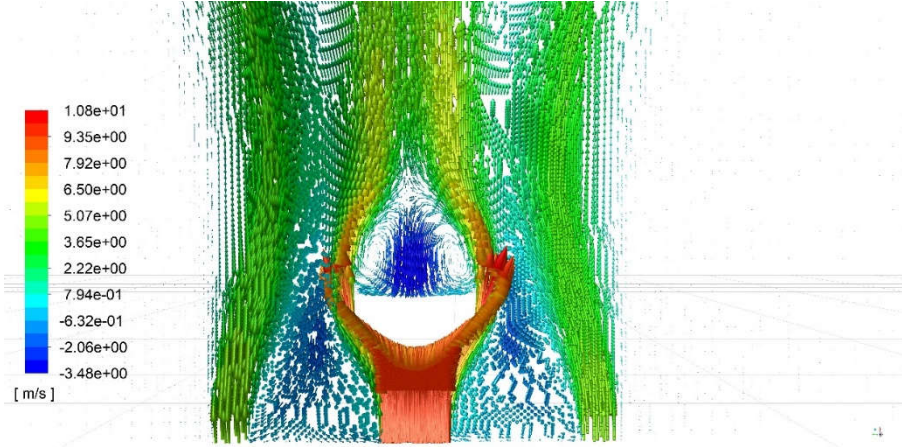
Şekil 4.69 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 120mm ilerisindeki aksenal hız vektörleri.



Şekil 4.70 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, yakıt girişinden 140mm ilerisindeki aksenal hız vektörleri.

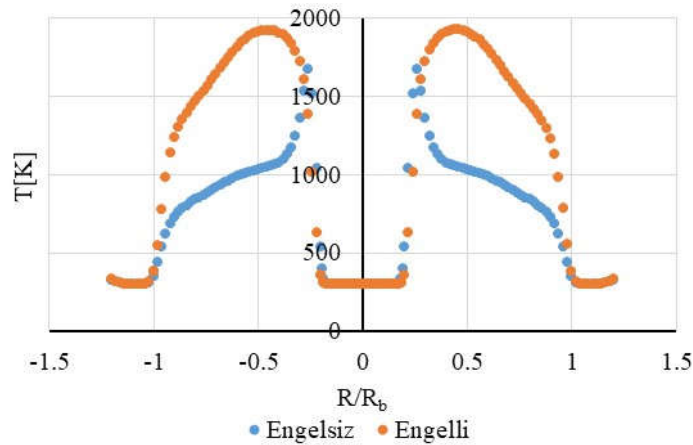


Şekil 4.71 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, xy düzlemi boyunca aksenal hız vektörleri.

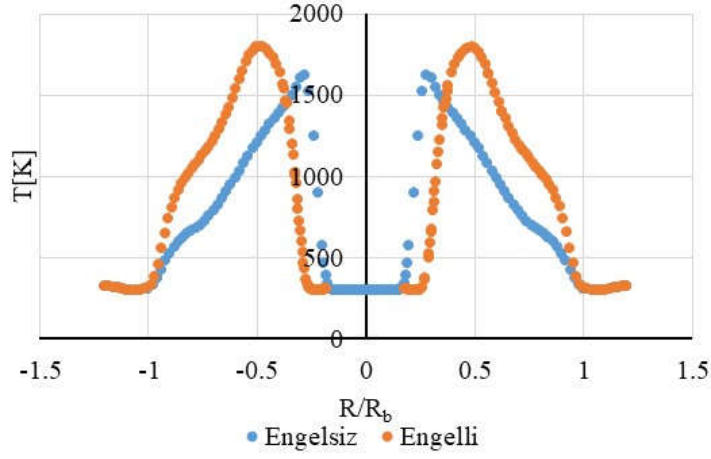


Şekil 4.72 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 2'nin yakılması ile elde edilen akışın, xy düzlemi boyunca aksenal hız vektörlerinin alev tutucu gövde yüzeyi üzerindeki detaylı görüntüsü.

