



**DÖNEN PATLAMALI MOTORLARDA
ENJEKSİYON KONFIGÜRASYONUN
YANMAYA OLAN ETKİSİNİN
HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ
İLE İNCELENMESİ**

DOKTORA TEZİ

OSMAN KOCAASLAN

ESKİŞEHİR 2023

**DÖNEN PATLAMALI MOTORLARDA ENJEKSİYON KONFIGÜRASYONUN
YANMAYA OLAN ETKİSİNİN HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ
İLE İNCELENMESİ**

Osman KOCAASLAN

Doktora Tezi

Uçak Gövde Motor Bakım Anabilim Dalı

Danışman: Prof. Dr. Kürşad Melih GÜLEREN

(İkinci Danışman: Dr. Bayındır Hüseyin SARACOĞLU)

Eskişehir

Eskişehir Teknik Üniversitesi

Lisansüstü Eğitim Enstitüsü

Kasım 2023

JÜRİ VE ENSTİTÜ ONAYI

Osman KOCAASLAN'nın DÖNEN PATLAMALI MOTORLARDA ENJEKSİYON KONFIGÜRASYONUN YANMAYA OLAN ETKİSİNİN HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ İLE İNCELENMESİ başlıklı çalışması 02/11/2023 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından değerlendirilerek "Eskişehir Teknik Üniversitesi Lisansüstü Eğitim-Öğretim ve Sınav Yönetmeliği"nin ilgili maddeleri uyarınca, Uçak Gövde Motor Bakım Anabilim dalında Doktora Tezi olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

Unvan Adı Soyadı

İmza

Üye

: Prof. Dr. Enis Turhan TURGUT

Üye

: Prof. Dr. Mesut TEKKALMAZ

Üye

: Doç. Dr. Işıl YAZAR

Üye

: Doç. Dr. Mustafa KAYA

Üye

: Prof. Dr. Kürşad Melih GÜLEREN

Prof. Dr. Semra KURAMA

Lisansüstü Eğitim Enstitüsü Müdürü

DANIşMAN ONAYI

Danişmanlığını yürüttüğüm Doktora ğrencisi Osman KOCAASLAN, DÖNEN PATLAMALI MOTORLARDA ENJEKSİYON KONFİGÜRASYONUN YANMAYA OLAN ETKİSİNİN HESAPLAMALI AKIşKANLAR DİNAMİğİ İLE İNCELENMESİ başlıklı tez çalışmasını tamamlamıştır. Hazırlamış olduğu tez tarafımda incelenmiş ve öğrencinin tez savunma sınavına alınması bilimsel ve etik açıdan uygun görülmüştür.

Tez Danişmanı

Prof. Dr. Kürşad Melih GÜLEREN

ÖZET

DÖNEN PATLAMALI MOTORLARDA ENJEKSİYON KONFIGÜRASYONUN YANMAYA OLAN ETKİSİNİN HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ İLE İNCELENMESİ

Osman KOCAASLAN

Uçak Gövde Motor Bakım Anabilim Dalı

Eskişehir Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Kasım 2023

Danışman: Prof. Dr. Kürşad Melih GÜLEREN

(İkinci Danışman: Dr. Bayındır Hüseyin SARACOĞLU)

Basınç kazanımlı motorlar olarak da adlandırılan dönen patlama motorlarında, patlama dalgası oluşturularak ve yayınımlı sağlanarak itki üretimi gerçekleştirilmektedir. Bu tez çalışmasında patlama dalgasının yapısı, yayınımlı fiziki, enjektör konfigürasyonlarının patlama dalgası yapısı ve yayınımlı üzerine etkileri sayısal olarak incelenmiştir. Yoğunluğa dayalı çözücünün kullanıldığı sayısal çalışmalarda tek basamaklı ve detaylı hidrojen-hava kimyasal reaksiyon mekanizmaları ile reaksiyon hızları hesaplanmıştır. Doğrulama çalışmalarında kullanılan adaptif çözüm ağı tekniği ile sayısal çalışma gereksinimlerinin büyük oranda azaltılabildiği belirlenmiştir. Enjektör toplam basıncının ani değişimi sayısal çalışmalarında, iki kat artırılmış enjektör toplam basıncı ile patlama dalgası kararlılığı sağlanmıştır. Enjektör toplam basıncının üç ve dört kat artırıldığı çalışmalarda ise patlama dalgasının yeniden kararlı yapıya ulaşamadığı tespit edilmiştir. Kimyasal reaksiyon olmaksızın yürütülen sayısal çalışmalarda enjektör aralığının azalması ile patlama kanalında karışım verimliliğinin artış sağladığı belirlenmiştir. Tam ölçekli sayısal çalışmalar sonrası modellenen enjektör konfigürasyonları ile kararlı patlama dalgası yayınımlı elde edilmiş ve dönen patlama motorunun çift patlama dalgası modunda itki üretimi gerçekleştirdiği tespit edilmiştir.

Anahtar Sözcükler: Döner patlama motoru, Patlama dalgası ve kararlılığı, Adaptif çözüm ağı, Hesaplamalı akışkanlar dinamiği, Yanma.

ABSTRACT

INVESTIGATION OF THE EFFECT OF INJECTION CONFIGURATION ON COMBUSTION IN ROTATING DETONATION ENGINES USING COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS

Osman KOCAASLAN

Department of Airframe and Powerplant Maintenance

Eskişehir Technical University, Institute of Graduate Programs, November 2023

Supervisor: Prof. Dr. Kürşad Melih GÜLEREN

(Co-Supervisor: Dr. Bayındır Hüseyin SARACOĞLU)

In rotating detonation engines, also called pressure gain engines, thrust is produced by creating and propagating a detonation wave. In this thesis study, the structure of the detonation wave, the physics of its propagation, and the effects of injector configurations on the structure and propagation of the detonation wave were numerically examined. In numerical studies using a density-based solver, reaction rates were calculated with single-step and detailed hydrogen-air chemical reaction mechanisms. It has been determined that numerical study requirements can be significantly reduced with the adaptive mesh technique used in validation studies. In numerical studies of instantaneously changes in the injector total pressure, detonation wave stability was achieved again with increased the injector total pressure two times. In studies where the total injector pressure was increased three and four times, it was determined that the detonation wave could not reach a stable structure again. In cold flow simulations, it was determined that the mixing efficiency in the detonation channel increased as the injector spacing decreased. After full-scale numerical studies, the stable detonation wave propagation was achieved with the modeled injector configurations and it was determined that the rotating detonation engine produced thrust in two-detonation wave mode.

Keywords: Rotating detonation engine, Detonation wave and stability, Adaptive mesh, Computational fluid dynamics, Combustion.

TEŞEKKÜR

Bu tez çalışması TÜBİTAK 1002 Hızlı Destek Programı kapsamında desteklenmiştir. Tez çalışmama ve doktora eğitimime katkılarından ötürü TÜBİTAK'a teşekkürlerimi sunarım.

Doktora sürecimin her safhasında desteklerini esirgemeyen, bilgi ve deneyimleri ile tez çalışmama ışık tutan değerli danışman hocalarım Prof. Dr. Kürşad Melih GÜLEREN ve Dr. Bayındır Hüseyin SARACOĞLU'na,

Doktora çalışmalarına katkılarından dolayı değerli hocam Doç. Dr. Tolga YASA'ya,

Tez çalışmalarım süresince değerlendirme, öneri ve destekleri ile tezime yöne veren değerli hocalarım Prof. Dr. Enis Turhan TURGUT ve Prof. Dr. Mesut TEKKALMAZ'a,

Tez araştırmam boyunca manevi desteklerini esirgemeyen dostlarıma,

Hayatımda aldığım her kararda desteklerini esirgemeyen ve her daim varlıklarını yanımda hissettiğim değerli aileme teşekkürlerimi sunarım.

Bu uzun ve zorlu süreçte her daim yanımda olan, sevgisi, anlayışı ve empatisi ile bana güç veren sevgili eşim Ülker KOCAASLAN'a, canımdan çok sevdiğim oğlum Musab KOCAASLAN ve kızım Hafsa KOCAASLAN'a candan teşekkür ederim.

Osman KOCAASLAN

ETİK İLKE VE KURALLARA UYGUNLUK BEYANNAMESİ

Bu tezin bana ait, özgün bir çalışma olduğunu; çalışmamın hazırlık, veri toplama, analiz ve bilgilerin sunumu olmak üzere tüm aşamalarında bilimsel etik ve kurallara uygun davrandığımı; bu çalışma kapsamında elde edilen tüm veri ve bilgiler için kaynak gösterdiğimi ve bu kaynaklara kaynakçada yer verdiğimi; bu çalışmanın Eskişehir Teknik Üniversitesi tarafından kullanılan “bilimsel intihal tespit programı”yla tarandığını ve hiçbir şekilde “intihal içermediğini” beyan ederim. Herhangi bir zamanda, çalışmamla ilgili yaptığım bu beyana aykırı bir durumun saptanması durumunda, ortaya çıkacak tüm ahlaki ve hukuki sonuçları kabul ettiğimi bildiririm.

Osman KOCAASLAN

İÇİNDEKİLER

Sayfa

BAŞLIK SAYFASI	I
JÜRİ VE ENSTİTÜ ONAYI.....	II
DANIŞMAN ONAYI	III
ÖZET	IV
ABSTRACT.....	V
TEŞEKKÜR	VI
ETİK İLKE VE KURALLARA UYGUNLUK BEYANNAMESİ.....	VII
İÇİNDEKİLER.....	VIII
TABLolar DİZİNİ.....	XI
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	XII
SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ.....	XIX
1. GİRİŞ	1
1.1. Bir Boyutlu Patlama Dalga Analizi	2
1.2. Patlama Dalgası Yapısı	5
1.3.Dönen Patlama Motorları.....	7
2. LİTERATÜR TARAMASI.....	15
2.1. Analitik Çözümlemelere Yönelik Literatür Taraması	15
2.2. Sayısal Yöntemlere Yönelik Literatür Taraması	21
2.3. Enjeksiyon ve Geometrik Konfigürasyonların Akış Yapısı ve Motor Performansı Üzerine Etkisine Yönelik Literatür Taraması	37
2.4. Enjektör Konfigürasyonlarına Yönelik Literatür Taraması.....	46
2.5 Tez Çalışmasının Önemi, Amaç ve Kapsamı.....	52
3. METODOLOJİ.....	54
3.1. Korunum Denklemleri.....	54
3.2. Sayısal Çözüm Alanı ve Ağı	58
3.3. Sınır Koşulları	64

3.4. Başlatma Stratejileri	67
3.5. Enjektör Konfigürasyonları.....	71
4. ÇÖZÜM AĞINDAN BAĞIMSIZLAŞTIRMA	77
4.1. Çözüm Ağlarının Yapısı	77
4.2. Çözüm Ağı Hücre Boyutları ve Dağılımlarının Patlama Dalgası Cephesi Üzerine Etkileri.....	79
4.3. Sayısal Çözüm Ağındaki Hücre Boyutlarının Patlama Dalgası Özellikleri Üzerine Etkisi	84
4.5. Adaptif Çözüm Ağı Tekniği İle Hücre Dizilim ve Yoğunluk Kararlılığı	89
4.4. Adaptif Çözüm Ağı Tekniği Kullanılabilirliğinin İncelenmesi.....	93
4.5 Çözüm Ağından Bağımsızlaştırma Çalışmalarına Yönelik Çıkarımlar	95
5. DOĞRULAMA ÇALIŞMALARI	97
5.1. Doğrulama Çalışmalarında Kullanılan Çözüm Ağı Yapısı.....	97
5.2. Adaptif Çözüm Ağı Tekniği ve Doğrulama Çalışmalarının Karşılaştırılması.....	98
5.3. Referans Sayısal Çalışma ve Doğrulama Çalışmalarının Karşılaştırılması.....	104
5.4. Doğrulama Çalışmaları İle Dönen Patlama Motor Performansının İncelenmesi	113
5.5. Doğrulama Çalışmaları ve Adaptif çözüm ağı tekniğine Yönelik Çıkarımlar	118
6. ENJEKSİYON KOŞULLARININ DEĞİŞTİRİLMESİ	120
6.1. Ani Enjektör Toplam Basıncının Değişimi.....	120
6.2. Enjeksiyon Koşulları Değişiminin Patlama Dalgası Yapısı Üzerine Etkisi.....	121
6.3. Enjeksiyon Koşulları Değişiminin Dönen Patlama Motoru Performansı Üzerine Etkisi	130
6.4. Enjektör Koşullarının Değişimi Çalışmalarına Yönelik Çıkarımlar	139
7. ENJEKTÖR KONFIGÜRASYON PERFORMANSLARININ BELİRLENMESİ.....	141

7.1. Kimyasal Reaksiyon Olmaksızın Gerçekleştirilen Sayısal Çalışmalar	141
7.2. Yakınsak-İraksak Enjektör Konfigürasyonu	142
7.3. Karışım Verimliliğinin Belirlenmesi	143
7.4. Toplam Basınç Korunumunun Belirlenmesi	154
7.5. Enjektör Konfigürasyon Performanslarının Belirlenmesine Yönelik Çıkarımlar	156
8. TAM ÖLÇEKLİ SAYISAL ÇALIŞMA SONUÇLARI	158
8.1. Model-10 Tam Ölçekli Sayısal Çalışma Sonuçları	158
8.2 Model-10 ve Model-13 Enjektör Konfigürasyonları ile Gerçekleştirilen Tam Ölçekli Sayısal Çalışma Sonuçlarının Karşılaştırılması	162
8.3. Model-13 Enjektör Konfigürasyonu İle Patlama Dalgası Yayınımının İncelenmesi	169
8.4. Tam Ölçekli Sayısal Çalışmalara Yönelik Çıkarımlar	177
9. SONUÇLAR	179
9.1. Araştırma Bulgularının Özeti	179
9.2. Gelecekte Yapılması Öngörülen Çalışmalar	183
KAYNAKÇA	185
ÖZGEÇMİŞ	

TABLÖLAR DİZİNİ

Sayfa

Tablo 1.1. Ses altı ve ses üstü yanmaya göre dalga değişkenleri dağılımı [19].....	5
Tablo 2.1. Dönen patlama motoru döngü sınır şartları [46].....	17
Tablo 2.2. Azami indirgeme faktörü [46]	18
Tablo 2.3. Literatürde yer alan sayısal çalışmalarda kullanılan çözüm ağı detayları	27
Tablo 2.4. Arrhenius parametreleri [70,81]	29
Tablo 2.5. Literatürde yer alan çalışmalarda kullanılan sayısal yöntem detayları.....	32
Tablo 2.6. Literatürde yer alan çalışmalarda kullanılan yakıt-oksitleyici ve kimyasal reaksiyon mekanizması detayları	33
Tablo 2.7. Daraltılmamış [1. Konfigürasyon] ve daraltılmış [2.Konfigürasyon] patlama kanalına sahip dönen patlama motorlarında sayısal ve deneysel çalışmaların karşılaştırılması [101].....	38
Tablo 2.8. Dönen patlama motoru deneysel çalışma koşulları [95].....	45
Tablo 2.9. Literatürde yer alan dönen patlama motorlarında kullanılan enjektör ve patlama kanalı detayları	50
Tablo 3.1. Kimyasal mekanizma ve ürünler [85].....	57
Tablo 3.2. Doğrulama sayısal çalışmalarında kullanılan sınır şartları [32, 56, 122]	66
Tablo 3.3. Ani enjektör toplam basıncı değişimi çalışma matrisi.....	67
Tablo 3.4. Başlatma stratejileri kapsamında oluşturulan bölgelere tanımlanan değişkenler	68
Tablo 4.1. Kararlı dalga modunda patlama kanalı girişindeki ortalama kütleli debi dağılımları	81
Tablo 4.2. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları ile dalga özelliklerinin dağılımı	92
Tablo 5.1. Referans, M05NA01 ve 3D-M05NA01 sayısal sonuçlarının karşılaştırılması [32]	111
Tablo 5.2. Sayısal çalışmalarda patlama dalgasının bir turu için gereken CPU-saat oranı dağılımı	113
Tablo 7.1. Enjektör konfigürasyonları toplam basınç korunum oranı	155

ŞEKİLLER DİZİNİ

Sayfa

Şekil 1.1. Bir boyutlu sabit patlama dalgasının şematik gösterimi [13].....	2
Şekil 1.2. p-v diyagramında ses üstü ve ses altı yanma çözümlemelerinin gerçekleştirilebileceği alanlar [3].....	3
Şekil 1.3. Rayleigh çizgisi ve Hugoniot eğrisi [3].....	4
Şekil 1.4. Chapman-Jouguet çözümlemeleri [3]	5
Şekil 1.5. Metan-oksijen karışımında patlama dalgası yapısının Schlieren görüntülemesi [27]	7
Şekil 1.6. a)Farklı yakıt-oksitleyici karışımlarında patlama dalgası hücresi genişliği dağılımı [25] b)hidrojen-hava karışımında nitrojenin değişken karışım oranına göre patlama dalgası hücresi dağılımı [26].....	7
Şekil 1.7. Halkalı tip patlama kanalı içerisinde dönen patlama yayınının şematik görünümü [4]	8
Şekil 1.8. Patlama dalgasının yayını süresince patlama kanalında a)akış alanında meydana gelen yapılar [29] b)kararlı patlama dalgası yayını [30].....	9
Şekil 1.9. Düzlemsel olarak modellenen patlama kanalı girişi ve çıkışındaki a) basınç, b) hız dağılımları [31]	10
Şekil 1.10. Patlama dalgasının başlatılabilmesi için kullanılan a) Shchelkin sarmalı [32] ve b) engellerin şematik görünümü [33]	11
Şekil 1.11. Farklı yakıt-oksitleyici karışımlarında hücre genişliğine karşı gereken başlatma enerjisi [34, 35].....	12
Şekil 1.12. Patlama dalgasının yayını modlarına göre patlama kanalı iç yarı çapı ile patlama hücre genişliği arasında ilişki [36]	13
Şekil 2.1. a)Sabit iş miktarı b)sabit başlangıç basıncına göre ideal Brayton ve Humprey döngülerinde T-s diyagramları [41]	16
Şekil 2.2. Ses altı ve ses üstü yanma odalarının eklendiği turbo jet motorunda farklı sıkıştırma basınç oranları için termodinamik karşılaştırma a) motor ısı verimi b) özgül yakıt tüketimi [45]	17
Şekil 2.3. ZND patlama dalgası yapısı ve kimyasal kinetik etkileri [47, 17]	18
Şekil 2.4. ZND Döngüsü ve statik P-V diyagramı [49].....	18
Şekil 2.5. Sıcaklık dağılımı ve karakteristik çözüm ağı yapısı [49].	20

Şekil 2.6. İtki dağılımının alan oranlarına göre değişimi [49].....	21
Şekil 2.7. Hücre boyutunun patlama kanalındaki basınç dağılımına etkisi [51]	22
Şekil 2.8. Sayısal çalışmalarda kullanılan çözüm ağı yapısı [53]	23
Şekil 2.9. Sayısal çalışmalarda kullanılan çözüm ağı detayı [55]	24
Şekil 2.10. Sayısal çalışmalarda kullanılan çözüm ağı yapısı [9]	25
Şekil 2.11. Patlama dalgası başlatma stratejisi için tanımlanan basınç dağılımı [5]	34
Şekil 2.12. Ateşlemenin gerçekleştirilebilmesi için patlama kanalında tanımlanan basınç dağılımı [100]	35
Şekil 2.13. Patlama dalgasının +x doğrultusunda yayılımını sağlamak amacıyla tanımlanmış başlatma stratejisi [88]	36
Şekil 2.14. Önceden karışmamış enjeksiyon modeli ile gerçekleştirilen dönen patlama motoru sayısal çalışmasında kullanılan başlatma stratejisi [102]	37
Şekil 2.15. a)Ateşleme sonuçları b)İtki ve kütleli debi dağılımları [74]	40
Şekil 2.16. Farklı Δt_{p1} değerlerine göre basınç-zaman profili [90]	41
Şekil 2.17. Farklı zaman dilimlerinde patlama kanallarında ışıma eksenel görüntüleri [92]	42
Şekil 2.18. Farklı zaman dilimlerinde değişken kütleli debi ve eşdeğerlilik oranlarına göre patlama kanalında ışıma eksenel görüntüleri [95]	45
Şekil 2.19. Patlama kanalı ve enjektörler geometrik tasarım parametrelerinin şematik görünümü.....	46
Şekil 3.1. Referans deneysel çalışmada kullanılan dönen patlama motoru şematik görünümü [32]	59
Şekil 3.2. a) 2D akış alanı ve b) 3D akış hacmi.....	59
Şekil 3.3. a) Periyodik akış hacmi ve b) tam ölçekli sayısal çalışmalarda kullanılan akış hacmi	60
Şekil 3.4. a)Adaptif çözüm ağı tekniği ve b) çözüm ağı bağımsızlaştırma çalışmasında kullanılan ana çözüm ağı yapısı	62
Şekil 3.5. a) Periyodik ve b) tam ölçekli sayısal çalışmalarda kullanılan çözüm ağı yapısı	64
Şekil 3.6. Patlama kanalında ikinci dalga oluşumu ve iki patlama dalgasının çarpışması	68
Şekil 3.7. 2D sayısal çalışmalarda kullanılan başlatma stratejisi	68