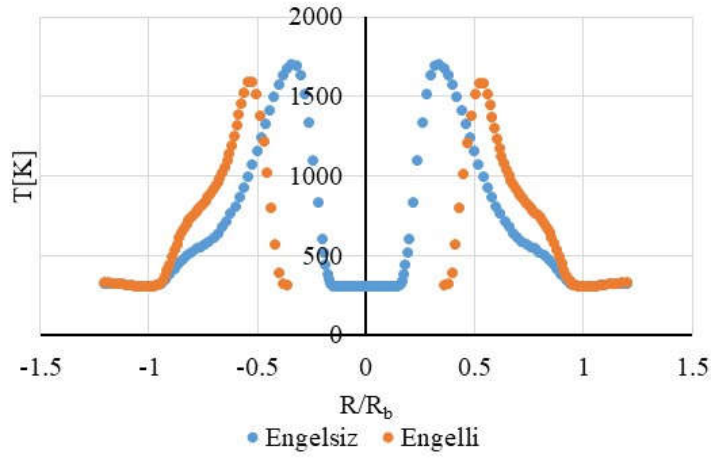
Şekil 4.73 – Şekil 4.80’de engelsiz ve engelli durumlardaki sıcaklık diyagramları görülmektedir. Engelsiz durum, tasarım aşamasının başlangıcında değerlendirilen, akış alanında geometrik bir engelin bulunmadığı, yakıt giriş çapının 10mm, girdap sayısının 0.5 ve HFK’nın 1.5 olduğu durumdur. Engelli durum ise yeni yakıcı tasarımı olarak sunulan durumdur. Diyagramlara bakıldığında engelin başladığı $x=6\text{mm}$ mesafesinde alev tutucu yüzeye alevin yayıldığı görülmektedir. Engelsiz durumda merkeze daha yakın yerde yükselen sıcaklıklar engelli durumda daha geniş bir alana yayılmaktadır (Şekil 4.73). $x=12$ ve $x=18\text{mm}$ mesafeler için beklendiği gibi orta kısımlarda engele bağlı kopukluklar mevcuttur (Şekil 4.74 – Şekil 4.75). Bu aksenal noktalar için $x=6\text{mm}$ ’deki gibi alev yüzey üzerinde daha geniş bir alanı kaplamaktadır. Şekil 4.76’daki $x=40\text{mm}$ ve devamındaki Şekil 4.77 – Şekil 4.80 arasında gösterilen aksenal noktalarda ise sıcaklıklar engelsiz durumla benzer bir dağılım göstermektedir.



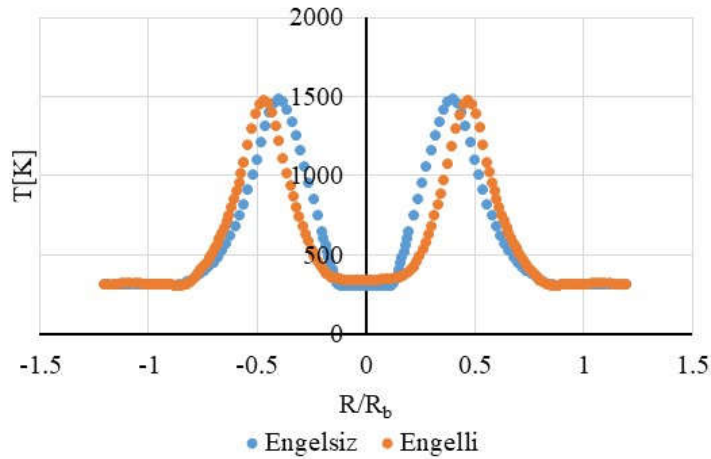
Şekil 4.73 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 6mm ileride radyal yöndeki değişimleri.



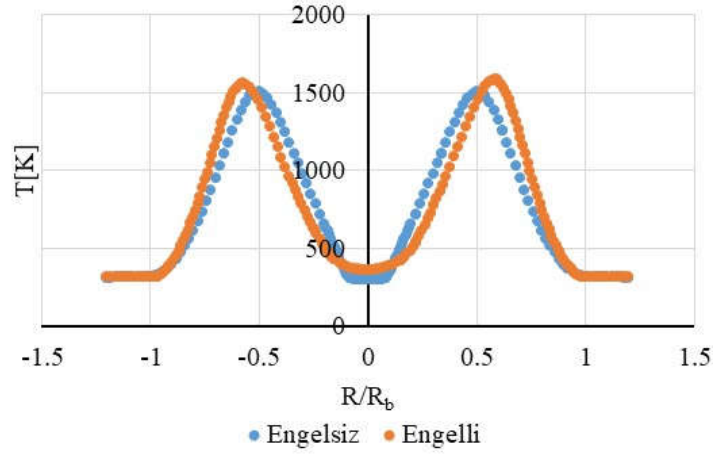
Şekil 4.74 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 12mm ileride radyal yöndeki değişimleri.



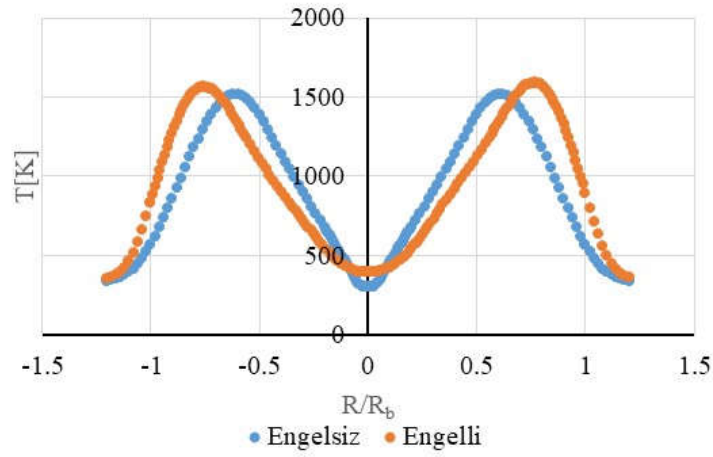
Şekil 4.75 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 18mm ileride radyal yöndeki değişimleri.



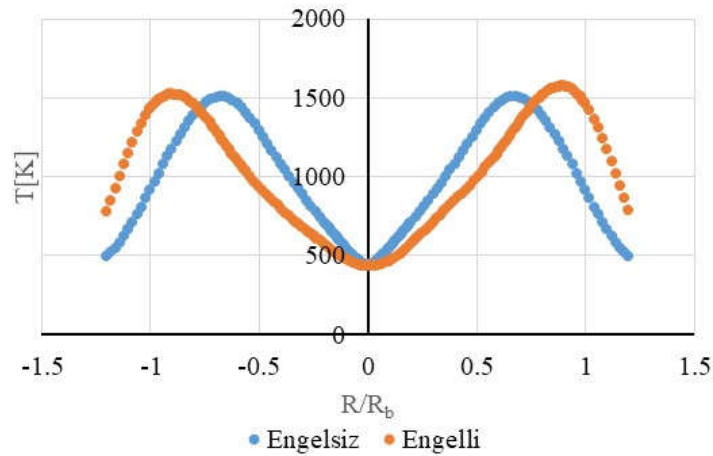
Şekil 4.76 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 40mm ileride radyal yöndeki değişimleri.



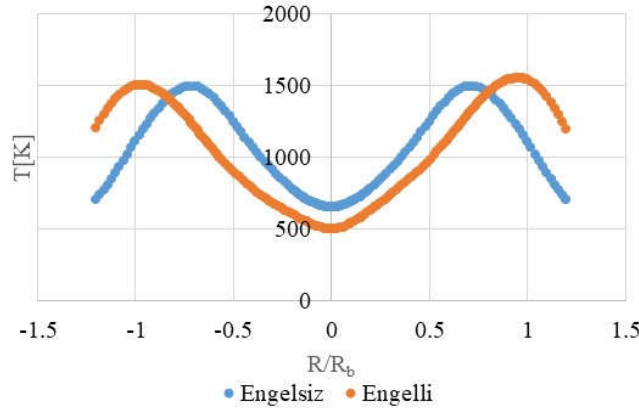
Şekil 4.77 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 60mm ileride radyal yöndeki değişimleri.



Şekil 4.78 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 80mm ileride radyal yöndeki değişimleri.

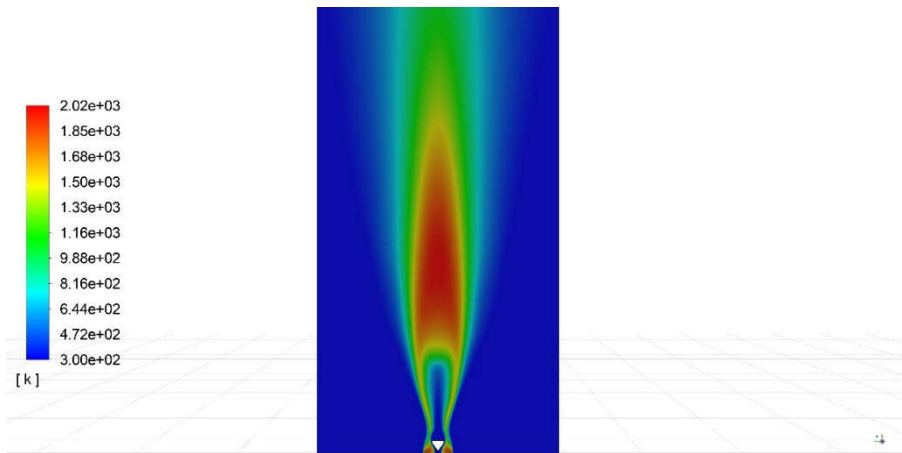


Şekil 4.79 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 100mm ileride radyal yöndeki değişimleri.

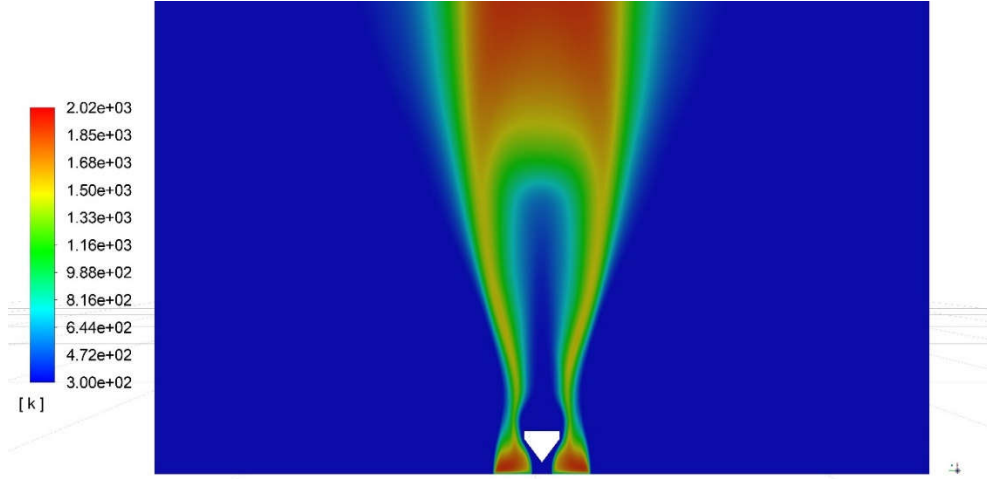


Şekil 4.80 : Engelli ve engelsiz durum için yapılan analizlerden elde edilen sıcaklık değerlerinin, yakıt girişinden 120mm ileride radyal yöndeki değişimleri.