Şekil 3.8. Başlatma stratejisi kapsamında tanımlanan a) basınç, b) sıcaklık c) H_2 kütle fraksiyonu dağılımı (Sol sütun tek basamaklı tersinmez reaksiyonda, sağ sütun 19 basamaklı tersinmez reaksiyonda kullanılmıştır.).....	69
Şekil 3.9. Tam ölçekli sayısal çalışmalarda patlama dalgasının başlatılabilmesi için oluşturulan rejimler	70
Şekil 3.10. Literatürde yer alan enjeksiyon modelleri a) Eksenel-açılı, b) Yarı çarpan jet(semi-impinging jet injector), c) Karşıt akışta jet (jet in crossow), d) Radyal enjektör konfigürasyonlar [123, 124]	72
Şekil 3.11. Yakınsak-İraksak lüle boyunca basınç değişimi [125].....	73
Şekil 3.12. Yakınsak lülede değişken geri basınçlarda uygulamalar [125].....	75
Şekil 3.13. Enjektör konfigürasyonları çalışma matrisi	76
Şekil 4.1. Adaptif çözüm ağı tekniği ile $t=2ms$ anında çözüm ağlarındaki hücre dağılımları	78
Şekil 4.2. Patlama kanalı girişindeki toplam kütsel debi dağılımı	80
Şekil 4.3. $t=1.7 ms$ anında a) Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları kapsamında patlama kanalında basınç dağılımı b) Patlama kanalında çevresel doğrultu boyunca basınç dağılımı.....	82
Şekil 4.4. $t=1.7 ms$ anında a)karışım katmanının şematik görünümü b) Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları kapsamında patlama kanalında sıcaklık dağılımı c) Patlama kanalında çevresel doğrultu boyunca sıcaklık dağılımı.....	83
Şekil 4.5. a) $t=1.7 ms$ anında yakıt-oksitleyici katmanı dağılımı b) çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarında patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişimi	86
Şekil 4.6. $y=5.16 mm$ konumunda a) patlama dalgası hızı ve b) frekansının zamanla gelişimi	88
Şekil 4.7. M05A01 çalışması geçiş modunda çözüm ağı yapısı (sol sütun) dağılımı, eğik şok ve patlama dalgası cephesi gelişimi (sağ sütun)	89
Şekil 4.8. M05A19 çalışması geçiş modunda çözüm ağı yapısı (sol sütun), eğik şok ve patlama dalgası cephesi (sağ sütun).....	90
Şekil 4.9. Kararlı patlama dalgası modunda a)M0125A19 ve M0125A01 çalışmalarında, b) tek basamaklı kimyasal reaksiyon mekanizmasının	

kullanıldığı çalışmalarda çözüm ağı hücre sayısı oranının zamanla gelişimi.....	91
Şekil 4.10. M05A01 çalışması geçiş modunda çözüm ağı yapısı (sol sütun), patlama kanalına aktarılan temiz yakıt-oksitleyici katmanı (sağ sütun).....	94
Şekil 4.11. M05A19 çalışması geçiş modunda çözüm ağı yapısı (sol sütun), patlama kanalına aktarılan temiz yakıt-oksitleyici katmanı (sağ sütun).....	94
Şekil 5.1. Doğrulama çalışmalarında tanımlanan sınır şartları ve oluşturulan çözüm ağı yapısı	98
Şekil 5.2. Patlama kanalı girişinde toplam kütsel debi dağılımı.....	99
Şekil 5.3. Patlama kanalı girişinde aksel hız dağılımları	100
Şekil 5.4. a)Patlama kanalında ve b)patlama kanalı çevresel aksel boyunca basınç dağılımları.....	101
Şekil 5.5. Patlama kanalında patlama dalgası, eğik şok ve şok cephelele	102
Şekil 5.6. a)t=2 ms anında patlama kanalında temiz yakıt-oksitleyici katmanı b) patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişimi.....	103
Şekil 5.7. Patlama dalgası hızı dağılımı	104
Şekil 5.8. a) Referans, b) 3D-M05NA01 ve c) M05NA01 sayısal çalışma patlama kanalında basınç dağılımı [32].....	105
Şekil 5.9. Patlama kanalında basıncın zamanla gelişimi [32]	106
Şekil 5.10. Patlama kanalı giriş ve çıkış yüzeylerinde toplam kütsel debi dağılımları [32]	106
Şekil 5.11. Patlama kanalı girişinde blokaj oranı dağılımı.....	107
Şekil 5.12. M05NA01 çalışması patlama kanalı girişinde t= 1.5 ms ve t=2 ms anlarında aksel hız dağılımı	108
Şekil 5.13. M05NA01 çalışmasında temiz yakıt-oksitleyici katmanı zamanla gelişimi.....	109
Şekil 5.14. Patlama dalgası yüksekliği dağılımı [32]	109
Şekil 5.15. Patlama dalgası hızı dağılımı [32].....	110
Şekil 5.16. Patlama dalgası frekans dağılımı [32]	111
Şekil 5.17. t= 2ms anında a) patlama kanalında b)patlama kanalı çıkışı çevresel doğrultu boyunca Mach sayısı dağılımı	114
Şekil 5.18. t= 2 ms anında patlama kanalı çıkışında basınç oranının çevresel doğrultu boyunca dağılımı	115

Şekil 5.19. M05NA01 çalışmasında patlama kanalı çıkışı çevresel doğrultuda a)basınç b)eksenel hız dağılımı.....	116
Şekil 5.20. Dönen patlama motorunda üretilen itkinin zamanla gelişimi	117
Şekil 5.21. Toplam basınç oranı dağılımının zamanla gelişimi	118
Şekil 6.1. Enjektör toplam basıncının zamanla değişimi ($p_0=0.172$ MPa)	121
Şekil 6.2. a)Patlama kanalındaki basınç profilleri b)şok cephesi basınç oranları	122
Şekil 6.3. Patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debinin zamanla gelişimi.....	124
Şekil 6.4. Farklı akış zamanlarında patlama kanalında girişinde eksenel hız profilleri	126
Şekil 6.5. a)Doğrulama çalışmalarında kararlı patlama dalgası formu, enjektör toplam basıncının ani artışı ve azalışı sonrası b) p_{0x2} , c) p_{0x3} ve d) p_{0x4} çalışmalarında patlama dalgasının gelişimi e)patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişimi.....	127
Şekil 6.6. Patlama dalgası hızı ve frekansı dağılımı.....	130
Şekil 6.7. $t=2\sim 2.9$ ms aralığında a) p_{0x2} b) p_{0x3} ve c) p_{0x4} çalışmalarında patlama dalgası ve eğik şok cephesindeki değişimler	132
Şekil 6.8. $t=3.1\sim 3.7$ ms aralığında a) p_{0x2} b) p_{0x3} ve c) p_{0x4} çalışmalarında patlama dalgası ve eğik şok cephesindeki değişimler.....	132
Şekil 6.9. $t=4.0\sim 5.1$ ms aralığında a) p_{0x2} b) p_{0x3} ve c) p_{0x4} çalışmalarında patlama dalgası ve eğik şok cephesindeki değişimler.....	133
Şekil 6.10. $t= 1.200$ ms anında a)patlama kanalında b)patlama kanalı çıkışında Mach Sayısı dağılımı	134
Şekil 6.11. a) p_{0x2} , b) p_{0x3} ve c) p_{0x4} çalışmalarında patlama kanalında d) $t= 3.100$ ms, e) $t= 5.100$ ms anlarında patlama kanalı çıkışında Mach Sayısı dağılımı	135
Şekil 6.12. a) $t= 3.200$ ms anında p_{0x2} çalışmasında, b) farklı akış zamanlarında p_{0x4} çalışmasında patlama kanalın eğik şok cephesi ve ardında oluşan şok cephesi yapısı c)farklı akış zamanlarında p_{0x4} çalışması patlama kanalı çıkışında Mach sayısı dağılımı.....	136
Şekil 6.13. Patlama kanalı çıkışında itkinin zamanla dağılımı.....	138
Şekil 6.14. Toplam basınç oranının zamanla gelişim profilleri.....	139
Şekil 7.1. Model-1 hava enjektörü geometrik detayları	142

Şekil 7.2. Model-1 have enjektörü akış doğrultusu boyunca kütle ağırlık ortalamalı Mach sayısı dağılımı	143
Şekil 7.3. Enjektör aralığının (δ) 1 mm olması halinde patlama kanalında eşdeğerlilik oranı dağılımı	145
Şekil 7.4. Enjektör aralığının (δ) 0.5 mm olması halinde patlama kanalında eşdeğerlilik oranı dağılımı	146
Şekil 7.5. Enjektör aralığının (δ) 0.25 mm olması halinde patlama kanalında eşdeğerlilik oranı dağılımı	147
Şekil 7.6. Eliptik yakıt enjektör çıkış formunun patlama kanalında eşdeğerlilik oranı dağılımı üzerine etkisi.....	147
Şekil 7.7. Patlama kanalı aksenal doğrultu boyunca kütle ağırlık ortalamalı eşdeğerlilik oranı dağılımı	148
Şekil 7.8. Patlama kanalı aksenal doğrultu boyunca (enjektör aralığına göre) karışım verimliliği dağılımı	150
Şekil 7.9. Patlama kanalı aksenal doğrultu boyunca (enjektör sayısı oranına göre) karışım verimliliği dağılımı	151
Şekil 7.10. $n_{fuel}/n_{ox}=2:1$ enjektör oranına sahip konfigürasyonlar ile patlama kanalında stokiyometrik eşdeğerlilik oranına sahip bölgeler.....	152
Şekil 7.11. Stokiyometrik alan oranının patlama kanalı aksenal doğrultusu boyunca dağılımı.....	153
Şekil 7.12. Patlama kanalı aksenal doğrultusu boyunca toplam basınç korunum oranı	156
Şekil 8.1. Model-10 enjektör konfigürasyonun ile patlama kanalında basınç dağılımı	160
Şekil 8.2. Model-10 enjektör konfigürasyonu ile patlama kanalında sıcaklık dağılımı	161
Şekil 8.3. Model-13 enjektör konfigürasyon dizilimi.....	162
Şekil 8.4. Model-13 enjektör konfigürasyonu ile patlama kanalında basınç dağılımı	164
Şekil 8.5. Model-13 enjektör konfigürasyonu ile patlama kanalında sıcaklık dağılımı	165

Şekil 8.6. a) $t=0.2$ ms ve b) $t=0.24$ ms anlarında Model-10 (üst satır) ve Model-13 (alt satır) enjektör konfigürasyonları ile patlama kanalında hidrojen kütle fraksiyonları dağılımı.....	166
Şekil 8.7. a) $t=0.2$ ms ve b) $t=0.24$ ms anlarında Model-10 (üst satır) ve Model-13 (alt satır) enjektör konfigürasyonları ile patlama kanalında oksijen kütle fraksiyonları dağılımı.....	167
Şekil 8.8. Patlama kanalı orta düzleminde basınç dağılımı.....	170
Şekil 8.9. Patlama kanalı orta düzleminde sıcaklık dağılımı.....	171
Şekil 8.10. İkinci patlama dalgası oluşumu.....	172
Şekil 8.11. a) $t=2.1$ ms anında patlama kanalı orta düzleminde patlama dalgası ve eğik şok cepheleeri b) patlama dalgası cephesinin zamanla gelişim eğilimi	173
Şekil 8.12. Patlama dalgasının hız ve frekans dağılımları.....	174
Şekil 8.13. $t=3.5$ ms anında eğik şok ve şok cepheleeri.....	175
Şekil 8.14. Patlama kanalı çıkışında Mach Sayısı dağılımı.....	176
Şekil 8.15. Döner patlama motorunda itki dağılımı.....	177

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ

A	: Alan
A_r	: Üstel faktör
$A_{\text{stok.}}$	: Stokiyometrik karışımın oluştuğu alan değeri
b	: Sıcaklık üssü
C_p	: Özgül ısı kapasitesi
C_r	: Molar konsantrasyon
$D_{\text{chn,in}}$	: Patlama kanalı iç çapı
$D_{\text{chn,out}}$	: Patlama kanalı dış çapı
D_{fuel}	: Yakıt enjektör çapı
$D_{\text{ox.}}$	: Oksitleyici enjektör çapı
E	: Toplam enerji
E_a	: Aktivasyon enerjisi
f	: Patlama dalga frekansı
F, G	: Konvektif akı
$F_{(t)}$	: İtke
h_f^0	: Standart şartlarda oluşum entalpisi
$h_{\text{tot.}}$	: Patlama dalgası yüksekliği
$h_{\text{tot.}}^*$	: Kritik patlama dalgası yüksekliği
H	: Toplam entalpi
I_{sp}	: Özgül itke
k_f	: Reaksiyon hızı
k	: Türbülans kinetik enerjisi
L_{chn}	: Patlama kanalı genişliği
M_a	: Mach Sayısı
MW_k	: k ürünü molekül ağırlığı
$\dot{m}$	: Kütlesel debi
n_{fuel}	: Yakıt enjektör sayısı
$n_{\text{ox.}}$	: Oksitleyici enjektör sayısı
n_c	: Toplam hücre sayısı

N_w	: Dalga sayısı
p	: Basınç
p_b	: Geri basınç
p_{cr}	: Kritik basınç
p_t	: Toplam basınç
p_w	: Enjektör duvarına en yakın hücre basıncı
p_0	: Durgunluk basıncı
$r_{chn,in}$	: Patlama kanalı iç yarı çapı
R	: Gaz sabiti
t	: Zaman
T	: Sıcaklık
T_a	: Aktivasyon sıcaklığı
T_0	: Toplam Sıcaklık
u,w,v	: Hız bileşenleri
w_{ch}	: Patlama kanalı genişliği
U_D	: Patlama dalga hızı
Y	: Karışım fraksiyonu
β	: Nitrojen dilütasyon oranı
γ	: Özgül ısı oranı
δ	: Enjektör aralığı
$n'_{k,r}$	: r reaksiyonundaki k türü için ileri hız üssü
$n''_{k,r}$	: r reaksiyonundaki k türü için ileri hız üssü
η_{mix}	: Karışım verimliliği
$\eta_{rec.}$	: Toplam basınç korunum oranı
θ	: Çevresel konum (açısal)
$\theta_{inj.}$	: Enjektör açısı
λ	: Patlama dalgası hücre genişliği
μ	: Viskozite
μ_t	: Türbülanslı viskozite
ϕ	: Eşdeğerlilik oranı
$v'_{k,r}$	: r reaksiyonunda reaktan k için stokiyometrik katsayı
$v''_{k,r}$	: r reaksiyonunda ürün k için stokiyometrik katsayı

ρ	: Yoğunluk
σ	: Türbülanslı Prandtl sayısı
ω	: Özgöl dağılma hızı
$\dot{\omega}$	: Kimyasal reaksiyon üretim hızı
Γ	: Efektif difüzyon



1. GİRİŞ

Yanmanın iki modu bulunmaktadır ve bunlar ses üstü (ing. detonation) ve ses altı yanmadır (ing. deflagration). Ses altı yanma, kimyasal reaksiyonun gerçekleştiği oldukça ince bir alev bölgesine sahiptir [1,2]. Yanmış ya da temiz ürünleri sıkıştırabilme seviyesi ihmal edilebilir seviyede düşüktür ve düşük bir ateşleme enerjisi ile başlatılabilmektedir. Eğer akış türbülanslı değil ve yanma zayıf bir ateşleme ile başlatılmış ise laminar alev gibi görünmektedir [2]. Bununla beraber ses altı yanma dalgasının yayılımı kütle ve ısı transferi difüzyonu ile gerçekleşmektedir ve ses altı yanmayı difüzyon alevi şeklinde modellemek de mümkündür [1,2].

Patlama ses üstü bir yanmadır ve patlama dalgası cephesinde ve ardında akış özelliklerinde ani değişimler meydana gelmektedir [3]. Şok dalgası reaktanları sıkıştırarak bu bölgede sıcaklık ve basınç artışına neden olmaktadır. Bu artış, yakıt-oksitleyici karışımının yanmasını ve büyük bir enerji salınımının oluşmasını sağlamaktadır [4]. Oluşan bu enerji salınımı patlama dalgası yayılımını desteklemektedir. Patlama dalgası cephesi, şok ve kimyasal reaksiyon cephesinin birleşimi olarak düşünülebilir [5].

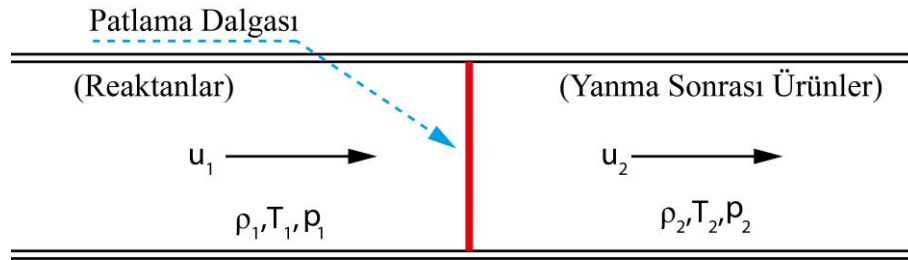
Geleneksel havacılık motorlarında ses altı yanma modu kullanılmaktadır. Motor performansı, yanma verimi ve itki performansının iyileştirilmesine yönelik yaşanan zorluklar araştırmacıları yeni bir motor konseptinin tasarlanmasına yönlendirmiştir. Ses altı ve patlama yanma modları karşılaştırıldığında, patlama yanma modunda daha düşük entropi üretimi meydana gelmektedir. Bu durum patlama yanma modu ile daha yüksek termodinamik verimlerin elde edilmesi anlamını taşımaktadır ve patlama tabanlı motorların uçak ve roketlere entegrasyonu umut verici olarak görülmektedir [4,6]. Öyle ki basınç kazanımlı yanma operasyonlarında yakıt tüketiminin %9 oranında azaltılabildiği belirtilmektedir [7,8]. Konvansiyonel ses altı yakıcılara göre patlama tabanlı motorlarda %20'ye yakın termodinamik verim artışı sağlanabilmektedir [9].

Patlama dalgasının keşfine bakıldığında Abel'in 1869 yılında patlayıcı türlerin hızını ölçen ilk kişi olduğu bilinmektedir. Berthelot ve Vieille, 1883 yılında farklı yakıt (H_2 , C_2H_4 vb.) ve oksitleyici türleri (O_2 , NO vb) ile patlama hızını ölçümü sistematik olarak gerçekleştirmişlerdir. Mallard ve Le Chatelier, 1883 yılında kamera ile ses altı yanmadan (ing. deflagration) ses üstü yanmaya (ing. detonation) geçişi gözlemlemişlerdir. Patlama dalgası olayının keşfi ile patlama hızını formüle eden niceliksel bir teori Chapman (1889) ve Jouguet (1904,1905) tarafından türetilmiştir [3].

Patlama tabanlı motorlardan biri de dönen patlama motorlarıdır. Dönen patlama motoru, farklı kanallardan besleme yapan enjektörler ve halkalı tip patlama kanalına sahiptir. Bu nedenle dönen patlama motorlarında yakıt-hava beslemesi önceden karışmamış yapıda olduğundan yakıt-hava karışımı patlama kanalında elde edilmektedir. Temel dönen patlama motor konsepti, Voitsekhovalii tarafından önerilmiştir. Zeldovich (1940), von Neumann (1942) ve Döring (1943) ses üstü yanma yapısının, öncül şok cephesi ve ardından kimyasal reaksiyon bölgesini içerdiğini tanımlamışlardır. [3,10.11]. Yine Zeldovich, ses üstü yanma döngüsü teorik verimliliğinin saf ses altı yanma döngülerden %20-30 daha yüksek olduğunu belirtmiştir [12].

1.1. Bir Boyutlu Patlama Dalga Analizi

Patlama dalgası üç boyutlu, daimi olmayan (ing. transient) ve oldukça karmaşık bir yapısı olan olaydır. Patlama dalgasının yayınının incelenebilmesi için patlama dalgası yapısının basitleştirilerek bir boyuta indirgenmesi kullanılabilir bir araç olacaktır. Bunun için sabit hızda ilerleyen bir patlama dalgasını referans alabiliriz. Şekil 1.1’de görüldüğü üzere patlama dalga cephesinin hareket doğrultusuna göre arkasında yanma sonrası ürünler, patlama dalga cephesi önünde ise yakıt-hava karışımı yer almaktadır. Patlama dalgasını sabit olarak kabul edersek temiz yakıt-hava karışımı u_1 hızı ve yanma sonrası ürünlerin u_2 hızı ile hareket ettiğini düşünebiliriz [3,13].



Şekil 1.1. Bir boyutlu sabit patlama dalgasının şematik gösterimi [13]

Patlama dalgası parametrelerine yönelik akışın daimi, adyabatik, bir boyutlu olduğu ve kütleli kuvvetlerin ihmal edildiği kabulü ile bir model türetilir. Bu model ile korunum denklemlerinin diferansiyel formları aşağıdaki gibidir [3,13].

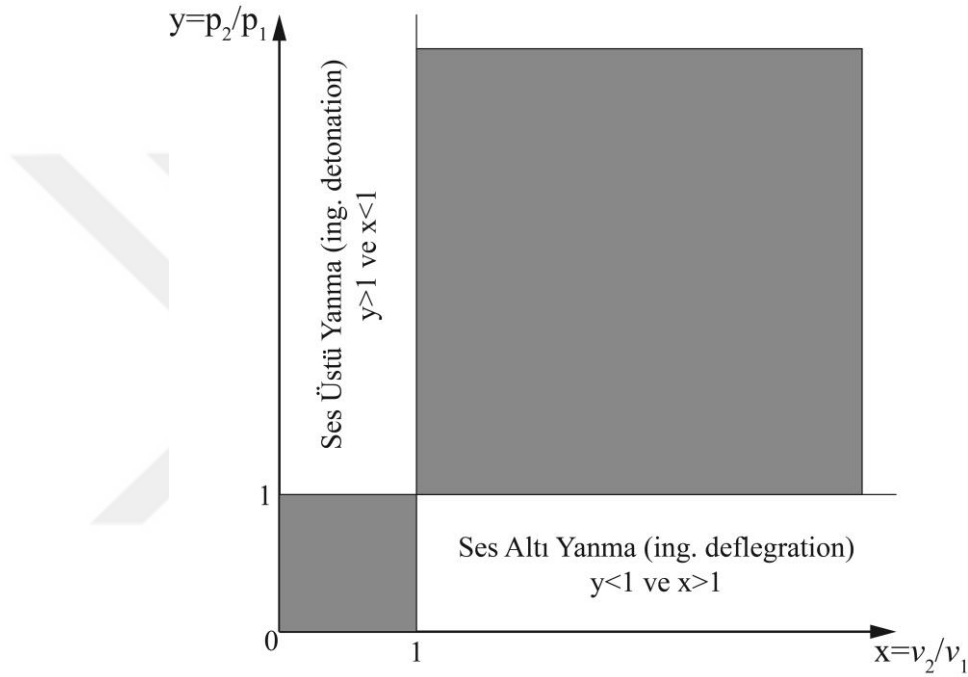
$$\rho_1 u_1 = \rho_2 u_2 \quad (1.1)$$

$$p_1 + \rho_1 u_1^2 = p_2 + \rho_2 u_2^2 \quad (1.2)$$

$$C_p T_1 + \frac{u_1^2}{2} + q = C_p T_2 + \frac{u_2^2}{2} \quad (1.3)$$

Reaktanlar ve yanma sonrası üretilen ürünler oluşum entalpisi farkı (q) Denklem 4 ile elde edilebilir [13].

$$q = \sum_i^{\text{reaktanlar}} x_i h_{f_i}^\circ - \sum_i^{\text{üretilenler}} x_i h_{f_i}^\circ \quad (1.4)$$