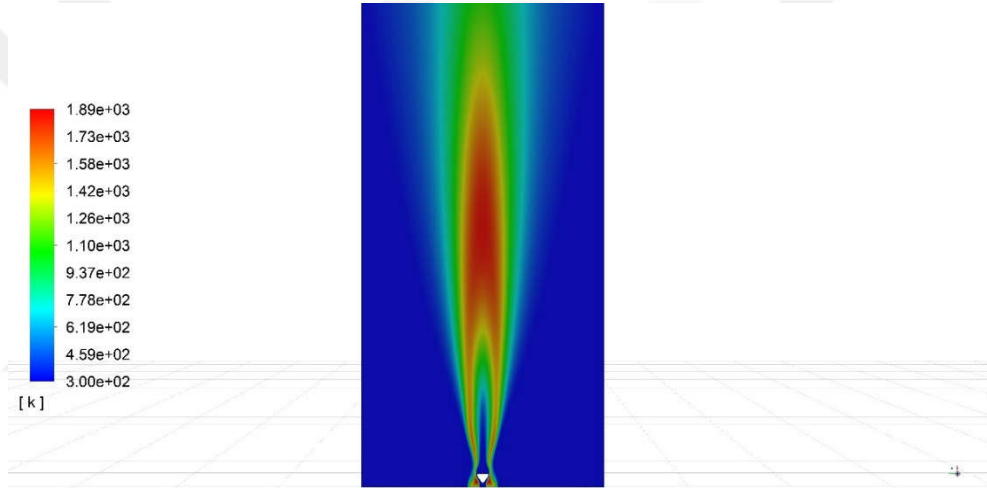
Yapılan değişiklik neticesinde alevin üst resirkülasyon bölgesinde iyileşme sağlanmıştır. Akış alanı boyunca üst resirkülasyon bölgesi devamındaki akışta çok fazla bir değişikliğe neden olunmamıştır. Analizlerde farklı geometriler denenirken yakıt olarak hep gaz no 2 kullanılmıştır. Daha sonra seçilen ideal tasarım için diğer gaz bileşimleri koşturulmuştur. Yeni geometrinin gaz no 1 ve gaz no 3 ile elde edilen sıcaklık konturları Şekil 4.81 – Şekil 4.84 arasında gösterilmiştir. Analizler sonucunda, gaz bileşimi içerisindeki hidrojen miktarı azaldıkça alev tutucu yüzey üzerindeki sıcaklıkların azaldığı görülmüştür (Şekil 4.83 – Şekil 4.84). Bu durum yapılan tasarımdan çok türbülans ve kimyasal reaksiyonların davranışlarından ve bunları modelleyen denklemlerden kaynaklanmaktadır. Literatürdeki çalışmalarda, yakıt bileşimi içerisindeki hidrojenin artmasının, alev boyunu kısalttığı belirtilmektedir. Analiz sonuçları da bu durumu doğrulamakta ve yakıt içindeki hidrojen miktarı arttıkça alev boyları kısalmaktadır.



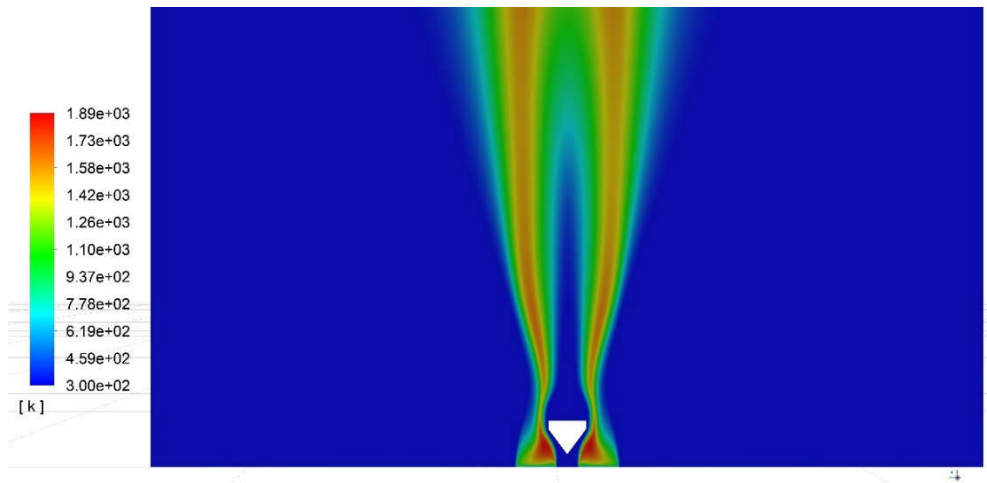
Şekil 4.81 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 1'in yakılması ile elde edilen sıcaklık konturu.



Şekil 4.82 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 1'in yakılması ile elde edilen sıcaklık konturunun alev tutucu gövde yüzeyinin detayı.



Şekil 4.83 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 3'ün yakılması ile elde edilen sıcaklık konturu.



Şekil 4.84 : Yeni yakıcı geometrisinde gaz no 3'ün yakılması ile elde edilen sıcaklık konturunun alev tutucu gövde yüzeyinin detayı.