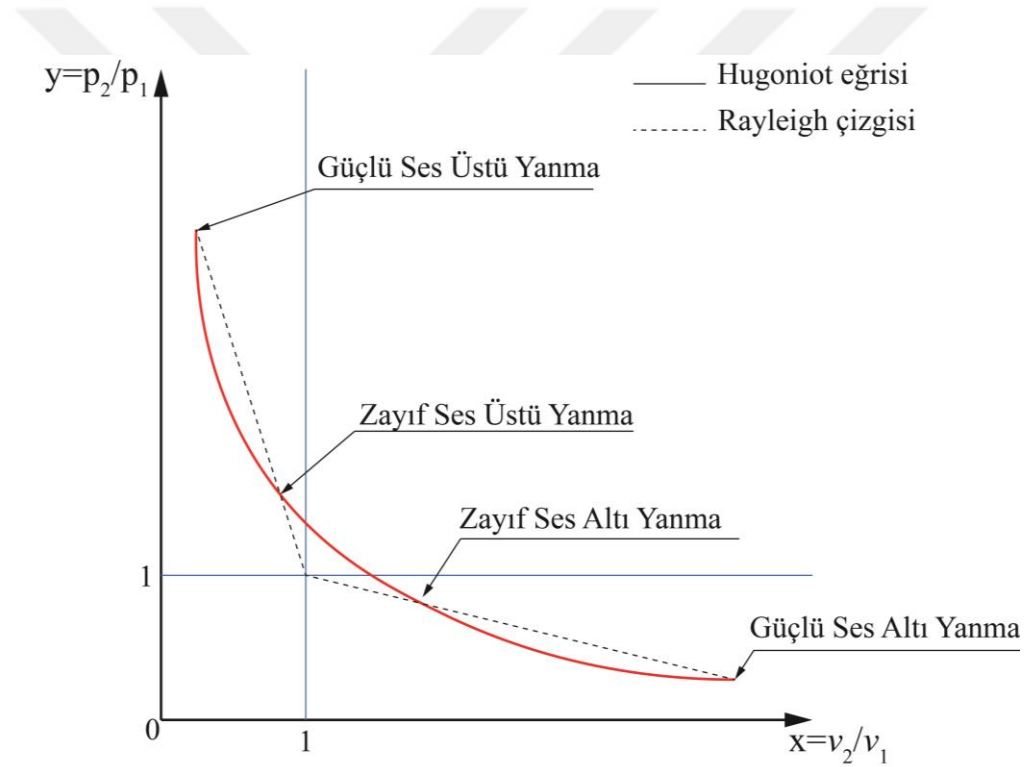
Şekil 1.2. p-v diyagramında ses üstü ve ses altı yanma çözümlerinin gerçekleştirilebileceği alanlar [3]

Belirtilen modelde reaktanların akış özellikleri (p_1 , ρ_1 ve h_1) bilinmektedir. Modelde dört denklem ve beş bilinmeyen (p_2 , ρ_2 , h_2 , u_2 ve detonasyon dalga hızı olan u_1) yer almaktadır. Beşinci bilinmeyen bulunabilmesi yeni bir bağıntıya (Rankine-Hugoniot denklemi) ihtiyaç duyulmaktadır. Denklem 1.1 (kütlenin korunumu denklemi) ve Denklem 1.2 (momentumun korunumu denklemi) birleştirildiğinde Denklem 1.5'te verilen Rayleigh denklemi elde edilmektedir [14]. Rayleigh denklemi incelendiğinde dalgası hızının pozitif çıkabilmesi için $p_2 > p_1$, $\rho_1 > \rho_2$ ya da $p_1 > p_2$, $\rho_2 > \rho_1$ koşulları sağlanmalıdır [3,15]. Bu yaklaşımda Şekil 1.2'de görüldüğü üzere $p_2 > p_1$, $\rho_1 > \rho_2$ koşulu ile patlama dalgası ve $p_1 > p_2$, $\rho_2 > \rho_1$ koşulu ile ses altı yanma çözümleri gerçekleştirilebilir [3]. Momentum ve enerjinin korunumu denklemleri birleştirilerek Denklem 1.6'da verilen Rankine-Hugoniot bağıntısı elde edilebilir [13,14,16].

$$p_2 - p_1 = (\rho_1 u_1)^2 \left(\frac{1}{\rho_1} - \frac{1}{\rho_2} \right) \quad (1.5)$$

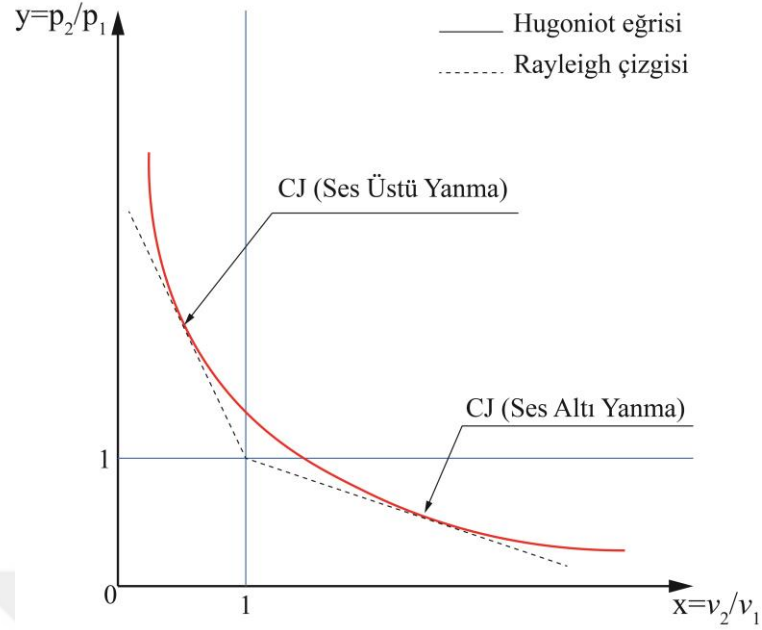
$$h_2 - h_1 = \frac{1}{2} (p_2 - p_1) \left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{1}{\rho_2} \right) \quad (1.6)$$

Rayleigh çizgisi ve Hugoniot eğrisi ile patlama dalgası şiddeti tanımlanabilmektedir. Şekil 1.3’de görüldüğü üzere başlangıç durumundan ($p_2=p_1$ ve $\rho_1=\rho_2$) çizilen Rayleigh çizgileri ile Hugoniot eğrisinin kesişimi sonrası beş farklı durum elde edilmektedir. Bunlar güçlü ve zayıf patlama dalgası ile güçlü ve zayıf ses altı yanma oluşumlarıdır. Beşinci bölümde $P_2 > P_1$ ve $\rho_2 > \rho_1$ koşulu sağlanmalıdır. Bu koşul fiziksel olarak imkansızdır [13].



Şekil 1.3. Rayleigh çizgisi ve Hugoniot eğrisi [3]

Başlangıç koşullarından Hugoniot eğrisine çizilen teğetsel çizgiler ile Şekil 1.4’de görüldüğü üzere 2 farklı sonuç (üst ve alt C-J noktaları) elde edilebilir [3]. Üst C-J noktası kararlı bir patlama dalgası hızını, alt C-J noktası ise kararlı ses altı dalga hızını tanımlamaktadır [13,17,18].



Şekil 1.4. Chapman-Jouguet çözümleri [3]

Ses altı ve ses üstü yanma arasındaki farkın daha net anlaşılabilmesi dalga özelliklerinin incelenmesi önemlidir. Tablo 1.1’de ses altı ve ses üstü yanma ile akış özelliklerindeki değişimler verilmiştir [19]. Patlama dalgası cephesindeki güçlü şok dalgası ile yakıt-oksitleyici karışımı daha fazla sıkıştırılabilmekte ve ses altı yanmaya göre bu bölgedeki yoğunluk artışı daha yüksek oranlara ulaşmaktadır. Bununla beraber patlama dalgası cephesinde basınç artış oranı ses altı yanmaya göre daha fazla olduğu görülmektedir. Bu durum eşdeğer ısı eklemesi ile patlama dalgası tabanlı bir çevrimde daha fazla basınç kazanımının sağlanabileceğini göstermektedir.

Tablo 1.1. Ses altı ve ses üstü yanmaya göre dalga değişkenleri dağılımı [19]

Değişken Oranları	Ses Üstü Yanma	Ses Altı Yanma
u_b/u_c	5-10	0.0001-0.03
u_b/u_u	0.4-0.7	4-16
p_b/p_u	13-55	0.98-0.976
T_b/T_u	8-21	4-16
ρ_b/ρ_u	1.4-2.6	0.06-0.25

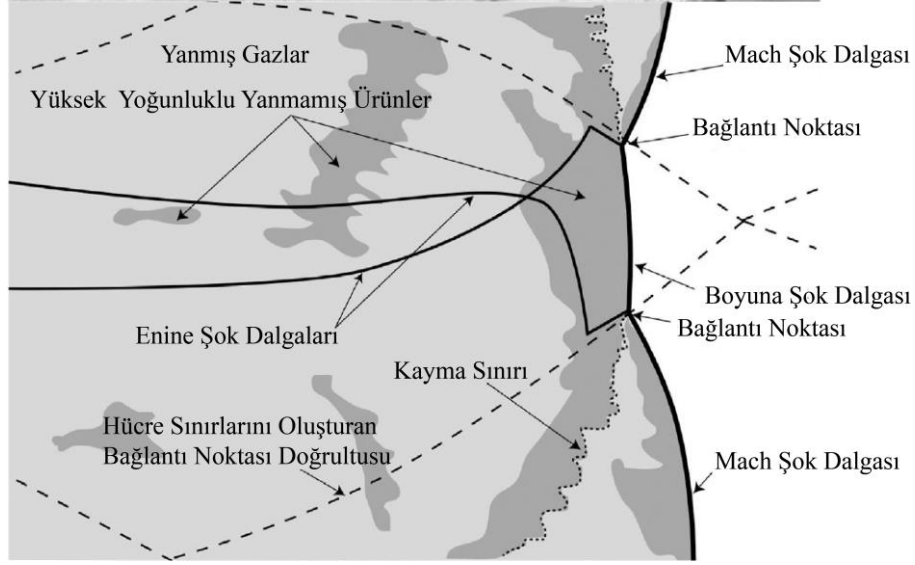
1.2. Patlama Dalgası Yapısı

Patlama dalgası üç boyutlu, daimi olmayan ve hücreli bir yapıya sahiptir [20,21]. Hücreli yapı kimyasal reaksiyon cephesindeki enerji salınımı ile yayılım konusunda desteklenmektedir.

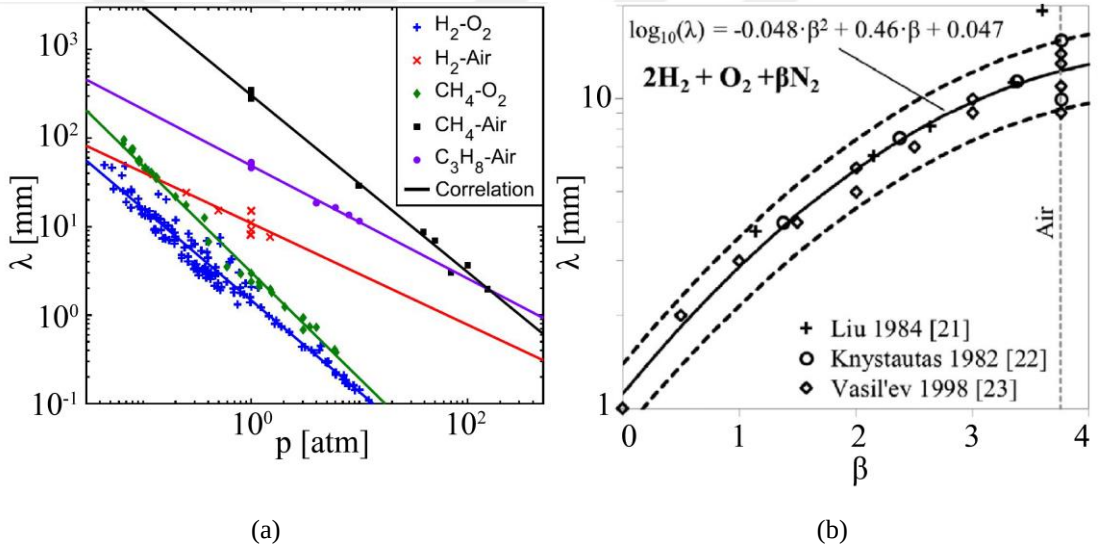
Şekil 1.5’de verildiği üzere dalga yapısı üç sıkıştırma dalgası içermektedir. Bunlar Mach, enine (ing. Transverse) ve boyuna şok dalgalarıdır. Bu üç şok dalgaları bir noktada (ing. triple point) birleşmektedir. Hücre sınırlarını enine dalgalar oluşturmaktadır. Enine şok dalgaları reaksiyon bölgesinde yaklaşık ses hızına sahiptir. Bu nedenle dalga yapısı zamanla değişkenlik gösterir. Genel olarak enine şok dalga aralığı reaksiyon bölgesi uzunluğunun 100 katı olarak kabul görmektedir [21].

Patlama dalgasının yayılımı süresince enine şok dalgalarının etkileşimi ve çarpışmaları söz konusudur. Bu çarpışmalar ile Mach ve boyuna şok dalgaları yer değiştirmektedir. Çarpışma sonrasında birbirinden uzaklaşan enine şok ile yüksek basınca sahip bir bölgenin ardında yeni bir Mach Şoku türetilmektedir. Oluşturulan yeni üçlü noktalarda eski Mach şok dalgaları boyuna şok dalgalarına dönüşmektedir ve enine şok dalgaları bu dalgalara doğru hareket etmektedir. Dalgaların bu hareketi sonrası dörtgensel patlama dalgası hücreleri meydana gelmektedir [21].

Patlama dalgası hücre genişliği, yakıt-oksitleyici karışımının patlama olasılığını belirten bir değişkendir [22]. Ayrıca patlama dalgasının yayılımı, patlama dalgası hücre genişliği ile ilişkilendirilmektedir [23]. Bu nedenle patlama dalgası hücre genişliği patlama tabanlı motorların tasarımı için kritik öneme sahiptir. Patlama dalgası hücre genişliği yakıt-oksitleyici başlangıç termodinamik koşullarına göre değişkenlik göstermektedir [22,24]. Şekil 1.6 (a)’da yakıt-oksitleyici karışım türlerinin atmosferik sıcaklık ve farklı basınç aralıklarında patlama dalgası yapısı sunulmuştur. Bu dağılımda kütle fraksiyonu sabittir [25]. Şekil 1.6 (b)’de ise atmosferik sıcaklık ve basınç değerlerinde nitrojenin karışım fraksiyonu değişkenliğine göre hidrojen-oksijen-nitrojen karışımının patlama dalgası genişliği dağılımı verilmiştir [26]. Metan-nitrojen-oksijen, hidrojen-nitrojen-oksijen karışımlarının (atmosferik sıcaklık ve basınç koşullarında) patlama dalgası genişliklerinin tespiti için Denklem 7 ve 8’de verilen korelasyon bağıntıları kullanılmaktadır. Denklem 7 ve 8’de verilen bağıntılarda “ λ ” patlama dalgası hücre genişliği, “ β ” ise nitrojen dilüsyon oranıdır. Belirtilen koşullara göre stokiyometrik hidrojen-hava ve metan-hava karışımlarının patlama dalgası genişlikleri sırası ile 10.97 ve 300 mm’dir [25, 26].



Şekil 1.5. Metan-oksijen karışımında patlama dalgası yapısının Schlieren görüntülemesi [27]



Şekil 1.6. a) Farklı yakıt-oksitleyici karışımlarında patlama dalgası hücresi genişliği dağılımı [25]
b) hidrojen-hava karışımında nitrojenin değişken karışım oranına göre patlama dalgası hücresi dağılımı [26]

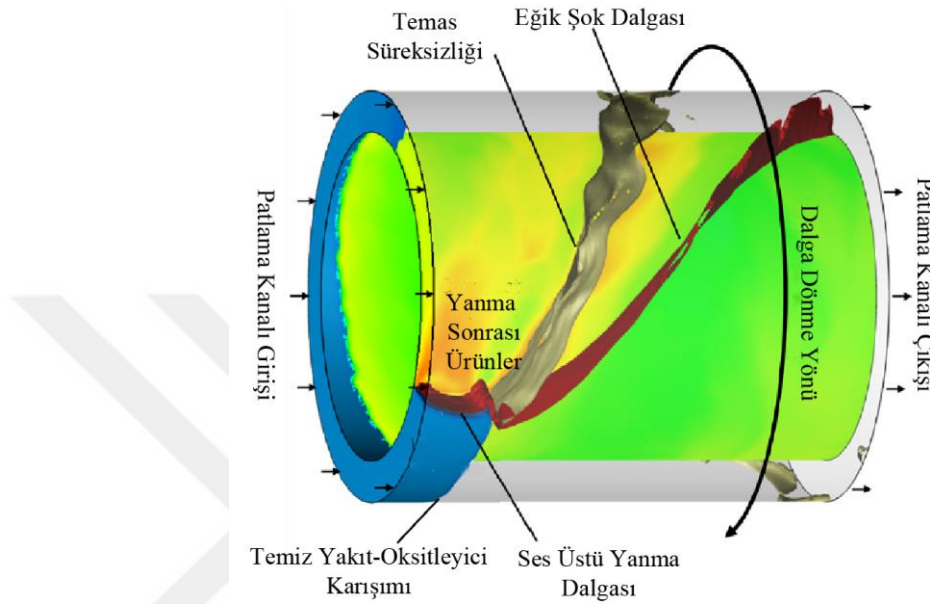
$$\lambda = (3.05 \text{ mm}) \exp \left(\frac{2\beta}{1.219 + 0.11\beta} \right) \left(\frac{p}{1 \text{ atm}} \right)^{(\beta-22.56)/18.8} \left(\frac{T}{300} \right)^{-1} \quad (1.7)$$

$$\log_{10}(\lambda) = (-0.048\beta^2) + (0.46\beta) + 0.047 \quad (1.8)$$

1.3. Dönen Patlama Motorları

Dönen patlama motorları, patlama dalgası tabanlı motorlardan biridir. Yakıt ve hava ayırık kanallardan giriş yapmakta ve patlama kanalında karışım sağlanmaktadır.

Şekil 1.7’de görüldüğü üzere patlama kanalı halkalı bir yapıya sahiptir. Ateşlemenin başlatılması ile patlama dalgası çevresel doğrultuda hareket etmektedir. Oluşan şok cephesi yakıt-hava karışımını sıkıştırarak kimyasal reaksiyon devamlılığını sağlamaktadır.

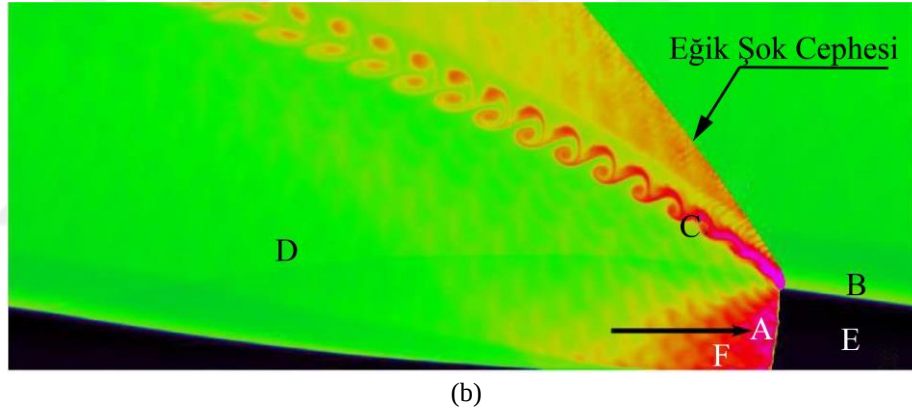
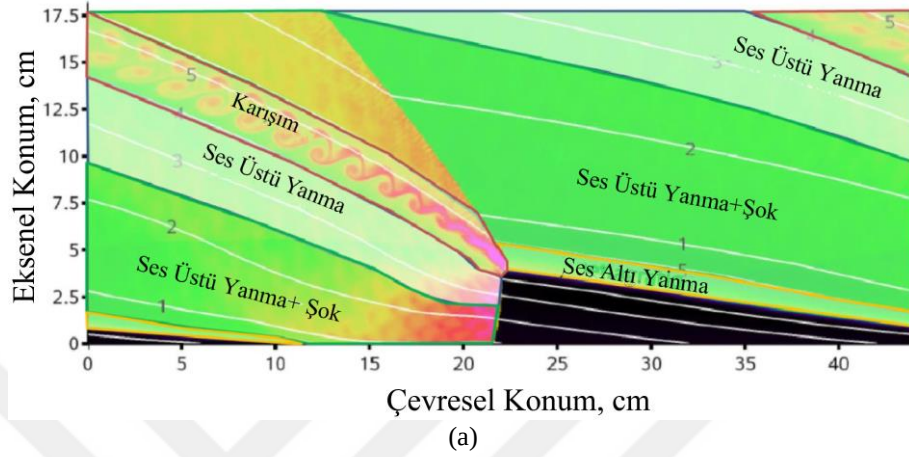


Şekil 1.7. Halkalı tip patlama kanalı içerisinde dönen patlama yayınının şematik görünümü [4]

Dönen patlama motorunun diğer patlama dalgası tabanlı motorlara göre birçok avantajı bulunmaktadır. Öncelikle dönen patlama motorlarında bir kez ateşleme işlemi ile patlama dalgasının yayılım devamlılığı sağlanabilmektedir. Dönen patlama motorlarında daimi yakıt-oksitleyici beslemesi mevcuttur. Yakıt-oksitleyici karışımı patlama kanalında gerçekleştirildiği için ikinci bir uygulamaya gerek duyulmamaktadır. Dönen patlama motorunda, diğer patlama dalgası motorlarına göre daha yüksek frekans aralığında (1-10 kHz) itki üretimi gerçekleştirebilmektedir. Şekil 1.7’de görüldüğü üzere patlama kanalına aktarılan yakıt-oksitleyici karışımı ile patlama dalgası yayılımı için gereken enerji salınım devamlılığı sağlanmakta ve patlama kanalı çıkışında daimi itki üretimi gerçekleştirilmektedir [28].

Patlama kanalındaki akış yapısı incelendiğinde Şekil 1.8 (a)’da görüldüğü üzere oldukça ince patlama dalgası cephesi ile eğik şok cephesinin varlığı söz konusudur. Patlama dalgası cephesinde var olan yüksek sıcaklık ve basınç değerleri kimyasal reaksiyon mekanizmasındaki türlerin çok hızlı bozunma ve yeniden birleşmesine olanak sağlamaktadır. Patlama kanalındaki akış yapısını dört bölgeye ayırmak mümkündür.

Bunlar sırası ile ses üstü yanma, ikincil şok cepheleri, ses altı yanma ve karışım bölgeleridir. Kimyasal reaksiyon sonrası ürünler çevresel ve akış yönünde genişlemektedir. Bu genişleme sonrası eğik şok ve karışım bölgesi oluşmaktadır [29].

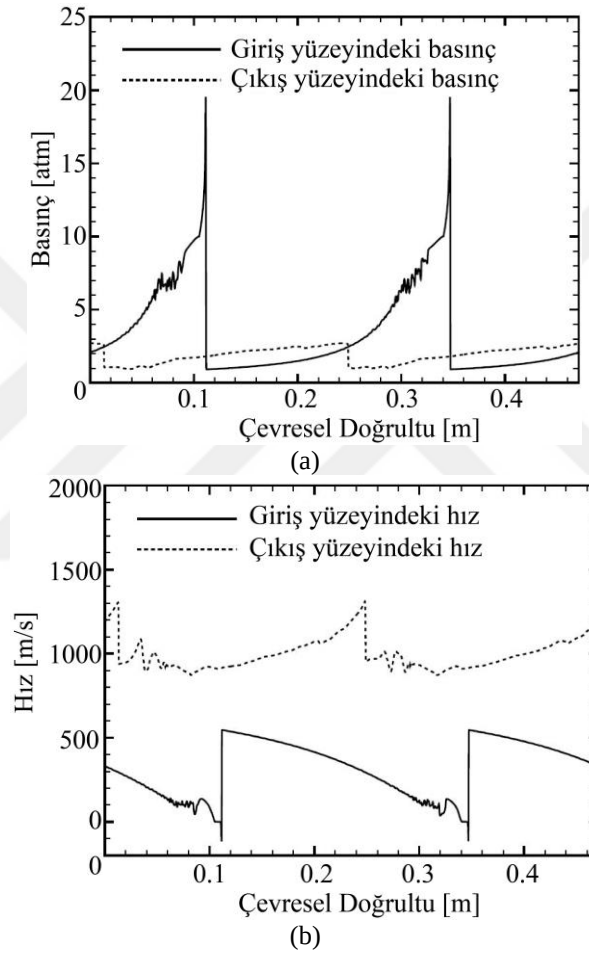


Şekil 1.8. Patlama dalgasının yayılımı süresince patlama kanalında a)akış alanında meydana gelen yapılar [29] b)kararlı patlama dalgası yayılımı [30]

Şekil 1.8 (b)'de patlama kanalının düzlemsel olarak modellenmesi ile yapılan sayısal analizlerde patlama dalgası cephesi (A) ve eğik şok cephesinin soldan sağa doğru yayılımı gerçekleştirildiği görülmektedir. Patlama dalgası ardındaki yüksek basınç dağılımı tam blokaja (F) neden olmaktadır, dolayısı ile bu bölgeden patlama kanalına yakıt-oksitleyici karışımı sağlanamamaktadır. Yanma sonrası ürünler ve patlama dalgası bir önceki yayılımı ile üretilen ürünler karışım katmanını (C) meydana getirmektedir [30].

Patlama dalgası cephesi sonrası Şekil 1.9'da görüldüğü üzere ani basınç düşüşü meydana gelmektedir. Enjeksiyon toplam basıncının, patlama dalgası cephesi ve ardındaki toplam basınç değerinden düşük olduğu bölgelerde lokal blokajlar meydana

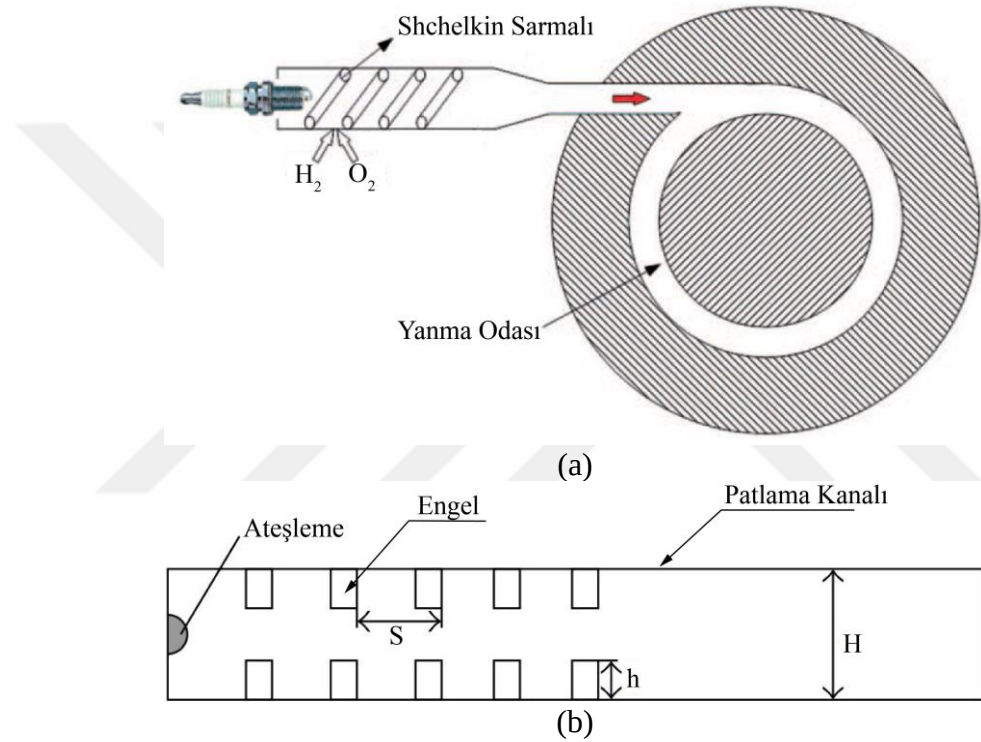
gelmektedir. Şekil 1.9 (b)'de patlama kanalı girişindeki eksenel hız dağılımları blokaj olayının açıklar niteliktedir [31]. Hız dağılımı incelendiğinde patlama kanalı girişinde ters akışların meydana geldiği görülmektedir. Bu durumun aksine enjeksiyon toplam basıncının, enjektör duvarı yakınlarında basınç değerinden yüksek olduğu bölgelerde ise yakıt ve oksitleyici enjeksiyonu gerçekleşmektedir. Bu döngü patlama dalgası kararlılığını ve yayılımı devamlılığını sağlamaktadır.



Şekil 1.9. Düzlemsel olarak modellenen patlama kanalı girişi ve çıkışındaki a) basınç, b) hız dağılımları [31]

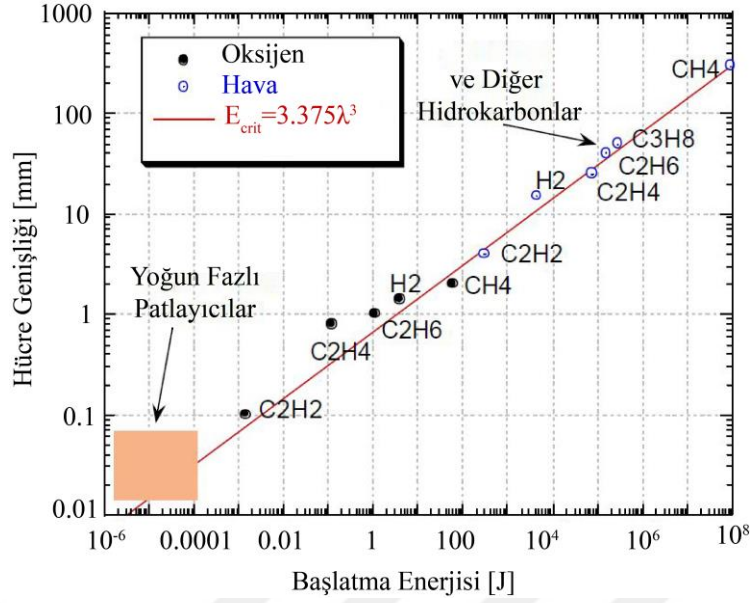
Literatürde patlama dalgasının oluşturulmasına yönelik üç farklı yöntem bulunmaktadır. İlk yöntem olarak ses altı yanmadan ses üstü yanmaya geçiş metodu (ing deflagration to detonation) kullanılmaktadır. Bu yöntemde, ses altı yanma modu küçük bir enerji ve türbülans yardımıyla patlama dalgasına dönüştürülmektedir. DDT (deflagration to detonation) mekanizması ile patlama dalgası, tüp ya da kanal yapılarında elde edilmektedir. Türbülansın oluşturulabilmesi için Şekil 1.10'da görüldüğü üzere

engeller ya da Shchelkin spiralleri kullanılmaktadır. Yanma dalgası yayılımı süresince yanma sonrası ürünlerin genişlemesi ile akış tetiklenmekte ve küçük akış dalgalanmaları meydana gelmektedir. Yanma dalgası ve bu dalgalanmaların etkileşimi sonrası alev yüzey alanı bükülerek genişlemektedir. Bu durum alev yüzey alanını ve dolaylı olarak reaksiyon hızını artırmaktadır. Yanma hızındaki artış ile alev cephesi önünde sıkıştırma dalgaları elde edilmektedir. Son olarak alev cephesi ve sıkıştırma dalgaları bir şok dalgası olarak birleşmektedir [13].



Şekil 1.10. Patlama dalgasının başlatılabilmesi için kullanılan a) Shchelkin sarmalı [32] ve b) engellerin şematik görünümü [33]

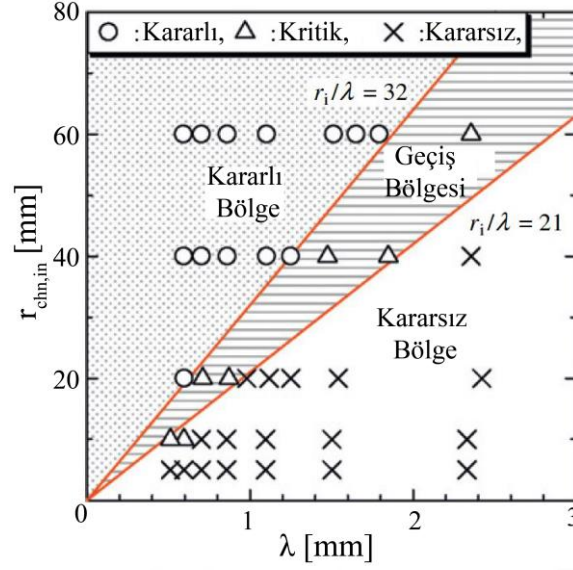
İkinci patlama dalgası üretim yöntemi doğrudan başlatma (direct initiation) yöntemidir. Bu yöntemde DDT mekanizmasına ihtiyaç duyulmamaktadır. Yakıt-oksitleyici karışımı üzerine büyük oranda enerji transferi gerçekleştirilerek patlama dalgası üretilmektedir [13]. Bu yöntemin DDT mekanizmasına göre olumlu yönleri, DDT mekanizmasında patlama dalgasının üretilmesi için yanma alevi yayılımına ihtiyaç duyulmaktadır ve patlama dalgası küçük bir yayılım hacminde elde edilemeyebilir [34]. Patlama dalgasının oluşturulabilmesi için gereken enerji seviyeleri Şekil 1.11’de gösterilmektedir. Gereken bu kritik enerji yakıt türleri ve oksitleyicilere göre değişkenlik göstermektedir.



Şekil 1.11. Farklı yakıt-oksitleyici karışımlarında hücre genişliğine karşı gereken başlatma enerjisi [34, 35]

Son patlama dalgası başlatma metodu ise şok dalgası ile başlatma yöntemidir (shock initiated method). DDT yönteminde, türbülanslı yapıların elde edilebilmesi sürecinde büyük basınç kayıpları meydana gelmektedir. Bunun yanı sıra büyük bir enerji transferine ihtiyaç duyulmaktadır. Şok dalgası ile başlatma yönteminde ise yakıt-oksitleyici karışımı üzerine şok dalgası yönlendirilerek karışım cephesinin herhangi bir bölgesinde sıkıştırma sağlanır. Böylece bu bölgede sıcaklık ve basınç artışı elde edilerek ani bir patlama dalgası üretilir [13].

Patlama kanalının geometrik değişkenlerini patlama dalgası hücre boyutları ile ilişkilendirmek mümkündür. Patlama kanalları silindirik bir yapıda olup dönen patlama dalgaları bu kanal içerisinde yayınımlı gerçekleştirmektedir. Nakayama vd. eğrisel kanallarda patlama dalgası yayınımlı deneysel olarak incelemiştir. Patlama kanalı öncesinde yerleştirilen Shchelkin sarmalı ile patlama dalgası elde edilmiştir. Çalışmada stokiyometrik etilen-oksijen karışımı kullanılmıştır. Sonuç olarak Şekil 1.12’de görüldüğü üzere değişen kanal iç çapına göre patlama dalgasının kararlı, geçiş ve kararsız modları elde edilmiş ve patlama dalgası hücre boyutu ile ilişkilendirilmiştir. Patlama dalgasının, kararsız yapıdan kararlı yapıya geçebilmesi için patlama kanalı giriş yarı çapı ($r_{chn,in}$) değerinin $21 \leq r_{chn,in}/\lambda \leq 32$ aralığında tercih edilmesi önerilmektedir [36].



Şekil 1.12. Patlama dalgasının yayılım modlarına göre patlama kanalı iç yarı çapı ile patlama hücre genişliği arasında ilişki [36]

Patlama dalgası kararlılığına etki eden bir diğer parametre de yakıt-oksitleyici karışımı yüksekliğidir ($h_{tot.}$). Bu değişken patlama dalgası özelliklerini (patlama dalgası cephesi basınç ve sıcaklık, patlama dalgası hızı vb.) etkilemektedir. Bu yüksekliğin kritik yakıt-oksitleyici karışımı yüksekliğinden ($h_{tot.}^*$) küçük olmaması gerekmektedir. Patlama dalgasının kararlı yayılımı için yakıt-oksitleyici karışımı yüksekliği $h^* < h < 2h^*$ aralığında yer almaz. Temiz yakıt-hava karışımı yüksekliği Denklem 1.9’da verilen bağıntı ile elde edilebilir [23].

$$h \cong h^* \cong (12 \pm 5)\lambda \quad (1.9)$$

Patlama kanalı minimum çapının belirlenebilmesi için K katsayısının tanımlanması gerekmektedir. K katsayısı Denklem 1.10 ile elde edilebilir. Denklem 1.10’da verilen bağıntıdaki l parametresi iki patlama dalgası arasındaki mesafe ve n parametresi ise patlama dalgası sayısıdır [23].

$$K = l/h = \pi d_{chn,in}/nh \quad (1.10)$$

K katsayısı halkalı tip geometriler için sabit bir değerdir ve $K=7\pm 2$ aralığında bir seçim tercih edilmektedir. Sıvı oksitleyici kullanılması halinde bu değer 1.5-2 aralığında kabul edilmesi önerilmektedir. Tek patlama dalgasının görüldüğü dönen patlama motoru operasyonları dikkate alındığında minimum patlama kanalı çapı Denklem 1.11’de verilen bağıntı ile bulunabilir [23].

$$d_{c(\min)} = hK/\pi \quad (1.11)$$

Patlama kanalı tasarımında dikkate alınması gereken bir diğer parametre de patlama kanalı uzunluğudur (L_{chn}). Deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçlara dayalı olarak minimum patlama kanalı uzunluğu Denklem 1.12’de verilen bağıntı ile elde edilebilir. Yeterli uzunluğa sahip olmayan patlama kanalında tamamlanmamış yanma durumunun gerçekleşebileceği belirtilmektedir. Bu nedenle optimum patlama kanalı uzunluğu için Denklem 1.13’te verilen bağıntı kullanılmaktadır. Son olarak patlama kanalı genişliği (w_{ch}) Denklem 1.14’te verilen bağıntı ile elde edilebilir [23].

$$L_{(\min)} \cong 2h \cong d_c/n \quad (1.12)$$

$$L_{(\text{opt})} \geq 4h \cong 2d_c/n \quad (1.13)$$

$$w_{\text{ch}} \geq w_{\text{ch}}^* \cong 0.2h \quad (1.14)$$

2. LİTERATÜR TARAMASI

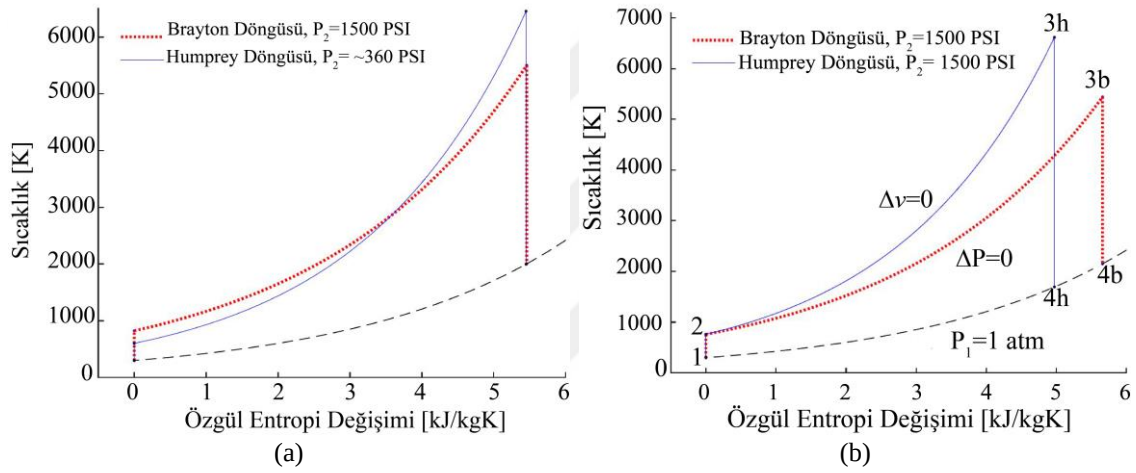
Tez çalışmaları kapsamında yürütülen literatür taraması dört ana başlık altında gerçekleştirilmiştir. İlk başlıkta patlama dalgası özellikleri, yayılımı ve dönen patlama motor performansına yönelik analitik çözümlemelere yer verilmiştir. İkinci başlıkta doğrulama ve tam ölçekli analizlerin yürütülebilmesi için sayısal çalışmalar kapsamında araştırmalar bulunmaktadır. Üçüncü ana başlıkta ise farklı enjeksiyon ve sınır koşullarının dönen patlama üzerine etkisinin araştırıldığı çalışmalara yer verilmiş ve son başlıkta ise literatürde sayısal ve deneysel olarak incelenmiş enjektör konfigürasyonları sınıflandırılmıştır.

2.1. Analitik Çözümlemelere Yönelik Literatür Taraması

Patlama dalgasının yayılımı ve patlama dalgasının özelliklerinin belirlenebilmesi dönen patlama motorlarının tasarımları için oldukça önemli bir adımdır. Bu konuda ilk çalışmalar Voitsekhovsky tarafından gerçekleştirilmiştir. Voitsekhovsky, bir boyutlu model geliştirerek dönen patlama motorlarında patlama dalgası hızı, sıcaklığı ve yoğunluğunu hesaplamıştır [37, 38]. Nicholls vd., hidrojen-oksijen kullanılan patlama modu (ing. detonative mode) tabanlı 1000 lb-thrust itkiye sahip bir roket motorunu test etmişlerdir. Test işlemleri öncesinde bir dönen patlama motorundaki akış yapısını gaz dinamiği ile ilişkilendirilerek analitik modeller geliştirmişlerdir. Analitik çalışmalar, devamlı patlama dalgası için ön tahmin koşullarının ve zamana dayalı sayısal çalışmaların başlangıç koşullarının belirlenmesinde kullanılmıştır. Geliştirilen modellerin ilki patlama sonrası ürünlerin ve yakıt-oksitleyici ani karışımını varsaymaktadır. İkinci model, reaktanlar ile patlama sonrası üretilen radikallerin karışmadığını kabul etmektedir. Son modelde hidrojen gibi kriyojenik yakıtların sıvı damlacıklarının dikkate alındığı ve karışımın olmadığı varsayımı kullanılmıştır [38, 39].

Havacılıkta kullanılan konvansiyonel motorlara yönelik verim iyileştirme çalışmalarında yaşanan zorluklar son dönemde patlama dalgası tabanlı motorlara olan ilgiyi artırmış ve havacılık-uzay araçlarına entegrasyonu kapsamında çalışmalar başlatılmıştır. Bigler vd., patlama dalgası tabanlı motorlar ile ses altı yanmanın gözlemlendiği konvansiyonel motor verimlerinin karşılaştırılmasına yönelik analitik çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Çalışmada ideal Humphrey ve Brayton döngüsü kullanılmıştır. Humphrey döngüsü, patlama tabanlı motorların çevrimine benzer bir yapıya sahiptir [40]. Humphrey döngüsünde, sabit basınçta ısı ekleme yerine sabit

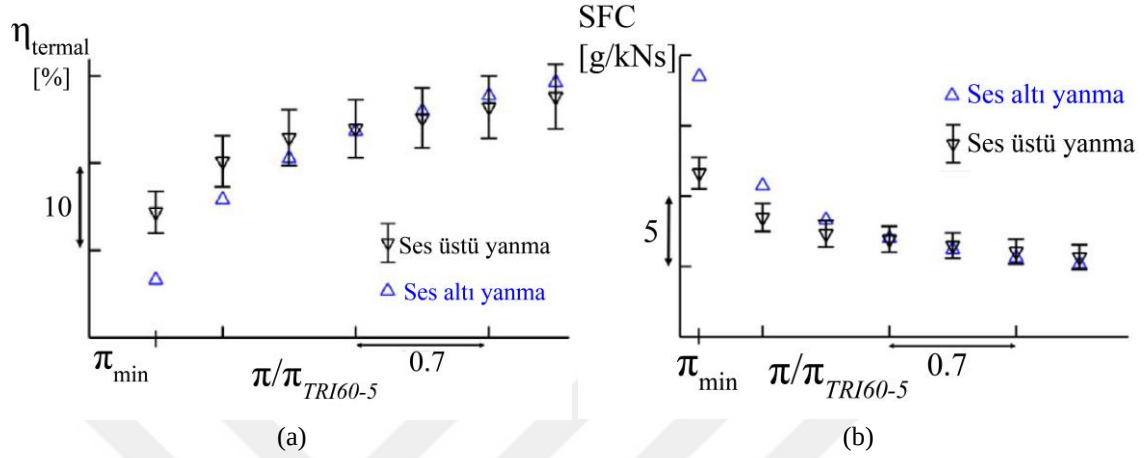
hacimde ısı ekleme işlemi vardır ve bu aşamanın dışında Brayton çevrimiyle neredeyse benzerdir. Bu nedenle çalışmada ses üstü (ing. detonation) ve altı (ing. deflagration) yanmanın karşılaştırılması Humphrey-Brayton çevrimleri ile gerçekleştirilmiştir. Analitik çözümlemenin sonucu olarak Şekil 2.1’de görüldüğü üzere, aynı miktarda iş elde edilmesi koşulu ile ideal Humphrey çevriminde daha düşük başlangıç basınç oranı elde edilmiştir. Aynı başlangıç basınç oranında ideal Humphrey çevriminde ideal Brayton çevrimine göre % 9.8 oranında ısı verim artışı meydana gelmiştir. Bununla beraber eşdeğer başlangıç basınç durumunda Humphrey çevriminde Brayton çevrimine göre performans kazanımı % 10 mertebesinde olduğu belirtilmiştir [41].



Şekil 2.1. a) Sabit iş miktarı b) sabit başlangıç basıncına göre ideal Brayton ve Humphrey döngülerinde T-s diyagramları [41]

Suzuki vd., çalışmalarında patlama dalgası motorlarının konvensiyonel ısı motorlarından % 13 daha verimli olduğunu belirtmişlerdir [42, 43]. Jones vd., çalışmalarında basınç kazanımlı yanma uygulamaları ile ticari nakliye uçaklarında yakıt tüketiminin azaltılmasını araştırmışlardır. Sonuç olarak tek ve geniş koridorlu uçaklarda % 8-9 aralığında, çift ve geniş koridorlu uçaklarda ise % 4-5 aralığın yakıt tasarrufunun sağlanabildiği belirtilmiştir [44]. Sousa vd., çalışmalarında tüm motor boyunca termodinamik ve izentropik olmayan süreçleri tam olarak değerlendirmek için sayısal bir araç sunmuşlardır. Çalışmada Nasa T-MATS (Toolbox for the Modeling and Analysis of Thermodynamic Systems) açık kaynak kodlu programından yararlanılmıştır. Ses altı ve dönen patlama motorlarının kıyaslanması için Safran Power tarafından üretilen TRI60-5 turbojet motoru kullanılmıştır. Şekil 2.2’de görüldüğü üzere düşük sıkıştırma oranlarında termal verimde % 8 artış sağlandığı ve sıkıştırma oranı arttıkça bu kazanımın azaldığı

belirtilmiştir. Döner patlama dalgası motoru konfigürasyonu ile düşük sıkıştırma oranlarında özgül yakıt tüketiminde 7 g/kNs düşüş elde edildiği ve yüksek basınç oranında bu kazanımın yok olduğu gözlemlenmiştir [45].