4.4 Geometri Tasarımının Sonucu

Bu bölümde, yukarıda bahsedilen probleme tasarımsal bir çözüm aranmıştır. Alev tutucu gövde ve girdap etkisi ile kararlı alev oluşturan bir yakıcıdaki kararlı alev incelenmiştir. Alev kararlılığını sağlayan aksenal hız (hava fazlalık katsayısı üzerinden dikkate alınmıştır.), girdap sayısı ve yakıt jet hızı değerlendirilmiştir. Girdap sayısı salınım etkileri yüzünden değiştirilmemiştir. Yakıt sentetik gaz olarak belirlenmiş, 10kW'lık bir yakıcı için hız değerleri endüstriyel seviyelerde kalacak şekilde, yakıt giriş çapı kararlaştırılmıştır. Sistem için hava fazlalık katsayısı 1.5 olarak seçilmiş, böylece aksenal ve teğetsel hava hızları belirlenmiştir. bu şartlar altında yakıcı analiz edilmiştir. Analizler sonucunda alevin kararlı bir halde olmadığı gözlemlenmiştir. Alev kararlı hale getirmek için, yakıt jetinin alev tutucu gövde yüzeyi üzerinde yayılmasını sağlayacak bir tasarım yapılmıştır. Tasarım sürecinde farklı kriterler incelenmiş ve kararlı bir alev oluşturacak geometri önerilmiştir. Bu geometrinin, toplamda 3 farklı sentetik gaz bileşimi için davranışları incelenmiş ve sonuçları bu bölümde verilmiştir.

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Enerjinin insan hayatı için çok önemli olduğu günümüzde, enerji ihtiyacının büyük çoğunluğu halen fosil yakıtlardan sağlanmaktadır. Fosil yakıtlardan enerji elde etme yolu da onları yakmaktır. Fosil yakıtlar çok çeşitli olarak kullanılmakla birlikte, salınım etkileri göz önüne alındığında gaz yakıtlar daha çok tercih edilen yakıtlardır. Gaz yakıt yanmasında alev kararlılığı oldukça önemli bir kriterdir. Alevin kararlı kalması, yakıcının geometrisine, yakıt ve havanın ideal karışmasına, yakıt ve hava hızlarına ve bunların yönlerine oldukça bağlıdır.

Bu tez çalışması kapsamında, CH_4 yakan SM1 yakıcısından yola çıkılarak doğrulama çalışması yapılmıştır. Daha sonra bu yakıcı geometrisi 10kW'lık bir sentetik gaz yakıcısına dönüştürülüp, sentetik gaz ile yakıcı performansı incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar değerlendirilip yakıcıya eklemeler yapılarak, kararlı bir alev elde etmek için yeni yakıcı tasarımı ortaya konulmuştur. Elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenebilir:

- Doğrulama çalışmasında iki denklemlili SST $k-\omega$ ve RNG $k-\epsilon$ modellerinin kullanılmasına karar verilmiştir. Yapılan sayısal analizler, deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmış ve SST $k-\omega$ türbülans modelinin kullanıldığı sayısal çözümleme tahmin değerlerinin deneysel veriler ile daha uyumlu olduğu gözlenmiştir.
- Doğrulama çalışmasının ikinci aşamasında, türbülans modellemesinde yüksek doğruluğa sahip LES türbülans modeli kullanılarak SM1 alevi için elde edilmiş sonuçlar, SST $k-\omega$ türbülans modeli kullanılarak elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Farklı büyüklükler için yapılan kıyaslamada, özellikle hız değişkenleri için LES türbülans modelinin beklenildiği gibi, SST $k-\omega$ türbülans modeline göre deneysel sonuçlara daha iyi tahminde bulunduğu gözlemlenmiştir.
- Yanma reaksiyonu ve bu reaksiyon sonucu değer alan ortalama karışım oranı, sıcaklık ve bileşenlerin kütle oran değerleri kıyaslandığında, LES ve SST $k-\omega$ türbülans modellerinin her ikisinin de deneysel sonuçlar ile uyumlu olduğu,

hatta bazı x/D düzlemlerinde SST $k-\omega$ türbülans modelinin daha iyi sonuç verdiği görülmüştür.

- Hesaplanan sıcaklık değerlerinin, deneysel sonuçlara göre yüzde hata miktarları da benzer şekilde iki türbülans modelinin yanma ve yanmaya bağlı oluşan değişkenler yönünden birbirine benzer çözümler yaptığını ortaya koymuştur.
- Yakıcıyı doğru şekilde temsil eden bir geometri, ideal dağılıma sahip bir ağ yapısı, gerçekçi sınır şartları ve doğru bir çözüm algoritması kullanılarak RANS türbülans modeli ile deneysel veriler iyi şekilde tahmin edilebilmektedir. Bu nedenle, bu tür alevlerin modellenmesinde LES türbülans modeli gibi yüksek çekirdek-saat maliyeti olan çözüm algoritmaları yerine çok daha düşük çekirdek-saat maliyetli, enerji ve zamandan tasarruf sağlayan RANS türbülans modelleri de kullanılabilir.
- Yakıcı tasarımı aşamasında, mevcut SM1 yakıcı geometrisi kullanılarak farklı yakıt ve hava hızlarıyla analizler yapıp, eksenel hava hızının ve girdap sayısının kararlı alev oluşumu için ne kadar etkili parametreler oldukları ortaya konulmuştur.
- Girdap sayısının yükselmesinin alev kararlılığını arttırdığı sonucuna ulaşılmıştır.
- SM1 laboratuvar alevinin, endüstriyel şartlara yakıt çalışma koşullarında sentetik gaz bileşimi ile kararlı bir alev oluşturamadığı gözlemlenmiştir.
- Özellikle eksenel hava hızının bu tür yakıcılarda yakıtın alev tutucu yüzeye yayılmasında çok önemli bir kriter olduğu anlaşılmıştır.
- Düşük mertebeli eksenel hava hızı koşulunda, yakıt jetinin yakıtı akış alanı boyunca taşımaması engellemek ve alev tutucu yüzey üzerinde yakıtın yayılması sağlamak için yakıcıya geometrik bir engel eklenmesi gerekliliği görülmüştür.
- Yakıcıya eklenen geometrik engelin taban boyutunun, yakıt girişinden fazla olması işini tam olarak yapabilmesi için gereklidir.
- Yakıcıya eklenen geometrik engelin eksenel yönde bulunduğu konum, alevin boyun bölgesine yakın olmamalıdır.
- Yapılan parametrik analizler sonucunda taban çapı 18 mm, yüksekliği 12 mm olan ve taban kısmına aynı çapta 4 mm'lik silindir eklenmiş konik bir parçanın,

tepesi akışa ters yönde yerleştirilerek, yakıtı alev tutucu yüzey üzerinde gerekli miktarda dağıttığı ve kararlı alev oluşumunu sağladığı gözlemlenmiştir.

Doğrulama çalışmasının ve yakıcı tasarımının iyileştirilmesi için bu tezin devamında yapılabilecek çalışmalar aşağıda önerilmiştir:

- Doğrulama çalışmasının kapsamını genişletmek ve geliştirmek için alternatif türbülans kimyasal etkileşim modelleri kullanılabilir ve bu modellerin sayısal veriler üzerindeki etkisi araştırılabilir.
- Yanma verimliliğini daha da optimize etmek ve salınımları azaltmak için alev tutucu gövdeli kararlı girdap alevlerinde diğer alternatif yakıtların veya yakıt karışımlarının kullanılma potansiyelleri araştırılabilir.
- Yapılan yakıcı tasarımındaki parametrik çalışma daha ayrıntılı hale getirilerek tasarım iyileştirilebilir.
- Tasarlanan yakıcı deneysel bir model haline getirilip sonuçlar incelenebilir. Deneysel sonuçlarda bir farklılık görülmesi durumunda tasarımda düzeltmelere gidilebilir.



KAYNAKLAR

- [1] **Al-Obaidi, A. S. M. ve Nguyenhuynh, T.** (2018). Renewable vs. conventional energy: Which wins the race to sustainable development?, *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, vol. 434, no. 1.
- [2] **De Meester, B. M. R., Naud, B. ve Maas, U.** (2011). Hybrid RANS/PDF Calculations of a Swirling Bluff Body Flame ('SM1'): Influence of the Mixing Model, *MCS 7*, vol. 13, no. 1, pp. 43–50.
- [3] **Kashir, B., Tabejamaat, S. ve Jalalatian, N.** (2015). A numerical study on combustion characteristics of blended methane-hydrogen bluff-body stabilized swirl diffusion flames, *Int. J. Hydrogen Energy*, vol. 40, no. 18, pp. 6243–6258.
- [4] **Url-1** <<https://tnfworkshop.org/>>, erişim tarihi 21.10.2022.
- [5] **Kalt, P. A. M., Al-Abdeli, Y. M., Masri, A. R. ve Barlow, R. S.** (2002). Swirling turbulent non-premixed flames of methane: Flow field and compositional structure", *Proc. Combust. Inst.*, vol. 29, no. 2, pp. 1913–1919.
- [6] **Masri, A. R., Kalt, P. A. M. ve Barlow, R. S.** (2004). The compositional structure of swirl-stabilised turbulent nonpremixed flames, *Combust. Flame*, vol. 137, no. 1–2, pp. 1–37.
- [7] **Safavi, M. ve Amani, E.** (2019). A comparative study of turbulence models for non-premixed swirl-stabilized flames, *J. Turbul.*, vol. 19, no. 11, pp. 1017–1050.
- [8] **Radwan, A., Ibrahim, K. A., Hanafy, A. ve Saqr, K. M.** (2014). On rans modeling of unconfined swirl flow," *CFD Lett.*, vol. 6, no. 4, pp. 159–174.
- [9] **Yang Y. ve Kær S. K.** (2012). Large-eddy simulations of the non-reactive flow in the Sydney swirl burner, *Int. J. Heat Fluid Flow*, vol. 36, pp. 47–57.
- [10] **Rahman, T. M. R., Asrar, W. ve Khan, S. A.** (2019). An investigation of RANS simulations for swirl-stabilized isothermal turbulent flow in a gas turbine burner, *CFD Lett.*, vol. 11, no. 9, pp. 14–31.
- [11] **Yang, X., He, Z., Dong, S. ve Tan, H.** (2017). Combustion Characteristics of Bluff-Body Turbulent Swirling Flames with Coaxial Air Microjet, *Energy and Fuels*, vol. 31, no. 12, pp. 14306–14319.
- [12] **West, J. P., Groth, C. P. T. ve Hu, J. T. C.** (2015). Assessment of hybrid RANS/LES methods for gas-turbine combustor-relevant turbulent flows, *22nd AIAA Comput. Fluid Dyn. Conf.*, no. June, pp. 1–20.