Şekil 2.2. Ses altı ve ses üstü yanma odalarının eklendiği turbo jet motorunda farklı sıkıştırma basınç oranları için termodinamik karşılaştırma a) motor ısı verimi b) özgül yakıt tüketimi [45]

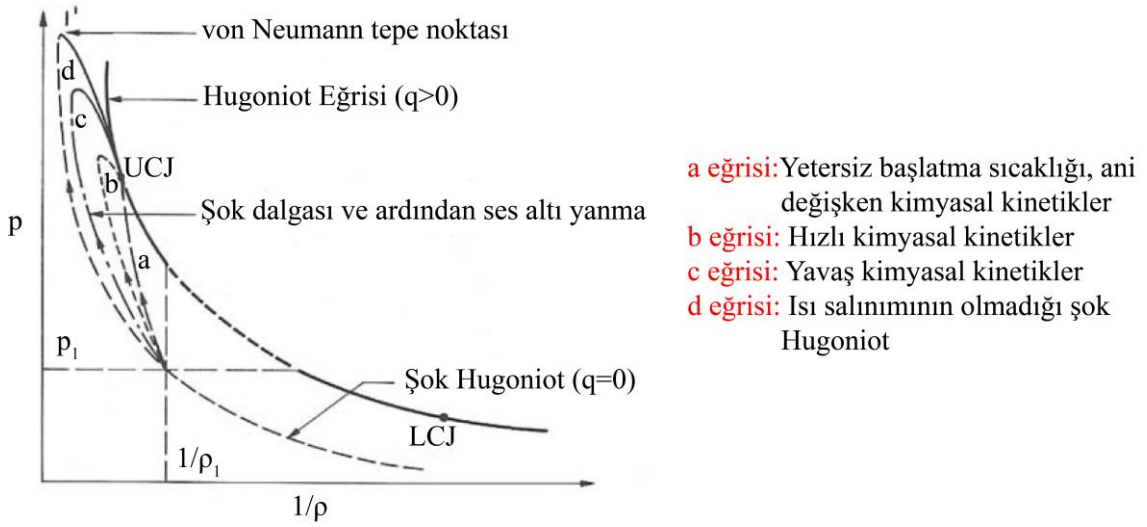
Kimura vd., ideal roket motor performansının belirlenebilmesi için yeniden düzenlenmiş ZND (Zeldovich-von Neumann-Doring) dönen patlama motoru termodinamik modelini geliştirmişlerdir. Çalışmanın ikinci aşamasında özgül itki değerlerinin hesaplanabilmesi için kararlı yanma yaklaşımının kullanıldığı ve NASA'nın CAE isimli kodunu içeren bir araç oluşturmuşlardır. Brayton çevrimi ve ZND dönen patlama motoru performansının karşılaştırılması için oluşturulan araçlar ile Tablo 2.1'de verilen sınır şartları kullanılarak 225 analitik çalışma gerçekleştirilmiştir. Tablo 2.2'de sunulan basınca yönelik azami indirgeme faktörüne (ing. reduction factor) göre elde edilen özgül değerleri incelendiğinde, indirgeme faktörünün ve özgül itkinin sırası ile 8.9 ve 347 saniye olduğu görülmektedir. Bu durum Brayton ve dönen patlama motoru çevrimlerinde aynı özgül itki değerleri ile dönen patlama motoru yanma odası giriş basıncının büyük oranda düşürülebildiğini göstermektedir [46].

Tablo 2.1. Dönen patlama motoru döngü sınır şartları [46]

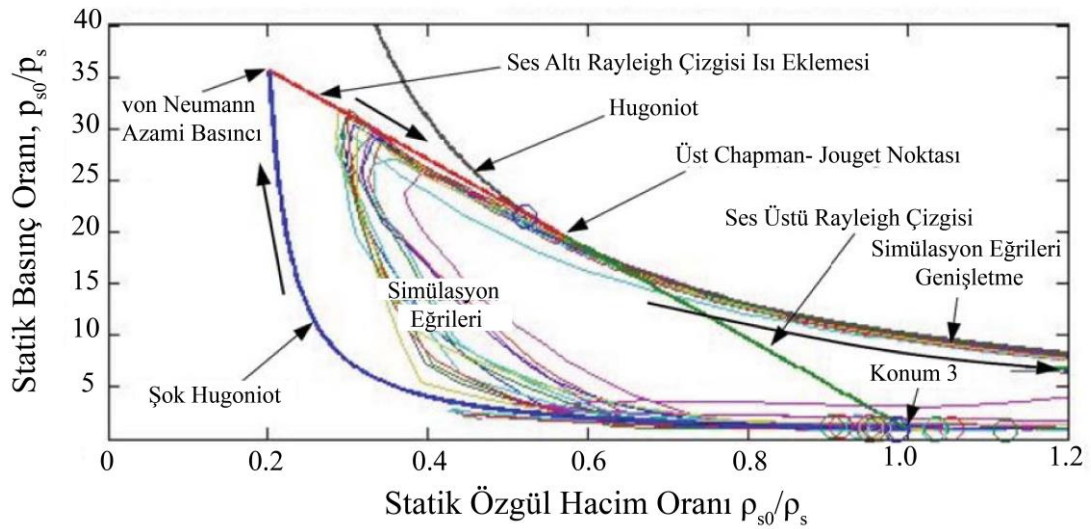
Özellikler	Değer ve Aralıklar
Sıcaklık, [K]	300, 400, 500, 600, 700
Basınç, [atm]	1, 5, 10, 15, 20
Eşdeğerlilik Oranı, ϕ	0.4:2.0; $\Delta\phi=0.2$

Tablo 2.2. Azami indirgeme faktörü [46]

$P_{brayton}$, [psi]	I_{sp} , [s]	İndirgeme Faktörü	Eşdeğerlilik oranı, ϕ	Sıcaklık, [K]
1000	315	6.7	1.4	300
1500	326	8.4	1.4	300
2000	332	8.5	1.4	300
3000	341	8.7	1.4	300
4000	347	8.9	1.4	300
5000	356	8.8	1.2	300



Şekil 2.3. ZND patlama dalgası yapısı ve kimyasal kinetik etkileri [47, 17]



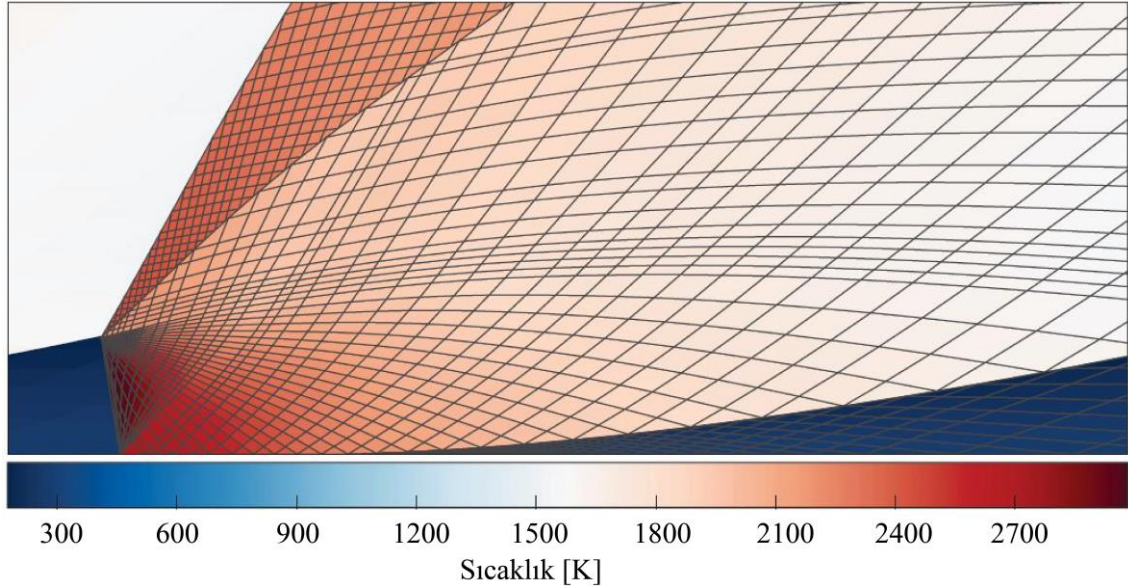
Şekil 2.4. ZND Döngüsü ve statik P-V diyagramı [49]

Patlama dalgasının yayılımı ve dönen patlama motorunun performansına yönelik sayısal analiz gereksinimleri oldukça yüksektir. Seçilen yakıtın hızlı tutuşabilir olması ve patlama dalgasının hızının km/s mertebelerine erişmesi zamana dayalı sayısal analizlerdeki zaman aralığının oldukça küçük değerlerin seçilmesi gerekmektedir. Bu nedenle dönen patlama motorlarında patlama dalgasının yayılımı için termodinamik modellemeler gerçekleştirilmektedir. Nordeen vd., dönen patlama motoruna yönelik oluşturduğu termodinamik model ile sayısal analiz sonuçlarını karşılaştırmıştır. Çalışmada patlama dalgasının akış doğrultusuna ters yönde hız vektörlerini içeren bir ZND patlama modeli geliştirilmiştir. Sayısal ve analitik çalışmada referans alınan patlama kanalı 14 cm çapında ve 17.7 cm uzunluğundadır. Sayısal çalışma, önceden karışmış hidrojen-hava karışımının patlama kanalına olarak mikro lüle transferden edildiği kabulü ile gerçekleştirilmiştir. Sayısal ve analitik çalışmada önceden karışmış yakıt-havanın enjeksiyon basıncı ve sıcaklığı sırası ile 10 atm ve 300 K'dir [30, 47]. Sayısal çalışmalar ve ZND termodinamik modelinden elde edilen sonuçlarda benzer eğilimleri elde edilmiştir. Şekil 2.3'de verilen ZND patlama dalgası yapısı incelendiğinde reaksiyon mekanizması içerisinde yer alan hızlı ve yavaş tepkimelerin basınç tepelerine etkisi görülmektedir [17]. Şekil 2.4'te verilen P-V diyagramındaki sayısal analiz ve ZND termodinamik modelin arasındaki farklılığın kimyasal reaksiyon hızı ile ilgili olduğu vurgulanmıştır.

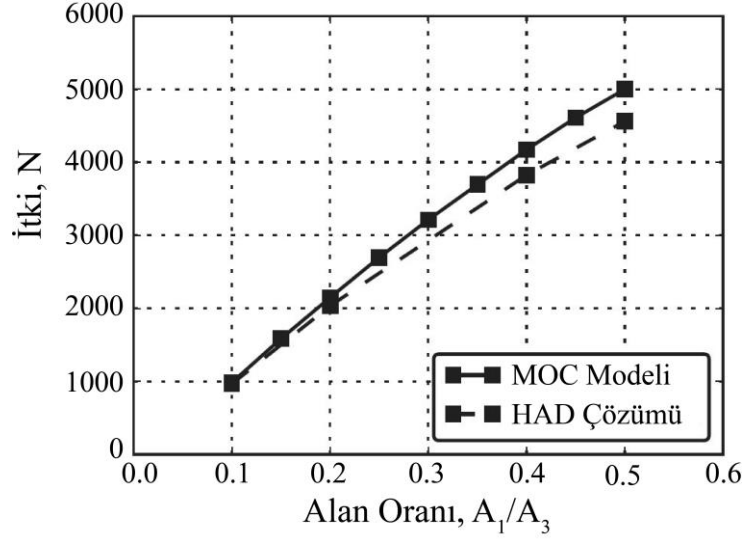
Mizener vd., roket modu-dönen patlama motoru performansının belirlenebilmesine yönelik oluşturdukları parametrik çalışmalara motor tasarım parametrelerini de dahil etmişlerdir. Genellikle analitik çalışmalar patlama kanalına yönelik iken; bu çalışmada patlama kanalı geometrik tasarım parametrelerinin yanı sıra enjeksiyon parametreleri (sıcaklık ve basınç), eşdeğerlilik oranı ve enjeksiyon açısı da eklenmiştir. Böylece dönen patlama motoru tasarım parametrelerinin motor performansı üzerine etkileri irdelenmiştir. Parametrik çalışmada kullanılan patlama kanalı uzunluğu, iç ve dış çapı sırası ile 120 mm, 100 mm ve 80 mm'dir. Enjeksiyon basıncı ve sıcaklığı ise sırası ile 5 atm ve 300 K'dir. Enjeksiyon alanı oranı 0.5 ve yakıt-oksitleyici karışımı olarak hidrojen-hava karışımı tanımlanmıştır. Çalışmada yakıt-oksitleyicinin ideal enjeksiyon koşulları ile önceden karışmış olarak yönlendirileceği kabulü yapılmıştır. Artan enjeksiyon sıcaklığının, motor performansını düşürdüğü belirlenmiştir. Enjektör basıncının artışı motor performansına olumlu bir etki oluştururken enjektör girdap açısının (ing. swirl angle) 0° olduğu durumlarda en yüksek performansın elde edildiği tespit edilmiştir. Son

olarak patlama kanalı genişliğinin artışı ile dönen patlama motoru performansında da artışların meydana geldiği gözlemlenmiştir [48].

Fievisohn vd., şok-genişleme teorisi ile daimi iki boyutlu izantropik metodu birleştirerek dönen patlama motoruna yönelik bir model oluşturmuşlardır. Modelde temel şok yapısı için Prandtl-Meyer bağıntıları, eğik şok ve patlama dalgası ani değişim (ing. detonation jump) koşulları da kullanılmıştır. Şok yapısının belirlenmesi ile akış alanının kalanına yönelik şok-uyumlu bir çözüm yöntemi kullanılmıştır. Analitik çalışma düzlemsel patlama kanalında gerçekleştirilmiştir. Patlama kanalı genişliği 43.98 cm ve uzunluğu ise 17.7 cm'dir. Enjektör basıncı ve sıcaklığı sırası ile 10 atm ve 300 K'dir. Yakıt ve oksitleyici olarak hidrojen-hava karışımı kullanılmıştır. Önceden karışmış hidrojen-hava karışımı patlama kanalına ideal enjeksiyon kabulü ile aktarılmıştır. Analitik çalışmalardan elde edilen sonuçlar ile HAD sonuçları karşılaştırılarak modelin uyumluluğu belirlenmiştir. Şekil 2.5'te verilen patlama kanalı içerisindeki akış yapısı irdelendiğinde eğik şok ve patlama dalgası cephesi, enjeksiyon blokajı ve yakıt-oksitleyici karışımı bölgelerinin başarılı bir şekilde elde edildiği görülmektedir. Şekil 2.6'da itki dağılımları incelendiğinde HAD sonuçları ile analitik çalışma arasında oldukça yakın sonuçların elde edildiği belirlenmiştir [49].



Şekil 2.5. Sıcaklık dağılımı ve karakteristik çözüm ağı yapısı [49].



Şekil 2.6. İtci dağılımının alan oranlarına göre değişimi [49]

2.2. Sayısal Yöntemlere Yönelik Literatür Taraması

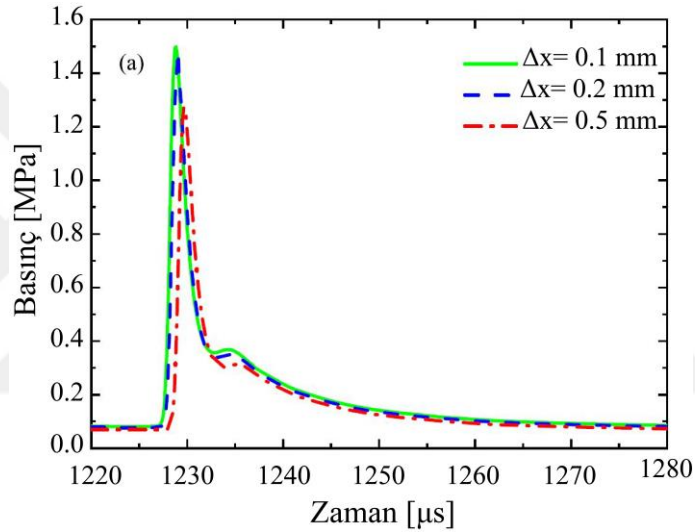
Dönen patlama motorlarındaki karmaşık akış yapısı ve sayısal çalışmalardaki yüksek gereksinimler, araştırmacıları basitleştirilmiş modeller ile patlama dalgası yayınının elde edilmesine yönlendirmiştir. Bu kapsamda tam ölçekli sayısal çalışmaların yanı sıra; dönen patlama motorunun enjektör, oksitleyici ve yakıt kanalları (ing. plenum) olmaksızın oluşturulan akış hacimleri ve çözüm ağları da kullanılmaktadır. Enjektör ve yakıt-oksitleyici kanallarının yer almadığı çalışmalarda enjeksiyon koşulları için ideal enjeksiyon (mikro-yakınsak-nozül enjeksiyon) modeli kullanılmaktadır. Bu modelde; blokaj, ses üstü ve ses altı enjeksiyon koşulları izantropik bağıntılar ile elde edilmiştir ve detayları Metodoloji kısmında sunulmuştur.

Sayısal yöntemlere yönelik literatür taramasının ilk aşamasında dönen patlama motorları sayısal çalışmalarında kullanılan akış hacmi ve çözüm ağı araştırılmıştır. Elde edilen bulgular Tablo 2.3’de özetlenmiştir. Patlama dalgası cephesindeki akış özellikleri, hücre boyutları ve dizilimlerine karşı hassastır. Bu nedenle sayısal çalışmalar öncesinde çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları ile uygun hücre boyutları ve dizilimleri elde edilmektedir.

Zhang vd., çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışması için seyrek ve yoğun çözüm ağları oluşturmuşlardır. Seyrek çözüm ağı, bir doğrultudaki hücre boyutları 16 μm ile 200 μm aralığında ve diğer doğrultuda ise 200 μm boyutundadır. Yoğun çözüm ağında ise seyrek çözüm ağındaki hücre boyutlarının yarısı kullanılmıştır. Seyrek çözüm ağında patlama dalgası hızı, patlama dalgası yüksekliği ve patlama dalgası cephesindeki basınç

değerleri sırası ile 1827.3 m/s, 44.2 mm ve 25.8 atm'dir. Bu değerler yoğun çözüm ağında ise sırası ile 1829.7 m/s, 43.7 mm ve 26.3 atm'dir [4].

Xia vd., dönen patlama motoruna yönelik gerçekleştirdikleri iki boyutlu çalışmalar için üç farklı hücre boyutu (0.05, 0.1, 0.15 mm) kullanmışlardır. Sayısal çalışmalarda patlama kanalındaki basınç profillerinde benzer eğilimler elde edilmiştir. Yalnız hücre boyutlarının artışı patlama dalgası cephesindeki basınç değerlerinde azalış etkisi gösterdiği tespit edilmiştir [50]. Şekil 2.7'de görüldüğü üzere Zheng vd., sayısal çalışmalarında hücre yoğunluğundaki artış ile, patlama dalgası cephesinde daha yüksek basınçların elde edildiğini belirtmişlerdir [51].



Şekil 2.7. Hücre boyutunun patlama kanalındaki basınç dağılımına etkisi [51]

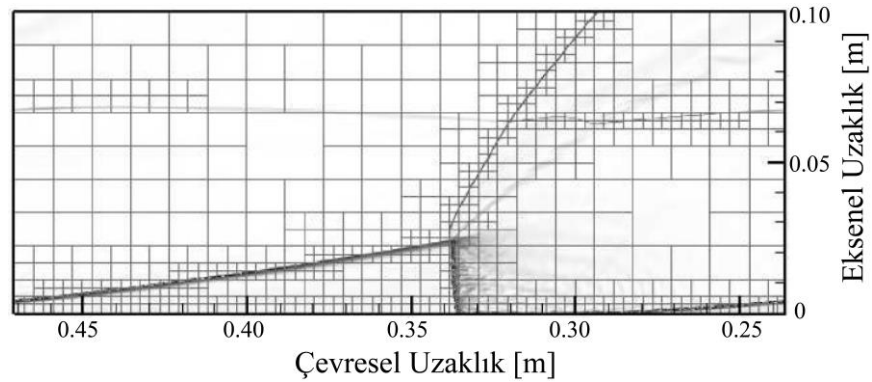
Zhang vd., sayısal çalışmalarında üç farklı hücre boyutu [0.1, 0.15 ve 0.2 mm] kullanmışlardır. Çözüm ağından ayırıklaştırma çalışmalarında hücre boyutu azaldıkça patlama dalgası hızı ve yüksekliğinde artışların meydana geldiği belirlenmiştir. Azalan hücre boyutuna göre patlama dalgası hızı ve yükseklikleri sırası ile 6.7 mm, 6.6 mm, 6.6 mm ve 1932.3 m/s, 1926.4 m/s ve 1926.4 m/s olmuştur [5].

Yi vd., patlama kanalını düzlemsel ve iki boyutlu olarak modellemişlerdir. Akış alanı 0.177 m uzunluğuna ve 0.471 m genişliğine sahiptir. Enjeksiyon sınır koşulları ideal enjeksiyon modeli kullanılarak oluşturulmuştur. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları sonrası, temel çalışma için 0.1 mm ve parametrik çalışmalarda ise 0.2 mm hücre boyutları kullanılmıştır [31]. Sun vd., hava enjeksiyonuna yönelik farklı boğaz genişliklerine sahip dönen patlama motorunda sayısal çalışmalar gerçekleştirmişlerdir.

Patlama kanalı iç çapı 90 mm, dış çapı 100 mm ve uzunluğu ise 75 mm olmuştur. Tam ölçekli olarak gerçekleştirilen sayısal çalışmalarda yakıt ve oksitleyici ayrık kanallardan patlama kanalına yönlendirilmiştir. Sayısal çözüm ağında kullanılan en küçük ve ortalama hücre boyutları olarak sırası ile 0.05 mm ve 0.25 mm değerleri kullanılmıştır [52].

Yi vd., ideal enjeksiyon modelini kullanarak sadece patlama kanalında sayısal çalışmalar yürütmüşlerdir. Patlama kanalı uzunluğu 177 mm ve dış çapı 150 mm'dir. Patlama kanalı genişliği ise 10 mm'dir. Sayısal çözüm ağında Şekil 2.8'de verildiği üzere Adaptif çözüm ağı tekniği kullanılmıştır. Böylece yakıt-oksiteleyici sınırları ve şok cephelerinde ağ sıklaştırılması gerçekleştirilmiştir. Adaptif çözüm ağı tekniği için 5 basamak tanımlanmış ve en küçük hücre boyutunun 0.14 mm olduğu belirtilmiştir [53].