- [13] **Fu, J., Tang, Y., Li, J., Ma, Y., Chen, W. ve Li, H.** (2016). Four kinds of the two-equation turbulence model's research on flow field simulation performance of DPF's porous media and swirl-type regeneration burner, *Appl. Therm. Eng.*, vol. 93, pp. 397–404.
- [14] **Mansouri, Z. M., Aouissi, M. ve Boushaki, T. B.** (2016). A numerical study of swirl effects on the flow and flame dynamics in a lean premixed combustor, *Int. J. Heat Technol.*, vol. 34, no. 2, pp. 227–235.
- [15] **Weber, R., Visser, B. M. ve Boysan, F.** (1990). Assessment of turbulence modeling for engineering prediction of swirling vortices in the near burner zone," *Int. J. Heat Fluid Flow*, vol. 11, no. 3, pp. 225–235.
- [16] **Gupta, A. ve Kumar, R.** (2007). Three-dimensional turbulent swirling flow in a cylinder: Experiments and computations, *Int. J. Heat Fluid Flow*, vol. 28, no. 2, pp. 249–261.
- [17] **Chakchak, S., Hidouri, A., Zaidaoui, H., Chrigui, M. ve Boushaki, T.** (2021). Experimental and numerical study of swirling diffusion flame provided by a coaxial burner: Effect of inlet velocity ratio, *Fluids*, vol. 6, no. 4.
- [18] **Benim, A. C., Iqbal, S., Meier, W., Joos, F. ve Wiedermann, A.** (2017). Numerical investigation of turbulent swirling flames with validation in a gas turbine model combustor, *Appl. Therm. Eng.*, vol. 110, pp. 202–212.
- [19] **Olbricht, C., Ketelheun, A., Hahn, F. ve Janicka, J.** (2010). Assessing the predictive capabilities of combustion les as applied to the sydney flame series, vol. 85, no. 3–4.
- [20] **Olbricht, C., Hahn, F. ve Janicka, J.** (2008). LES of vortex breakdown in swirled bluff-body flows, *Proc. ASME Turbo Expo*, vol. 3, no. PART A, pp. 145–153.
- [21] **Christo, F. C. ve Dally, B. B.** (2005). Modeling turbulent reacting jets issuing into a hot and diluted coflow, *Combust. Flame*, vol. 142, no. 1–2, pp. 117–129.
- [22] **Sharma, R. ve Kumar, M.** (2023). Characterizing Swirl Strength and Recirculation Zone Formation in Tangentially Injected Isothermal Flows, *J. Appl. Fluid Mech.*, vol. 16, no. 3, pp. 549–560.
- [23] **Sun M. ve arkadaşları.** (2024). Numerical Investigation of Flow and Flame Structures in an Industrial Swirling Inverse Diffusion Methane/Air Burner," *Fire*, vol. 7, no. 7, p. 237.
- [24] **Castellani, S. ve arkadaşları.** (2024). Numerical Modeling of Swirl Stabilized Lean-Premixed H₂-CH₄ Flames With the Artificially Thickened Flame Model, *J. Eng. Gas Turbines Power*, vol. 146, no. 6, pp. 1–13.
- [25] **Boushaki, T., Merlo, N., Chauveau C. ve Gökarp, I.** (2017). Study of pollutant emissions and dynamics of non-premixed turbulent oxygen enriched flames from a swirl burner," *Proc. Combust. Inst.*, vol. 36, no. 3, pp. 3959–3968.
- [26] **Gong, Y., Fredrich, D., Marquis, A. J. ve Jones, W. P.** (2023). Numerical Investigation of Combustion Instabilities in Swirling Flames with Hydrogen Enrichment, vol. 111, no. 3. Springer Netherlands.