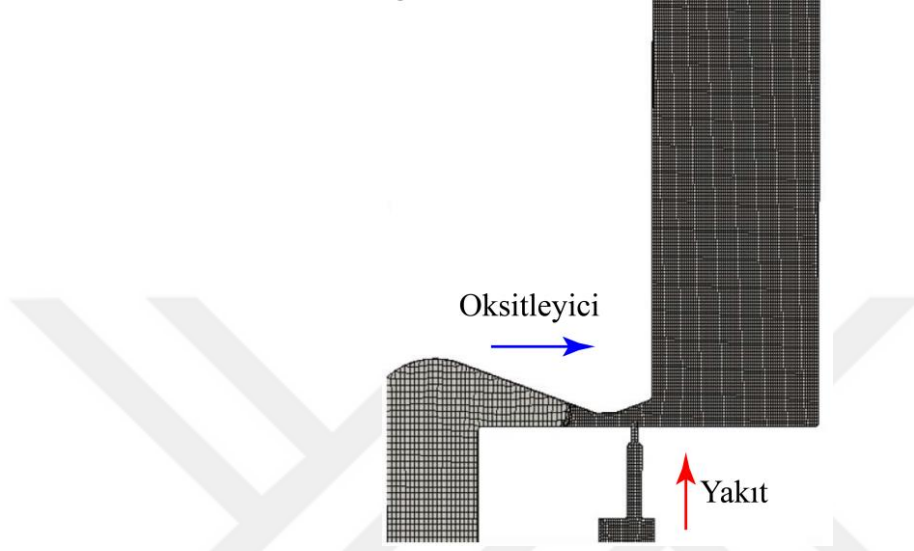
Wu vd., hidrojen-hava tabanlı bir dönen patlama motoru patlama kanalında enjeksiyon şartlarının değişmesi halinde patlama dalgasının yeniden kararlılığı üzerine çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Sayısal çalışmalarda kullanılan patlama kanalı dış çapı, kanal genişliği ve yüksekliği sırası ile 50 mm, 5 mm ve 80 mm'dir. Patlama kanalına yakıt-oksiteleyici ideal enjeksiyon modeli ile aktarımı sağlanmıştır. Ortalama hücre boyutu, çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarından elde edilen sonuçlara dayanarak 0.4 mm seçilmiştir [54].



Şekil 2.8. Sayısal çalışmalarda kullanılan çözüm ağı yapısı [53]

Sato vd., etilen/hava tabanlı bir dönen patlama motorunda akış yapısının incelenebilmesi için tam ölçekli sayısal çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Patlama kanalı iç çapı 138.7 mm, dış çapı 184.4 mm ve uzunluğu ise 101.6 mm olmuştur. Çözüm ağında baskın-altıyüzlü (ing. hexahedron) ağ yapısı tercih edilmiş ve en küçük hücre boyutunun 0.3 mm olduğu belirtilmiştir. Şekil 2.9'da verildiği üzere yakınsak-ıraksak hava kanalı

boğazı öncesine kadar yoğunlaştırılmış hücre dağılımı kullanılmıştır. Sayısal çalışmada kullanılan toplam hücre sayısının yaklaşık 30 milyon olduğu belirtilmiştir. Sayısal çözümlemede yakıt ve oksitleyici önceden karışmamış olarak patlama kanalına yönlendirilmiştir [55].

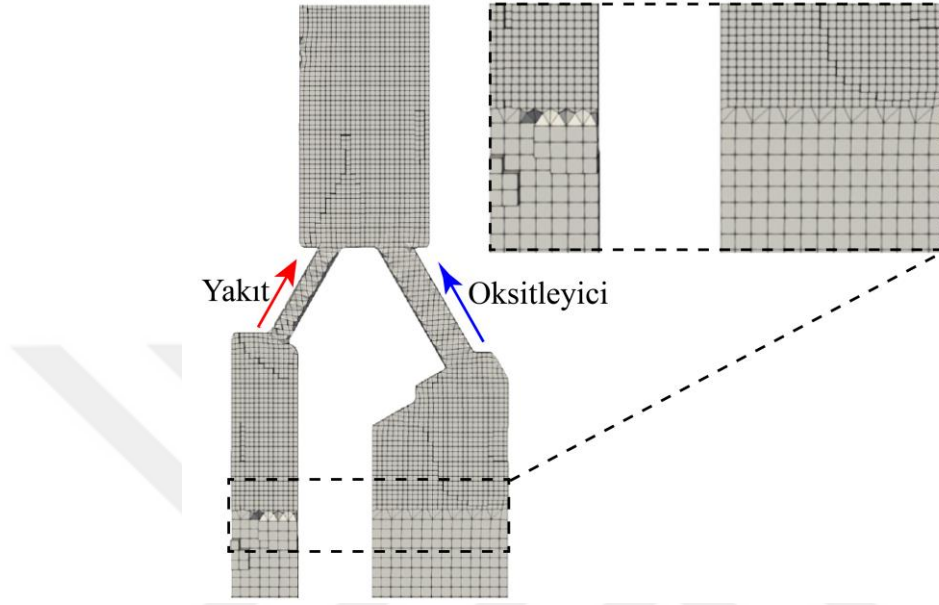


Şekil 2.9. Sayısal çalışmalarda kullanılan çözüm ağı detayı [55]

Lei vd., düzlemsel ve iki boyutlu olarak modellenmiş patlama kanalında kademeli enjeksiyonun (ing. stratified injection) dönen patlama motoru itki performansı ve kararlılığı üzerine etkilerini sayısal olarak araştırmışlardır. Sayısal çalışmalarda kullanılan patlama kanalı orta çapı ve uzunluğu sırası ile 95.5 mm ve 100 mm'dir. Kademeli enjeksiyon yöntemi kullanılarak enjektörler arasında duvar yüzeyler sayısal çalışmalara tanımlanmıştır. Enjeksiyon sınır şartlarının belirlenmesinde ideal enjeksiyon modeli kullanılmıştır. Sayısal çözümlemede kullanılacak olan çözüm ağında çevresel doğrultuda (x-ekseni) yerleştirilen hücreler 0.2 mm genişliğinde iken, eksenel doğrultudaki (y-ekseni) hücrelerin en küçük ve ortalama hücre boyutları sırası ile 0.1 mm ve 0.2 mm'dir [56].

Prakash vd., patlama dalgası fiziği üzerine metan-oksijen tabanlı dönen patlama motorunda tam ölçekli sayısal çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Sayısal çalışmada yakıt ve oksitleyici ayırık kanallardan patlama kanalına aktarılmaktadır. Patlama kanalı dış çapı, kanal genişliği ve uzunluğu sırası ile 76.2 mm, 5 mm ve 76.2 mm'dir. Çözüm ağında yapılandırılmamış (ing. unstructure) hücre yapısı kullanılmıştır. Şekil 2.10'da görüldüğü üzere yakıt ve oksitleyici kanallarının belirli bir bölümüne kadar 0.5 mm hücreler

kullanılırken, enjektör ve patlama kanalında hücre yoğunluğu artırılmıştır. Çalışmada patlama kanalı ve enjektör bölgelerinde kullanılan yoğunlaştırılmış hücre boyutlarının 0.2 mm olduğu belirtilmiştir [9].



Şekil 2.10. Sayısal çalışmada kullanılan çözüm ağı yapısı [9]

Batista vd., metan-oksijen tabanlı dönen patlama motorunda modal geçişlerin incelenebilmesi için tam ölçekli LES (ing. Large Eddy Simulation) analizi yürütmüşlerdir. Sayısal çalışmada kullanılan patlama kanalı dış çapı, kanal genişliği ve uzunluğu sırası ile 76.2 mm, 5 mm ve 76.2 mm'dir. Patlama kanalına yakıt ve oksitleyici ayrı kanallardan aktarılmaktadır. Çözüm ağında kullanılan hücre boyutları 0.05 mm mertebesindedir. İndüksiyon uzunluğunun (ing. induction length) ZND teorisine göre 0.292 mm olduğu, Schumaker vd. çalışmalarında ise bu değer 0.13 mm- 0.23 mm aralığında yer aldığı belirtilmiştir. Schumaker vd., çalışmalarında patlama dalgası hücre boyutlarının 1.25 mm-2 mm aralığında yer aldığı aktarılmıştır [57, 58]. Sayısal çalışmada elde edilen hücre boyutunun ise 2.5 mm olduğu belirlenmiştir. Oluşturulan çözüm ağı ile her bir patlama dalgası hücresi için 25-50 aralığında hücre ile, indüksiyon uzunluğu boyunca ise 5 hücre ile çözümleme gerçekleştirilmiştir. Sayısal çözümlemede kullanılan toplam hücre sayısının 140 milyon mertebesinde olduğu belirtilmiştir [57].

Zhao vd., dönen patlama motorunda karışım verimliliğinin incelenebilmesi için tam ölçekli LES analizi yürütmüşlerdir. Sayısal çalışmada oksitleyici yakınsak-ıraksak kanaldan, yakıt ise ayrı enjektörlerden patlama kanalı geçiş sağlamaktadır. Patlama

kanalının dış çapı, kanal genişliği ve uzunluğu sırası ile 153.9 mm, 7.6 mm ve 102 mm'dir. Çözüm ağında 0.5 mm boyutlarında altı yüzlü hücreler (hexahedra cells) kullanılmıştır. Sayısal çalışmada kullanılan çözüm ağında, yakıt ve oksitleyicinin ilk karışım bölgesinde hücre yoğunlaştırılması gerçekleştirilmiştir. Duvara yakın bölgelerde hücre boyutlarının 0.01 mm değerine indirildiği belirtilmiştir. Duvara yakın bölgelerdeki hücre yoğunluğunun artışı ile y^+ değerinin 0.68-2.1 aralığına yer aldığı aktarılmıştır [59].

Liu vd., hidrojen tabanlı döner patlama dalgası motorunda basınç kazanım performansına yönelik sayısal analizler gerçekleştirmişlerdir. Sayısal analizlerde patlama kanalı düzlemsel ve iki boyutlu olarak modellenmiştir. Sayısal çalışmada enjektör duvarlarının etkisinin de incelenebilmesi için önceden karışmış yakıt-oksitleyici karışımı ayırık enjektörlerden patlama kanalına aktarılmıştır. Enjeksiyon sınır şartları, ideal enjeksiyon modeli ile türetilmiştir. Sayısal çalışmalarda kullanılan patlama kanalı orta çapı 20 mm ve yüksekliği 30 mm'dir. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarında üç farklı hücre boyutu kullanılmıştır. Sık hücre yoğunluğu için 0.05 mm, orta sıklık hücre yoğunluğu için 0.0625 mm ve seyrek hücre yoğunluğu için 0.1 mm hücre boyutları kullanılmıştır. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları sonrası hücre boyutu olarak 0.0625 mm kullanılması gerekliliği öngörülmüştür [60].

Zhao vd., çoklu patlama dalgası yayınının incelenebilmesi için patlama kanalını düzlemsel ve iki boyutlu modelleyerek sayısal analizler gerçekleştirmişlerdir. Sayısal çalışmalarda kullanılan akış alanının çevresel genişliği 280 mm ve eksenel uzunluğu 100 mm'dir. Yakıt- oksitleyici karışımı patlama kanalına önceden karışmış ve ayırık olarak yönlendirilmiştir. Böylece enjektörler arasında var olan enjektör duvarları da modellenmiştir. Çözüm ağı yapısında çevresel doğrultuda (x-ekseni) sabit hücre boyutları (0.2 mm) kullanılmıştır. Eksenel doğrultuda enjeksiyon düzleminden çıkış yüzeyine doğru 0.1mm'den 1 mm'ye artan hücre boyutları tercih edilmiştir. Çözüm ağının 352800 kartezyen hücrelerden oluşturulduğu belirtilmiştir [61].

Yao vd., ayırık enjektör girişleri oluşturarak patlama kanalında sayısal çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Enjeksiyon koşulları ideal enjeksiyon modeli kullanılarak oluşturulmuştur. Sayısal çalışmada patlama kanalı iç çapı ve kanal genişliği sabit tutularak patlama kanalı dış çapı için farklı değerler tanımlanmıştır. Patlama kanalı iç çapı ve kanal genişliği sırası ile 30 mm ve 120 mm'dir. Patlama kanalı dış çapı için 36.2 mm

ve 40 mm olmak üzere iki farklı konfigürasyon uygulanmıştır. Çözüm ağında kullanılan hücre sayıları radyal, çevresel ve eksenel doğrultularda sırası ile 32, 256, 128'dir [62].

Tablo 2.3. *Literatürde yer alan sayısal çalışmalarda kullanılan çözüm ağı detayları*

Referanslar	2D/3D	Çözüm Ağı Detayları	
		Ortalama Hücre Boyutu [mm]	Minimum Hücre Boyutu [mm]
Yi vd., [31]	2D	0.1 ve 0.2	N/A
Sun vd., [52]	3D	0.25	0.05
Yi vd., [53]	3D	N/A	0.14
Sato vd. [55]	3D	N/A	0.3
Wu vd.,[54]	3D	0.4	N/A
Lei vd.,[56]	2D	0.2	0.1
Prakash vd., [3]	3D	N/A	0.2
Batista vd., [57]	3D	0.05	N/A
Zhao vd., [59]	3D	0.5	0.01
Liu vd., [60]	2D	0.0625	N/A
Zhao vd.,[61]	2D	N/A	0.1
Palaniswamy vd., [63]	2D	N/A	0.1
Stoddard vd., [64]	3D	N/A	0.3
Sun vd., [65]	3D	0.25	0.1
Zhang vd., [5]	2D	0.15	N/A
Zhang vd., [4]	3D	N/A	0.016
Zheng vd., [66]	3D	0.5	N/A
Fujii vd. [67]	2D	N/A	0.04
Meng vd., [68]	3D	0.2	N/A
Chen vd., [69]	2D	0.157	N/A
Yao vd., [70]	3D	0.5	N/A
Deng vd., [71]	2D	0.2	N/A
Yao vd. [72]	3D	0.2	N/A
Sun vd., [73]	2D	0.25	N/A
Wang ve ark [74]	2D	0.2	N/A

Palaniswamy vd., ideal ve ayrık enjeksiyon konfigürasyonlarının karşılaştırılması kapsamında hidrojen tabanlı dönen patlama motorunda sayısal çalışmalar yürütmüşlerdir. Patlama kanalı iki boyutlu ve düzlemsel olarak modellenmiştir ve sayısal çalışmalar bu akış alanında gerçekleştirilmiştir. Akış alanının çevresel ve eksenel uzunlukları sırası ile 280 mm ve 100 mm'dir. Ayrık enjeksiyon koşuluna yakıt-oksitleyici kanalı da eklenmiştir. Her iki enjeksiyon modelinde de yakıt-oksitleyici karışımı önceden karışmış

olarak patlama kanalına aktarılmaktadır. İdeal enjeksiyon modelinin kullanıldığı akış alanı için oluşturulan çözüm ağında çevresel doğrultuda hücreler sabit boyutlardadır ve her bir hücre boyutu 0.25 mm mertebesindedir. Eksenel doğrultuda enjeksiyon düzleminden çıkış düzlemine kadar hücre boyutları artırılarak (0.1 mm-5mm) çözüm ağı oluşturulmuştur. İdeal enjeksiyon konfigürasyonu için oluşturulan çözüm ağı 80000 dörtgensel hücre içermektedir. Ayrık enjeksiyon modelinde ise 0.25 mm boyutunda hücreler kullanılmıştır ve toplam hücre sayısı 210000 mertebesindedir [63].

Patlama dalgası ve eğik şok cephesinin yayılımı süresince akış yapısının çözümlenebilmesi için uygun akış problemi tanımlamasına ihtiyaç duyulmaktadır. Literatürde dönen patlama motoru sayısal çalışmalarında akış yapısının çözümü için kullanılan yöntemler ve kimyasal reaksiyonlarda kullanılan mekanizma ayrıntıları sırası ile Tablo 2.5, Tablo 2.6 ve Tablo 2.7’de özetlenmiştir. Sun vd., sayısal çalışmalarında yoğunluğa ve zamana dayalı çözüm gerçekleştirmişlerdir. Sayısal çalışmalar Ansys/Fluent akış çözücüsü ile yazılımında gerçekleştirilmiştir. Yakıt-oksitleyici önceden karışmış olarak modellenmiş olup ve reaksiyon hızı için Arrhenius bağıntısı kullanılmıştır. Kimyasal reaksiyonlar hızları için 7 basamak ve 8 üründen oluşan hidrojen-hava mekanizması ile hesaplanmıştır. Sayısal çalışmalarda k- ω (SST) türbülans modeli kullanılmış ve fiziksel akıların ayrıştırılması Roe-FDS modeli ile gerçekleştirilmiştir. Akış ve türbülans yapıları için ikinci dereceden upwind şeması ve zaman adımı için ise ikinci dereceden örtülü (ing. implicit) çözümler uygulanmıştır. Gradyanların hesaplanmasında ise hücreye dayalı en küçük kareler (ing. least squares cell based method) modeli tanımlanmıştır [65].

Zheng vd., dönen patlama motoruna yönelik önceden karışmamış olarak modellenen enjeksiyon türü ile Ansys/Fluent ile yoğunluğa ve zamana dayalı sayısal çalışmalar yürütmüşlerdir. Konvektif akılar Adveksiyon Yukarı-Akış Ayrıştırma Metodu (AUSM) ile hesaplanmıştır. Zaman adımı için dördüncü dereceden Runge-Kutta şeması kullanılmıştır. Reaksiyon hızı Arrhenius bağıntısı ile belirlenmiştir. Arrhenius bağıntısında aktivasyon enerjisi, sıcaklık üssü ve üssel faktör tanımlanmalıdır. Sayısal çalışmada kullanılan aktivasyon enerjisi, sıcaklık üssü ve üssel faktör sırası ile 1.26×10^5 J, 0 ve $1.03 \times 10^9 \text{ s}^{-1}$ ’dir [51].

Zhang vd., çalışmalarında iki boyutlu ve düzlemsel olarak modellenmiş dönen patlama kanalına yakıt-oksitleyici karışımını önceden karışmış enjeksiyon yöntemi ile aktarmışlardır. Sayısal çalışmalarında akış yapısı Euler modeli ile çözümlenmiştir.

Konvektif akılar beşinci dereceden MPWENO yöntemi ile belirlenmiştir. Zaman entegrasyonu üçüncü dereceden Runge-Kutta Metodu ile gerçekleştirilmiştir. Sayısal çalışmada kimyasal reaksiyon hızlarının belirlenebilmesi için 18 basamak ve 9 üründen oluşan detaylı hidrojen-hava kimyasal reaksiyon mekanizması kullanılmıştır [5].

Wang Ansys/Fluent ile dönen patlama motoruna yönelik yoğunluk ve zamana dayalı sayısal çalışmalar gerçekleştirmiştir. Sayısal çalışmalarda standart k-ε türbülans modelini kullanılmıştır. Fiziksel akıların ayrıştırılması için Roe-FDS modeli tanımlanmıştır. Taşınım ve difüzyon terimleri hücreye dayalı en küçük kareler yöntemi kullanılarak hesaplanmıştır. Reaksiyon hızının belirlenmesinde Arrhenius bağıntısı kullanılmıştır. Sayısal çalışmada reaksiyon hızı 1 basamaklı tersinmez reaksiyon mekanizması ile belirlenmiş ve Arrhenius parametrelerinden aktivasyon enerjisi, sıcaklık üssü ve üssel faktör sırası ile 1.255×10^8 J/kmol, 0 ve 9.87×10^8 'dir [75].

Chen vd., iki boyutlu modellenmiş akış alanında önceden karışmış enjeksiyon yöntemi ile dönen patlama motoruna yönelik sayısal analizler gerçekleştirmişlerdir. Yoğunluk ve zamana dayalı gerçekleştiren sayısal çalışmalarda akış yapısı Euler yöntemi ile belirlenmiştir. Akı terimleri beşinci derecen WENO şeması ile hesaplanırken, zaman entegrasyonu üçüncü dereceden Runge-Kutta Metodu ile gerçekleştirilmiştir. Reaksiyon hızları Arrhenius bağıntısı ile belirlenmiştir. Kimyasal reaksiyonlar için iki basamaklı hidrojen-oksijen mekanizması kullanılmıştır [69].

Tablo 2.4. Arrhenius parametreleri [70,81]

Parametreler	Değerler
γ_1 [Reaktanlar]	1.3961
γ_2 [Ürünler]	1.1653
R_1	395.75
R_2	346.2
Q	5.4704
T_a	15100
A_r	1×10^9

Yao vd., hidrojen-hava tabanlı bir dönen patlama motoru için sayısal analizler gerçekleştirmişlerdir. Yoğunluk ve zamana dayalı çözümlemenin gerçekleştirildiği sayısal çalışmada bir basamaklı tersinmez hidrojen-hava kimyasal mekanizması kullanılmıştır. Kimyasal reaksiyon hızının hesaplanabilmesi için kullanılan Arrhenius

parametreleri Tablo 2.4'te verilmiştir. Akış yapısı Euler denklem çözümlmeleri ile belirlenmiştir. Akı terimleri beşinci dereceden MPWENO şeması ile çözümlenirken, zaman integrasyonu için üçüncü dereceden Runge-Kutta metodu kullanılmıştır [70].

Tsuboi vd., hidrojen-oksijen tabanlı dönen patlama motorunda iki ve üç boyutlu sayısal çalışmalar yürütmüşlerdir. Sayısal çalışmada akış yapısının çözümlenmesinde Euler denklemleri kullanılmıştır. Konvektif terimler AUSMDV modeli ile, kimyasal reaksiyon kinetikleri ise UTJAXA modeli ile çözümlenmiştir. Kullanılan detaylı kimyasal reaksiyon için Euler denklemlerinin entegrasyonu üçüncü dereceden Runge-Kutta Metodu ile gerçekleştirilmiştir. Kimyasal reaksiyon hızlarının belirlenebilmesi için 21 basamak ve 9 üründen oluşan reaksiyon mekanizması kullanılmıştır [71]. Fujii vd., etilen-oksijen tabanlı dönen patlama motoruna yönelik iki boyutlu sayısal çalışmalar yürütmüşlerdir. Taşınım terimleri Yee vd., tarafından geliştirilen MUSCL tipi olmayan ikinci dereceden akış yönünde (ing. upwind) şeması ile ayrıklaştırılmıştır [77]. Kimyasal reaksiyon kaynak terimlerinin zaman entegrasyonu için Çoklu-Zaman Ölçeği Metodu kullanılmıştır [78]. Akış yapısı Euler denklemleri ile çözümlenmiştir. Kimyasal reaksiyon hızları 10 basamak ve 10 üründen oluşan kimyasal reaksiyon mekanizması ile elde edilmiştir [67].