- [27] **Zaidaoui, H., Boushaki, T., Sautet, J. C., Chauveau C., Sarh B. ve Gökalp I.** (2018). Effects of CO₂ Dilution and O₂ Enrichment on Non-premixed Turbulent CH₄-Air Flames in a Swirl Burner, *Combust. Sci. Technol.*, vol. 190, no. 5, pp. 784–802.
- [28] **Sharifzadeh, R. ve Afshari, A.** (2022). Large eddy simulation of swirling flows in a non-reacting trapped-vortex combustor, *Aerosp. Sci. Technol.*, vol. 127, p. 107711.
- [29] **Mansouri, Z. ve Boushaki, T.** (2018). Experimental and numerical investigation of turbulent isothermal and reacting flows in a non-premixed swirl burner, *Int. J. Heat Fluid Flow*, vol. 72, no. October 2017, pp. 200–213.
- [30] **Mousavi, S. M., Kamali, R., Sotoudeh, F., Karimi, N. ve Jeung, I. S.** (2020). Numerical Investigation of the Effects of Swirling Hot Co-Flow on MILD Combustion of a Hydrogen-Methane Blend, *J. Energy Resour. Technol. Trans. ASME*, vol. 142, no. 11, pp. 1–13, 2020.
- [31] **Mei, W., Cheng, L., Xiao, C., Yi, S., Yang, Z. ve Ding, A.** (2024). Numerical study on non-premixed swirl flame flow and combustion characteristics, vol. 13090, no. Iccais 2023, pp. 1–11.
- [32] **Lu, M., Fu, Z., Yuan, X., Wu, J. ve Sabir, S. W.** (2021). Numerical Simulation of Turbulent Non-premixed Combustion Processes for Methane and Dimethyl Ether Binary Fuels,” *ACS Omega*, vol. 6, no. 10, pp. 6629–6642.
- [33] **Wang, P., Fröhlich, J. ve Maas, U.** (2010). Impact of location and flow rate oscillation of the pilot jet on the flow structures in swirling premixed flames, *J. Turbul.*, vol. 11, pp. 1–20.
- [34] **Wegner, B., Maltsev, A., Schneider, C., Sadiki, A., Dreizler, A. ve Janicka, J.** (2004). Assessment of unsteady RANS in predicting swirl flow instability based on LES and experiments, *Int. J. Heat Fluid Flow*, vol. 25, no. 3, pp. 528–536.
- [35] **Chen, L. ve Ghoniem, A. F.** (2012). Simulation of oxy-coal combustion in a 100 kW th test facility using RANS and LES: A validation study, *Energy and Fuels*, vol. 26, no. 8, pp. 4783–4798.
- [36] **Malalasekera, W., Ranga-Dinesh, K. K. J., Ibrahim, S. S. ve Masri, A. R.** (2008). LES of recirculation and vortex breakdown in swirling flames, *Combust. Sci. Technol.*, vol. 180, no. 5, pp. 809–832.
- [37] **El-Asrag, H. ve Menon, S.** (2007). Large eddy simulation of bluff-body stabilized swirling non-premixed flames, *Proc. Combust. Inst.*, vol. 31 II, no. 2, pp. 1747–1754.
- [38] **Hu, L. Y., Zhou, L. X. ve Luo, Y. H.** (2008). Large-eddy simulation of the Sydney swirling NonPremixed flame and validation of several subgrid-scale models, *Numer. Heat Transf. Part B Fundam.*, vol. 53, no. 1, pp. 39–58.
- [39] **Xu, J., Huang, D., Chen, R. ve Meng, H.** (2021). An Improved NO Prediction Model for Large Eddy Simulation of Turbulent Combustion, *Flow, Turbul. Combust.*, vol. 106, no. 3, pp. 881–899.

- [40] **Luo, K., Yang, J., Bai, Y. ve Fan, J.** (2017). Large eddy simulation of turbulent combustion by a dynamic second-order moment closure model, *Fuel*, vol. 187, pp. 457–467.
- [41] **Zhiyin, Y.** (2015). Large-eddy simulation: Past, present and the future, *Chinese J. Aeronaut.*, vol. 28, no. 1, pp. 11–24.
- [42] **Al-Abdeli, Y. M. ve Masri, A. R.** (2003). Recirculation and flowfield regimes of unconfined non-reacting swirling flows, *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 27, no. 5, pp. 655–665.
- [43] **Al-Abdeli, Y. M. ve Masri, A. R.** (2003). Stability characteristics and flowfields of turbulent non-premixed swirling flames, *Combust. Theory Model.*, vol. 7, no. 4, pp. 731–766.
- [44] **Url-2** <http://www.afs.enea.it/project/neptunius/docs/fluent/html/th/main_pre.htm>, erişim tarihi 01.11.2022.
- [45] **Schmitt, F. G.** (2007). About Boussinesq's turbulent viscosity hypothesis: historical remarks and a direct evaluation of its validity, *Comptes Rendus - Mec.*, vol. 335, no. 9–10, pp. 617–627.
- [46] **Liu, Y., Guan, X. ve Xu, C.** (2018). An improved scale-adaptive simulation model for massively separated flows, *Int. J. Aerosp. Eng.*, vol. 2018.

ÖZGEÇMİŞ

Ad-Soyad : Orhan Veli KAZANCI

ÖĞRENİM DURUMU

- **Lisans** : 2005, İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Fakültesi, Makina Mühendisliği
- **Yüksek lisans** : 2008, İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Mühendisliği ABD, Isı Akışkan Programı

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- 2005 – 2014: İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Isı Akışkan Kürsüsünde Araştırma Görevlisi
- 2016 – 2022: İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Isı Akışkan Kürsüsünde Araştırma Görevlisi, ÖYP.

DİĞER YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- **Kazancı, O. V., Böke, Y. E.** RANS Simulation of Bluff-body Turbulent Swirling Flame. *16th International Combustion Symposium (INCOS 2022)*, Eylül 08-11, 2022 Aydın, Türkiye (çevrimiçi).
- **Kazancı, O. V., Böke, Y. E.** Validation of Bluff-body Swirling Flame with RANS Turbulent Model and Comparison of the Results with LES Turbulent Model, *International Journal of Thermodynamics*, vol. 27, 059-074, 2024.