Deng vd., hidrojen-hava tabanlı dönen patlama motoruna yönelik sayısal analizler yürütmüşlerdir. Akış hacmi patlama kanalı genişliğinin (5mm) patlama kanalı orta çapına (75 mm) göre oldukça küçük olması nedeniyle iki boyutlu ve düzlemsel olarak modellenmiştir. Yoğunluğa dayalı gerçekleştirilen çözümlmede akış yapısı Euler Denklemleri kullanılarak elde edilmiştir. Zaman entegrasyonu ikinci dereceden Azalan Toplam Varyasyon türü Runge-Kutta (ing. Total Variation Diminishing type Runge-Kutta) şeması ile gerçekleştirilmiştir. Kimyasal reaksiyon kaynak terimleri α -QSS Metodu ile belirlenmiştir. Reaksiyon hızları için 19 basamak ve 9 üründen oluşan hidrojen-hava kimyasal reaksiyon mekanizması kullanılmıştır. İkinci dereceden MUSCL şeması ile hücre ortalamalı değerler hücre arayüzüne (ing. interface) enterpolasyonu gerçekleştirilmiştir. Hücre arayüzlerinde akı değerleri ASUMPW+ şeması ile hesaplanmıştır [71]. Zheng vd., ön patlama dalgası üreticisi (pre-detonator) eklenmiş patlama kanalında, patlama dalgasının başlatma işlemini sayısal olarak incelemişlerdir. Yoğunluğa ve zamana dayalı çözücünün kullanıldığı sayısal çalışma Ansys/Fluent ile gerçekleştirilmiştir. Sayısal çalışmada standart k- ϵ türbülans modeli kullanılmıştır. Taşınım terimleri Roe-FDS Şeması ile çözümlenmiştir. Kimyasal reaksiyonlar için 7

basamak ve 8 ürün içeren hidrojen-hava mekanizması tanımlanmıştır. Arrhenius bağıntısı kullanılarak kimyasal reaksiyon hızları belirlenmiştir. Zaman entegrasyonu üçüncü dereceden Runge-Kutta Şeması ile gerçekleştirilmiştir [66].

Gaillard vd., patlama dalgasının yayınına yönelik LES analizleri gerçekleştirmişlerdir. Sayısal çalışmalar ONERA’da geliştirilen CEDRE yazılımında yürütülmüştür. Çözüm ağı hücre yüzeylerindeki akı değerleri HLLC metodu ile çözümlenmiştir. Zaman entegrasyonu için GMRES metodu kullanılmıştır. Kimyasal reaksiyon hızları 7 basamak ve 6 ürün içeren hidrojen-oksijen mekanizması ile elde edilmiştir [79]. Sato vd., hidrojen-hava tabanlı dönen patlama motoru için OpenFoam programında sayısal analizler gerçekleştirmişlerdir. Sayısal çalışmalar için UmdetFoam çözücüsü kullanılmıştır. UmdetFoam çözücüsünde sıkıştırılabilir akış yapısı süreklilik, enerji ve kimyasal reaksiyon denklemleri Navier-Stokes denklemleri ile çözülebilmektedir. Kimyasal kaynak terimler OpenFoam ve Cantera yazılımının etkileşimi ile belirlenmiştir. Reaksiyon hızlarının hesaplanabilmesi için 19 basamak ve 9 üründen oluşan hidrojen-hava kimyasal reaksiyon mekanizması kullanılmıştır. Taşınım terimleri MUSCL tabanlı HLLC Şeması ile elde edilmiştir. Zaman entegrasyonu Runge-Kutta Şeması ile gerçekleştirilmiştir. Difüzyon terimleri ise KNP Metodu ile ayrıklaştırılmıştır [80].

Yi vd., patlama kanalının iki boyutlu olarak modellendiği akış alanını kullanarak yoğunluk ve zamana dayalı çözücü ile sayısal analizler gerçekleştirmişlerdir. Sayısal analizlerde akış yapısı Euler denklemleri çözümü ile elde edilmiştir. Taşınım terimleri MUSCL tabanlı Roe Şeması ile hesaplanmıştır. Zamansal terimler ikinci dereceden üç basamaklı Runge-Kutta yöntemi ile ayrıklaştırılmıştır. Reaksiyon hızının belirlenebilmesi için bir basamaklı tersinmez hidrojen-hava kimyasal reaksiyon mekanizması kullanılmıştır. Kimyasal reaksiyon hızının hesaplanması için tanımlanan aktivasyon enerjisi ve üssel faktör sırası ile 4.794×10^6 J/kg ve 7.5×10^9 s⁻¹’dir [31].

Tablo 2.5. *Literatürde yer alan çalışmalarda kullanılan sayısal yöntem detayları*

	2D/3D	Çözücü	Viskoz Model	Reaksiyon Çözümlemesi	Program
Sun vd. [65]	3D	Yoğunluğa Dayalı	k- ω (SST)	Arrhenius	Ansys/Fluent
Zheng vd., [51]	3D	Yoğunluğa Dayalı	k- ϵ (Standard)	Arrhenius	Ansys/Fluent
Zhang vd., [5]	2D	Yoğunluğa Dayalı	Euler	N/A	N/A
Wang [75]	3D	Yoğunluğa Dayalı	k- ϵ (Standard)	Arrhenius	Ansys/Fluent
Chen vd., [59]	2D	Yoğunluğa Dayalı	Euler	Arrhenius	N/A
Yao vd., [70]	3D	Yoğunluğa Dayalı	Euler	Arrhenius	N/A
Tsuboi vd.,[76]	2D,3D	N/A	Euler	N/A	N/A
Fujii vd., [67]	2D	N/A	Euler	N/A	N/A
Deng vd., [71]	2D	Yoğunluğa Dayalı	Euler	N/A	N/A
Zheng vd., [66]	3D	Yoğunluğa Dayalı	k- ϵ	Arrhenius	Ansys- Fluent V15.0
Gaillard vd., [79]	2D,3D	N/A	LES	N/A	CEDRE
Sato vd., [80]	3D	Yoğunluğa dayalı	N/A	N/A	OpenFoam
Prakash vd., [9]	3D	Yoğunluğa dayalı	N/A	N/A	OpenFoam
Yi vd.,[31]	2D	Yoğunluğa dayalı	Euler	Arrhenius	N/A
Liu vd., [60]	2D	Yoğunluğa dayalı	k- ω (SST)	PaSR	OpenFoam
Sun vd. [73]	2D	Yoğunluğa Dayalı	Euler	Arrhenius	Ansys/Fluent V12.1
Sun vd., [82]	2D	Yoğunluğa Dayalı	k- ϵ (Standard)	N/A	N/A
Xia vd.[50]	2D	Yoğunluğa Dayalı	Euler	N/A	OpenFoam7

Liu vd., iki boyutlu olarak modellenmiş patlama kanalında OpenFoam yazılımını kullanarak sayısal çalışmalar yürütmüşlerdir. Sayısal çalışmalar için yoğunluk tabanlı

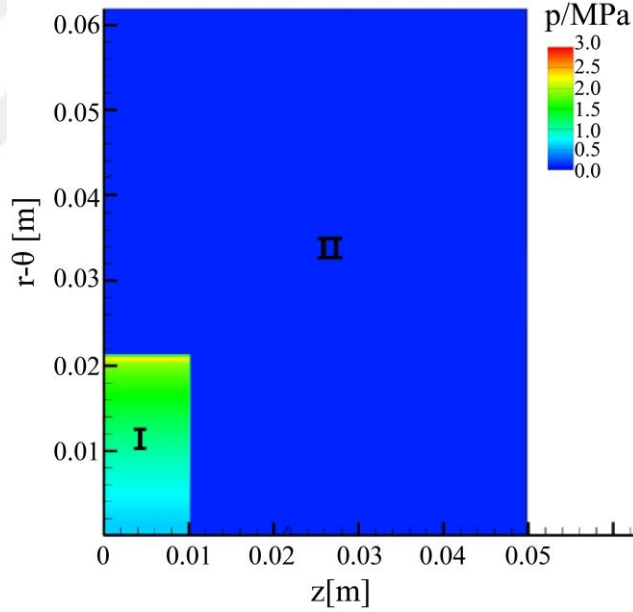
çözücü olan rhoHLLCFoam kullanılmıştır. Taşınım terimleri HLLC Metodu ile belirlenmiştir. Zaman entegrasyonu ikinci dereceden Crank-Nicholson şeması ile gerçekleştirilmiştir. Sayısal çalışmalarda k- ω SST türbülans modeli kullanılmıştır. Viskoz terimler ikinci dereceden merkezi fark ayrıklaştırma ile çözümlenmiştir. Türbülans kimyasal reaksiyon etkileşimi PaSR modeli ile elde edilmiştir. Bu modelde her bir sayısal çözüm ağı hücresi iki parçayı ayrılmaktadır. Bunlardan ilki reaksiyon bölgesi diğeri ise reaksiyonun gerçekleşmediği bölgedir. Reaksiyon hızlarının belirlenebilmesi için 19 basamak ve 9 üründen oluşan hidrojen-hava mekanizması kullanılmıştır. [60].

Tablo 2.6. *Literatürde yer alan çalışmalarda kullanılan yakıt-oksitleyici ve kimyasal reaksiyon mekanizması detayları*

	DeneySEL/Sayısal	Yakıt	Oksitleyici	Reaksiyon Mekanizması
Sun vd. [65]	Sayısal (3D)	Hidrojen	Hava	8 basamak/7 ürün
Zheng vd., [51]	Sayısal (3D)	Hidrojen	Hava	1 basamaklı
Zhang vd., [5,83]	Sayısal (2D)	Hidrojen	Hava	18 basamak-9 ürün
Wang [75]	Sayısal (3D)	Hidrojen	Hava	1 basamaklı
Chen vd., [69,84]	Sayısal (2D)	Hidrojen	Oksijen	2 basamaklı
Yao vd., [70]	Sayısal (3D)	Hidrojen	Hava	1 basamaklı
Tsuboi vd.,[76]	Sayısal (2D,3D)	Hidrojen	Hava	21 basamak-9 ürün
Fujii vd., [67]	Sayısal (2D)	Etilen	Oksijen	10 basamak-10 ürün
Deng vd., [57]	Sayısal (2D)	Hidrojen	Hava	19 basamak-9 ürün
Zheng vd., [66]	Sayısal (3D)	Hidrojen	Hava	7 basamak-8 ürün
Sato vd., [80]	Sayısal (3D)	Hidrojen	Hava	19 basamak-9 ürün
Yi vd.,[31]	Sayısal (2D)	Hidrojen	Hava	1 basamaklı tersinmez
Liu vd., [61, 85]	Sayısal (2D)	Hidrojen	Hava	19 basamak-9 ürün
Prakash vd., [9,86]	Sayısal (3D)	Metan	Oksijen	38 basamak-12 ürün
Wu vd., [54]	Sayısal (3D)	Hidrojen	Hava	1 basamaklı
Gaillard vd. [79]	Sayısal (3D)	Hidrojen	Hava	7 basamak-6 ürün
Sun vd., [73]	Sayısal (2D)	Hidrojen	Hava	7 basamak-8 ürün
Yao vd. [72]	Sayısal (3D)	Hidrojen	Hava	1 basamaklı
Wang vd. [87]	Sayısal (2D)	Kerosen	Hava	2 basamaklı
Sun vd., [82]	Sayısal (2D)	Oktan _(s)	Hava	1 basamaklı
Escobar vd., [88, 89]	Sayısal (2D, 3D)	Hidrojen	Hava	1 basamak, 19 basamak ve 10 ürün
Wang vd., [74]	Sayısal (2D)	Kerosen	Hava	2 basamaklı

Tablo 2.6. (Devam) Literatürde yer alan çalışmalarda kullanılan yakıt-oksitleyici ve kimyasal reaksiyon mekanizması detayları

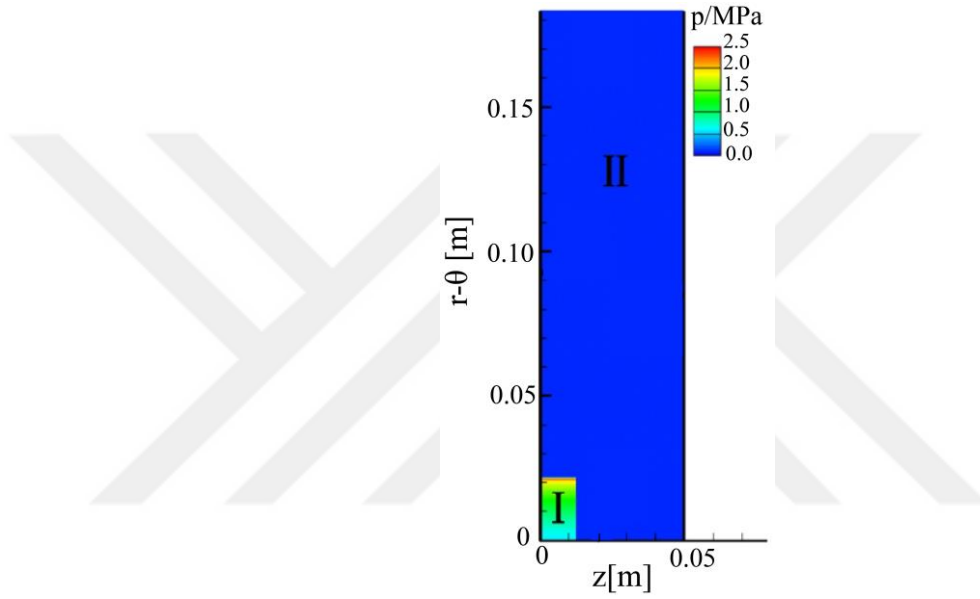
	Deneysel/Sayısal	Yakıt	Oksitleyici	Reaksiyon Mekanizması
Xia vd. [50]	Sayısal (2D)	Hidrojen	Hava	25 basamaklı, 9 ürün
Ma vd., [90]	Deneysel	Hidrojen	Hava	N/A
Goto vd., [91]	Deneysel	Etilen	Oksijen	N/A
Kawasaki vd., [92]	Deneysel	Etilen	Oksijen	N/A
Koch vd. [93]	Deneysel	Metal	Oksijen	N/A
Wilhite vd., [94]	Deneysel	Etilen	Hava	N/A
Yoko vd., [95]	Deneysel	Etilen	Oksijen	N/A
Naples ve ark. [96]	Deneysel	Hidrojen	Hava	N/A
Shank vd. [97]	Deneysel	Hidrojen	Hava	N/A
Rankin vd. [98]	Deneysel	Hidrojen	Hava	N/A
Bykovskii vd. [99]	Deneysel	Hidrojen	Hava	N/A
		Asetilen		
		Sentez gaz		



Şekil 2.11. Patlama dalgası başlatma stratejisi için tanımlanan basınç dağılımı [5]

Sayısal çalışmalarda patlama dalgasının yayılımı ve ses altı yanmaya dönüşünün engellenebilmesi uygun başlatma stratejileri ile gerçekleştirilebilmektedir. Patlama dalgasının yayılım doğrultusu, ikinci ve ters yönde dalga oluşumu yine sayısal çalışmalar öncesi tanımlanan başlatma stratejileri ile kontrol edilebilmektedir. Şekil 2.11’de görüldüğü üzere Zhang vd., sayısal analiz öncesinde iki boyutlu akış alanının belirli bir bölgesinde yüksek basınç tanımlaması gerçekleştirmiştir. Akış alanında ikinci alan olarak

belirtilen bölgede ise 0.1 MPa basınca, 300 K sıcaklığa sahip stokiyometrik önceden karışmış yakıt-oksitleyici karışımı tanımlanmıştır. Patlama dalgası cephesi ardındaki yüksek basınç değerleri patlama kanalına aktarılacak önceden karışmış yakıt-oksitleyici karışımına yönelik blokajı sağlamaktadır. Böylece patlama dalgası cephesi ardında yüksek basınç ve sıcaklık değerine sahip akış cephelerinin yakıt-oksitleyici karışımına erişimi engellenmektedir ve patlama dalgasının aşağıdan yukarı doğrultuda (+r- θ doğrultusu) hareketi gerçekleştirilmektedir [5].

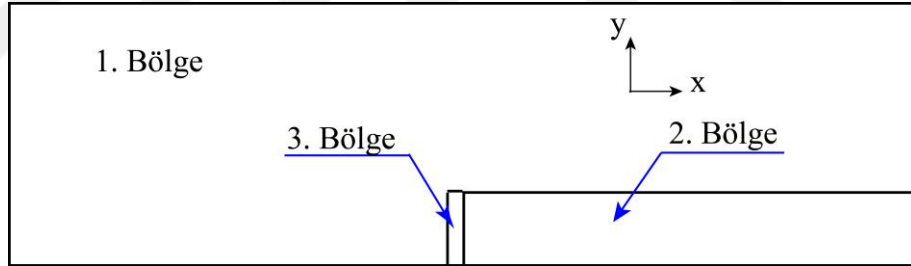


Şekil 2.12. Ateşlemenin gerçekleştirilebilmesi için patlama kanalında tanımlanan basınç dağılımı [100]

Liu vd., sayısal analiz öncesinde patlama kanalının 1 atm basınca, 300 K sıcaklığa ve durağan akış özelliklerine sahip stokiyometrik hidrojen-hava karışımı ile doldurulduğunu belirtmektedir [32]. Wang vd., sayısal çalışmalarında patlama kanalını 1 atm basınca ve 300 K sıcaklığa sahip önceden karışmış stokiyometrik kerosene-hava ile doldurulmuştur. Ateşleme için 2 MPa basınca, 3000 K sıcaklığa ve patlama dalgasının çevresel hareket doğrultusu yönünde 1000 m/s hıza sahip bir bölge oluşturulmuştur [87]. Schwer vd., patlama dalgasının başlatılabilmesi için oluşturulan bölgede (1 mm x 10 mm) basınç ve sıcaklık değerlerine yönelik sırası ile 50 atm ve 3000 K tanımlamalarını gerçekleştirmişlerdir [30]. Zhang vd., sayısal analizler öncesinde patlama kanalını önceden karışmış stokiyometrik hidrojen-hava karışımı ile doldurmuştur. Şekil 2.12'de görüldüğü üzere patlama dalgasının başlatılabilmesi için 3 MPa basınca ve 3000 K sıcaklığa sahip küçük bir bölge oluşturulmuştur [100].

Zheng vd., ön patlama dalgası üreticisi girişinden itibaren 5 mm genişliğe sahip bir bölgede 2000 K sıcaklık ve 2 MPa basınç değerlerini tanımlayarak ateşleme işlemini başlatmışlardır [66]. Meng vd., önceden karışmamış olarak modellenen ve tam ölçekli olarak gerçekleştirdikleri sayısal çalışmalarında ateşlemenin başlatılabilmesi için C-J değerlerini kullanmışlardır. Bu değerler basınç, sıcaklık ve hız için sırası ile 1.55 MPa, 2942 K ve 1964 m/s'dir [68].

Escobar vd., sayısal analizler öncesinde ateşlemenin gerçekleştirilmesi için Şekil 2.13'de görüldüğü üzere akış alanında üç farklı bölge oluşturmuşlardır. Birinci bölge yanma sonrası ürünlerin yer aldığı bölgedir. Bu bölgedeki sıcaklık ve basınç değerleri sırası ile 300 K ve 1 atm'dir. İkinci bölgede ise yakıt-oksitleyici karışımı tanımlanmıştır. Yakıt-oksitleyici karışımının sıcaklık ve basınç değerleri sırası ile 300 K ve 1 atm'dir. Üçüncü bölgede patlama dalgası cephesi oluşturulmuştur. Bu bölgede sıcaklık ve basınç değerleri için C-J değerleri kullanılmıştır. Bunun yanı sıra kimyasal reaksiyonun başlatılabilmesi için ürünlerin C-J kompozisyonları tanımlanmıştır. Belirtilen başlatma stratejisi ile patlama dalgasının +x doğrultusunda hareketi sağlanmıştır [88].

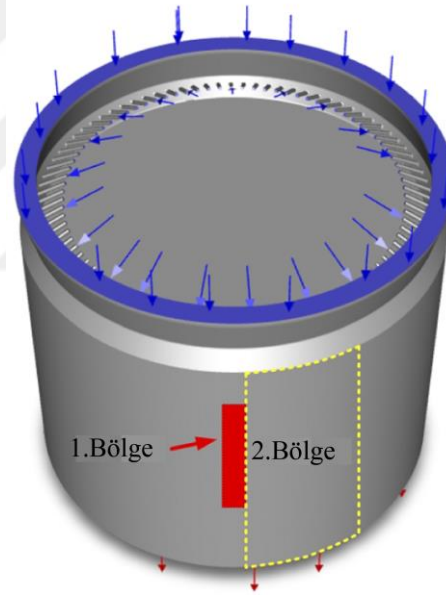


Şekil 2.13. Patlama dalgasının +x doğrultusunda yayılımını sağlamak amacıyla tanımlanmış başlatma stratejisi [88]

Önceden karışmamış enjeksiyon yöntemi ile yakıt ve oksitleyicinin patlama kanalına aktarıldığı sayısal analizlerde patlama dalgasının yayılımı ve yakıt-hava karışımının patlama kanalına aktarım kontrolü için önceden karışmış enjeksiyonun kullanıldığı sayısal analizlere göre literatürde daha farklı başlatma stratejileri yer almaktadır. Lietz vd., patlama dalgasının elde edilmesi öncesinde patlama kanalını oda sıcaklığında hava ile doldurmuşlardır. Enjektör duvarından patlama kanalı çıkışına doğru 10 atm'den 1 atm'ye düşen basınç tanımlaması gerçekleştirmişlerdir. Ateşlemenin başlatılabilmesi için patlama kanalında küçük bir bölgeye 4000 K değerinde sıcaklık

tanımlaması yapılmıştır. Yakıt ve oksitleyici enjektörleri, saf reaktanlar ve yüksek basınca sahip ürünler ile doldurulmuştur [101].

Fan vd., patlama dalgası üretimi öncesi kimyasal reaksiyon olmaksızın sayısal analiz gerçekleştirmişlerdir. Bu süreçte yakıt ve oksitleyicinin karışımına müsaade edilmiştir. Karışım için beklenen sürenin 1 ms olduğu belirtilmiştir. Karışım süreci sonrası Şekil 2.14’ de görüldüğü üzere patlama kanalında 2 farklı bölge oluşturulmuştur. Birinci bölgede patlama dalgası tanımlanmıştır. Bu bölge için tanımlanan basınç ve sıcaklık değerleri sırası ile 10 atm ve 2000 K’dir. İkinci bölge ile patlama dalgasının tek bir doğrultuda ilerlemesini ve zıt yönde ikinci dalganın oluşumu engellenmiştir. Bu bölgede patlama dalgasının yayınının önüne geçilmesi için oksitleyici kütle fraksiyonu sıfıra eşitlenmiştir [102].



Şekil 2.14. Önceden karışmamış enjeksiyon modeli ile gerçekleştirilen dönen patlama motoru sayısal çalışmasında kullanılan başlatma stratejisi [102]

2.3. Enjeksiyon ve Geometrik Konfigürasyonların Akış Yapısı ve Motor Performansı Üzerine Etkisine Yönelik Literatür Taraması

Enjeksiyon koşullarındaki değişim patlama dalgası cephesindeki akış değerlerinin ve patlama dalgası parametrelerinin değişkenliğine yol açmaktadır. Patlama cephesindeki değişimler patlama dalgası motoru performansında kararsızlıklara neden olabilmektedir. Literatür taramasının bu bölümünde enjeksiyon koşulları ve patlama dalgası parametreleri değişkenliğinin dönen patlama motorundaki akış yapısı ve performansı üzerindeki etkilerine yönelik çalışmalar sunulmuştur.

Lietz vd., metan-oksijen tabanlı dönen patlama motorunda sayısal ve deneysel çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Patlama kanalı çıkışı 15°'lik açı ile genişletilerek oluşturulan çıkış kanalı da eklenmiştir. Çalışmada iki farklı patlama kanalı konfigürasyonu sunulmuştur. İlk konfigürasyon sabit iç ve dış çaplarına sahip halkalı yapıdadır. İkinci konfigürasyon patlama kanalı çıkış düzlemi öncesinde daralan ve boğaz bölgesi sonrası genişleyen bir yapı içermektedir. Deneysel ve sayısal çalışmalarda yüksek eşdeğerlilik oranı, yüksek kütleli debi ve temel enjeksiyon koşulları kullanılmıştır. Yüksek eşdeğerlilik, yüksek kütleli debi ve temel enjeksiyon koşulları için eşdeğerlilik oranları sırası ile 1.69, 1.07 ve 1.13'tür. Belirtilen enjeksiyon koşulları için toplam kütleli debi değerleri ise sırası ile 0.27 kg/s, 0.36 kg/s ve 0.27 kg/s'dir. Her iki konfigürasyona yönelik gerçekleştirilen sayısal ve deneysel çalışmalar Tablo 2.8'de özetlenmiştir. Dalga hızları irdelendiğinde ikinci konfigürasyonda ölçülebilir ters dalga hızları elde edilebilmiştir. Bununla birlikte patlama dalgalarının ikinci konfigürasyonda oldukça zayıf yapıda oldukları belirtilmiştir. Performans değerlerinde ise artışların meydana geldiği görülmektedir. Daralan çıkış bölgesi patlama dalgasını zayıflatıcı bir etki sergilerken, patlama dalgasının parazitik ses altı yanma (ing. parasitic deflagration) modundan uzaklaştırdığı belirtilmiştir [101].

Tablo 2.7. Daraltılmamış [1. Konfigürasyon] ve daraltılmış [2. Konfigürasyon] patlama kanalına sahip dönen patlama motorlarında sayısal ve deneysel çalışmaların karşılaştırılması [101]

Değişkenler	1. Konfigürasyon						2. Konfigürasyon					
	Temel		Yüksek ϕ		Yüksek $\dot{m}$		Temel		Yüksek ϕ		Yüksek $\dot{m}$	
	Den.	Say.	Den.	Say.	Den.	Say.	Den.	Say.	Den.	Say.	Den.	Say.
Baskın Dalga Sayısı	4	3	4	3	5	4	8	8	7	8	8	8
Dalga Hızı [m/s]	1477	1487	1353	1487	1433	1561	1275	1338	1327	1338	1318	1227
Ters Dalga Sayısı	-	-	-	7	-	-	9	8	9	9	9	9
Dalga Hızı [m/s]	-	-	-	1147	-	-	1202	1227	1256	1289	1182	1289
İtke [N]	431	543	445	543	609	716	543	632	547	658	765	867
I_{sp} [s]	162	191	169	198	174	197	208	231	214	240	221	238

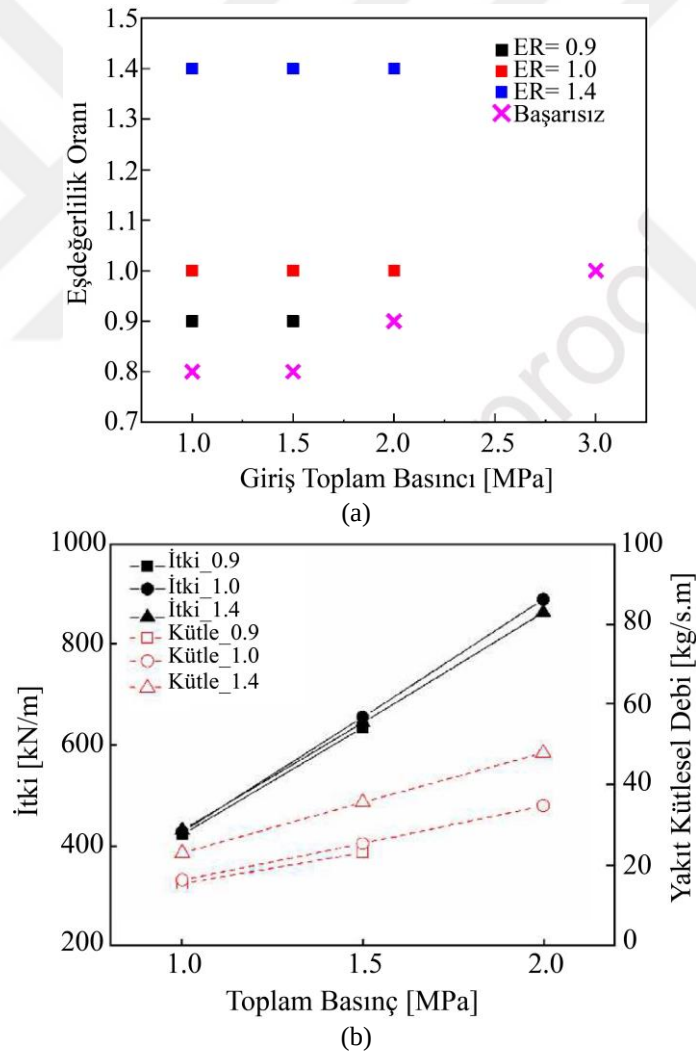
Bigler vd., dönen patlama motorunun deneysel çalışmasında iki farklı enjeksiyon konfigürasyonu kullanmışlardır. İlk konfigürasyonda yakıt ve oksitleyici enjektörleri hizalanmış (karşılıklı olarak dizilim) ikinci enjektör konfigürasyonunda hizalanmamış yerleşim söz konusudur. Deneysel çalışmada değişken toplam kütleli debi ve eşdeğerlilik değerleri kullanılmıştır. Toplam kütleli debi değerinin sabit ($\dot{m}_{tot.}=0.6$ lbm/s) eşdeğerlilik oranının değişken olduğu çalışmada her iki konfigürasyonda da $\phi=1.1$ 'e yakın değerlerde en yüksek itkinin elde edildiği gözlemlenmiştir. Eşdeğerlilik oranının sabit tutulması ($\phi=1.1$) koşulu ile artan kütleli debi değerine göre itki değeri de doğrusal olarak arttığı belirlenmiştir. Kütleli debinin sabit tutularak eşdeğerlilik oranının değişkenliğinde hizalanmış enjektör konfigürasyonunda daha yüksek itki değerlerine ulaşılırken, eşdeğerlilik değerinin sabit tutularak kütleli debi değerinin değişkenliği koşulunda neredeyse benzer itki değerleri elde edilmiştir [103].

Sun vd., hidrojen-hava tabanlı dönen patlama motoruna çıkış kanalı ekleyerek sayısal analizler gerçekleştirmişlerdir. Sayısal çalışmalarda kütleli debi değişimi ve geri basınç değişimi ile dönen patlama motoru performansı irdelenmiştir. Artan toplam kütleli debi değeri için üç farklı değer seçilirken (600 g/s, 900 g/s ve 1200 g/s) geri basınç değeri sabit tutulmuştur ($p_b=100$ kPa). Son çalışmada ise en düşük toplam kütleli debi değeri ve geri basınç için $p_b=10$ kPa değeri kullanılmıştır. Sonuç olarak geri basıncın sabit ve artan toplam kütleli debi değeri koşulu ile üretilen itki değerinde de artışlar meydana gelmiştir. Bunun yanı sıra azalan geri basınç değeri ile yine dönen patlama motorunda daha yüksek itki değerleri elde edilmiştir [104].

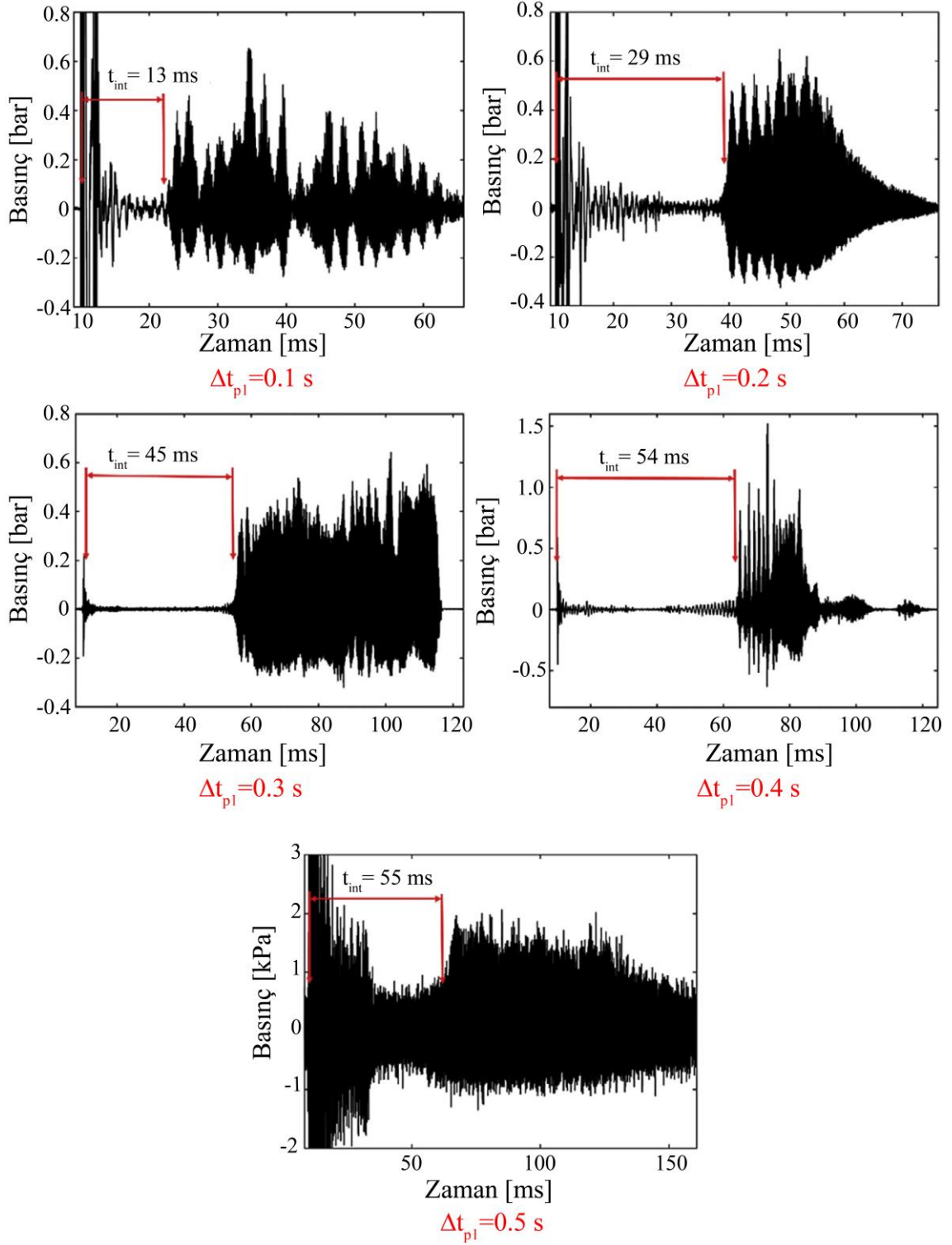
Yao vd., hidrojen-hava tabanlı dönen patlama motorunda çoklu ateşleme ve patlama dalgasının kararlılığı üzerine sayısal çalışmalar gerçekleştirmiştir. Patlama dalgası ön patlama dalgası üreticisi ile patlama kanalına yönlendirilmiştir. Sayısal çalışmada bir, iki ve dört adet ön patlama dalgası üreticisi kullanılmıştır. Sayısal çalışmalarda bir ve iki ön dalga üreticisi ile dönen patlama motoru sırası ile bir ve iki patlama dalgası modunda kararlılık göstermiştir. Ön patlama dalgası üreticisi sayısının dört olması durumunda ise patlama kanalında sekiz patlama dalgasının yayılımını sürdürdüğü belirlenmiştir. Bir ve iki ateşlemenin gerçekleştiği çalışmalarda başlangıç patlama dalgasının kararlılık süresince baskın olduğu gözlemlenmiştir [72].

Wang vd., toplam basınç ve global eşdeğerlilik oranının, kerosen-hava tabanlı dönen patlama motoru çalışma karakteristikleri (başlatma, kararsızlık ve itki performansı) üzerine etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. Sayısal çalışmada kullanılan sınır şartları

matrisinde toplam basınç ve eşdeğerlilik oranları sırası ile 1.0 MPa, 1.5 MPa, 2.0 MPa ve 0.9, 1.0 ve 1.4'tür. Belirtilen sınır şartları matrisi ile 9 farklı sayısal çalışma yürütülmüştür. Şekil 2.15 (a)'da görüldüğü üzere giriş toplam basınç artışı eşdeğerlilik oranında da artış gereksinimine ihtiyaç duyulduğu belirlenmiştir. Sayısal çalışmalarda eşdeğerlilik oranının patlama dalgası kararsızlığı üzerine ihmal edilebilir etkisinin olduğunu görülmüştür. Bunun yanı sıra giriş toplam basıncının artışı, kararsızlığı azalttığı tespit edilmiştir. Şekil 2.15 (b)'de verilen itki dağılımları incelendiğinde giriş toplam basıncının artışı ile itki değerinde doğrusal artışların meydana geldiği görülmektedir. Eşdeğerlilik oranındaki değişimlerin itki üretimi konusunda oldukça düşük etkisinin olduğu belirlenmiştir [74].



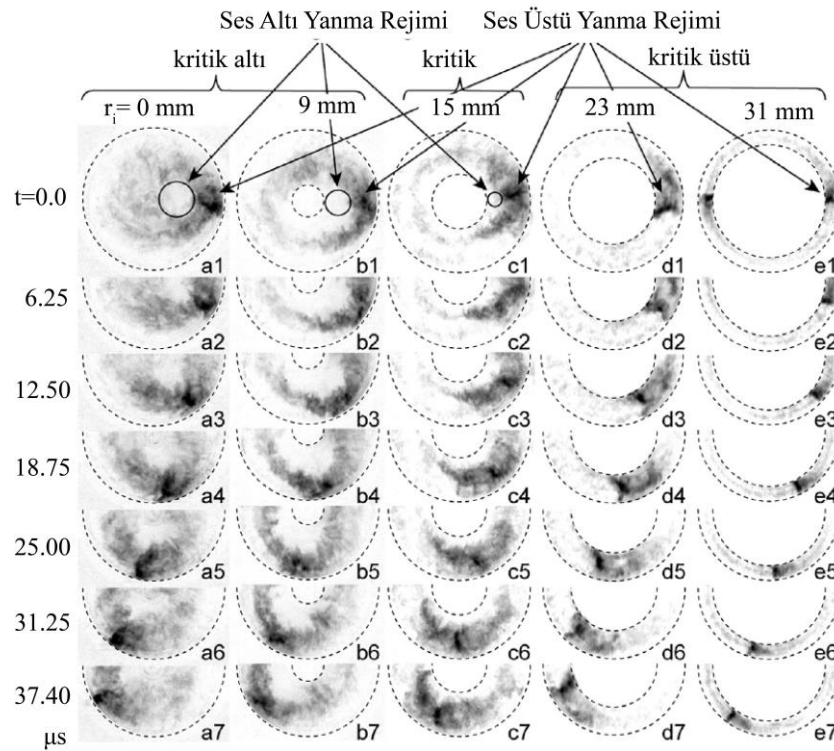
Şekil 2.15. a) Ateşleme sonuçları b) İtki ve kütleli debi dağılımları [74]



Şekil 2.16. Farklı Δt_{pl} değerlerine göre basınç-zaman profili [90]

Ma vd., hidrojen-oksijen tabanlı dönen patlaman motorunda gecikme süresine (ing. delay time) yönelik deneysel çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Patlama dalgası ön patlama dalgası üreticisi ile elde edilmiştir. Patlama kanalına yakıt-oksitleyicinin aktarılma (ing.

refilling process) süresi artışı gecikme zamanının da artmasına neden olmaktadır. Deneysel çalışmalarda Δt_{p1} zaman aralığında patlama kanalına yakıt-oksitleyici aktarılmakta ve bu süre boyunca patlama kanalı ön patlama dalgası üreticisi ile hidrojen-oksijen beslemesine devam edilmektedir. Δt_{p2} süresi sonunda ateşleme gerçekleştirilerek patlama dalgası üretilmektedir. Son olarak Δt_{p3} süresi boyunca hidrojen ve oksijen kanallarından ön patlama dalgası üreticisine besleme işlemi gerçekleştirilmektedir. Gecikme süresinin araştırılmasına yönelik gerçekleştirilen deneysel çalışmalara Δt_{p2} ve Δt_{p3} aralıkları eklenmemiştir. Böylece patlama kanalındaki akışın ateşleme öncesi ve sonrası etkileri ortadan kaldırıldığı belirtilmiştir. Δt_{p1} zaman aralığı için seçilen değerler 0.1 s, 0.2 s, 0.3 s, 0.4 s ve 0.5 s'dir. Patlama kanalına aktarılan hidrojen ve oksijenin kütleli debileri sırası ile 5 g/s ve 40 g/s'dir. Deneysel çalışmalarda Δt_{p1} zaman aralıklarında yakıt-hava karışımının sırası ile %10, %40, %70 ve %100 olduğu belirlenmiştir. Şekil 2.16'da verilen basınç profilleri incelendiğinde artan doldurma zamanı ile gecikme zamanında da artış görülmektedir. Doldurma zamanının 0.1 s olduğu çalışmada hem patlama dalgasının ateşlenmesi hem gecikme zamanının en düşük seviyelere indirgenebildiği belirtilmiştir [90].



Şekil 2.17. Farklı zaman dilimlerinde patlama kanallarında ışıma eksenel görüntüleri [92]

Kawasaki vd., patlama kanalı giriş çapı kritik koşullarının belirlenmesine yönelik deneysel çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Deneysel çalışmada kullanılan yakıt ve oksitleyici sırası ile etilen ve oksijendir. Patlama kanalının dış yarıçapı (r_0) 39 mm'dir ve iç yarıçapı (r_i) 31 mm'den 0 mm'ye kadar indirgenmiştir. Şekil 2.17'de patlama kanallarında ışıma eksenel görüntüleri (ing. axial self-luminescence photograph) sunulmuştur. $r_i=0, 9, 15$ ve 23 mm yarıçaplarına sahip patlama kanallarında tek dalga modu, $r_i=31$ mm patlama kanalında ise çift dalga modu görülmektedir. $r_i=23$ ve 31 mm patlama kanallarında dalga iç silindir çeperine yapışırken, $r_i=0, 9$ ve 15 mm patlama kanallarında dalganın iç silindir çeperinden koptuğu tespit edilmiştir. Bu nedenle çalışmada etkin itki üretiminin gerçekleştirilebileceği kritik iç yarıçap değerinin 15 mm olduğu belirtilmiştir [92].

Wilhite vd., değişken kütleli debi ve eşdeğerlilik oranına göre etilen-hava tabanlı dönen patlama motorunun kararlılığını deneysel olarak incelenmiştir. Toplam kütleli debi 0.2 ile 0.5 kg/s aralığında, eşdeğerlilik oranı ise 0.5 ile 1.6 aralığında değişkenlik göstermektedir. Patlama dalgası ön patlama dalgası üreticisi ile elde edilmiştir. Sonuç olarak toplam kütleli debinin 0.3 kg/s olması durumunda dönen patlama motorunun kararlılığını yitirdiği ve uygulamanın sonlandığı belirtilmiştir. Bunun yanı sıra dönen patlama motorunun $0.85 < \phi < 1.34$ aralığında başarılı bir şekilde kararlılığın sağlandığı tespit edilmiştir [94].

Bigler vd., çalışmalarında farklı toplam enjeksiyon alanına sahip iki enjektör konfigürasyonunun global motor performansına ve kararlı dalga yayılımına etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Çalışmada yakıt ve oksitleyici için sırası ile metan ve oksijen kullanılmıştır. Deneysel çalışmada eşdeğerlilik oranı sabit tutularak ($\phi=1.1$) toplam kütleli debi değiştirilmiş ($\dot{m}=0.09\sim 0.45$ kg/s) ve toplam kütleli debi ($\dot{m}=0.26$ kg/s) sabit tutularak eşdeğerlilik oranı ($\phi=0.5\sim 2.5$) değiştirilmiştir. Enjektör basınç kayıplarının azaltılmasına yönelik toplam enjektör alanı (A) için 1A ve 2.5 A olan iki enjektör konfigürasyonları tercih edilmiştir. 1A toplam enjektör alanına sahip enjektör ile toplam kütleli debinin sabit tutulup eşdeğerlilik oranının artırılması deneylerinde yakıt basınç düşüşünün 1.8~4.7 MPa aralığında ve oksitleyici basınç düşüşünün 2~2.8 MPa aralığında olduğu belirlenmiştir. Eşdeğerlilik oranının sabit tutularak toplam kütleli debinin değiştirilmesi deneylerinde ise yakıt basınç düşüşü 1.2~4 MPa aralığında ve oksitleyicinin ise 1~3.2 MPa aralığında yer aldığı tespit edilmiştir. 2.5A toplam enjektör alanına sahip enjektör ile değişken eşdeğerlilik oranlarında yakıtın basınç düşüşü 0.5~1.5

MPa aralığında, değişken toplam kütleli debide ise 0.3~1.2 MPa aralığında yer aldığı gözlemlenmiştir. İtke değerlerinin neredeyse eşit olduğu belirlenmiş ve dalga hızında $\phi < 1.5$ şartlarında 2.5 A enjektöründe daha yüksek değerler elde edilmiştir [105].

Sun vd. enjektör çıkış genişliğinin döner patlama dalgası motoru üzerine etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. Hidrojen ve hava önceden karışmış halde patlama kanalına yönlendirilmiştir. Enjektör çıkış genişliği (W_e) 2~6 mm değerleri arasında değişkenlik göstermektedir ve enjektör giriş genişliği 2 mm'dir. Sayısal çalışmaların sonucu olarak artan enjektör çıkış genişliği ile etkin enjektör alanı artırılmıştır. En yüksek enjektör tıkanma oranı (% 19.7) $W_e=3$ mm ve en düşük tıkanma oranı (% 9.2) ise $W_e=6$ mm'de elde edilmiştir. Çıkış genişliği ile giriş genişliği aynı olduğu ($W_e=2$ mm) enjektör konfigürasyonunda tıkanma oranı % 18.7'dir. Enjektör çıkış genişliğinin artması ile patlama dalgasının yayılma hızı da artış göstermiştir. Referans çalışmada patlama dalgası yayılma hızı 1923.2 m/s iken $W_e=6$ mm enjektörlü döner patlama motorunda yayılma hızı 1880.4 m/s, $W_e=2$ mm enjektörlü döner patlama motorunda yayılma hızı 1775.6 m/s'dir [73].

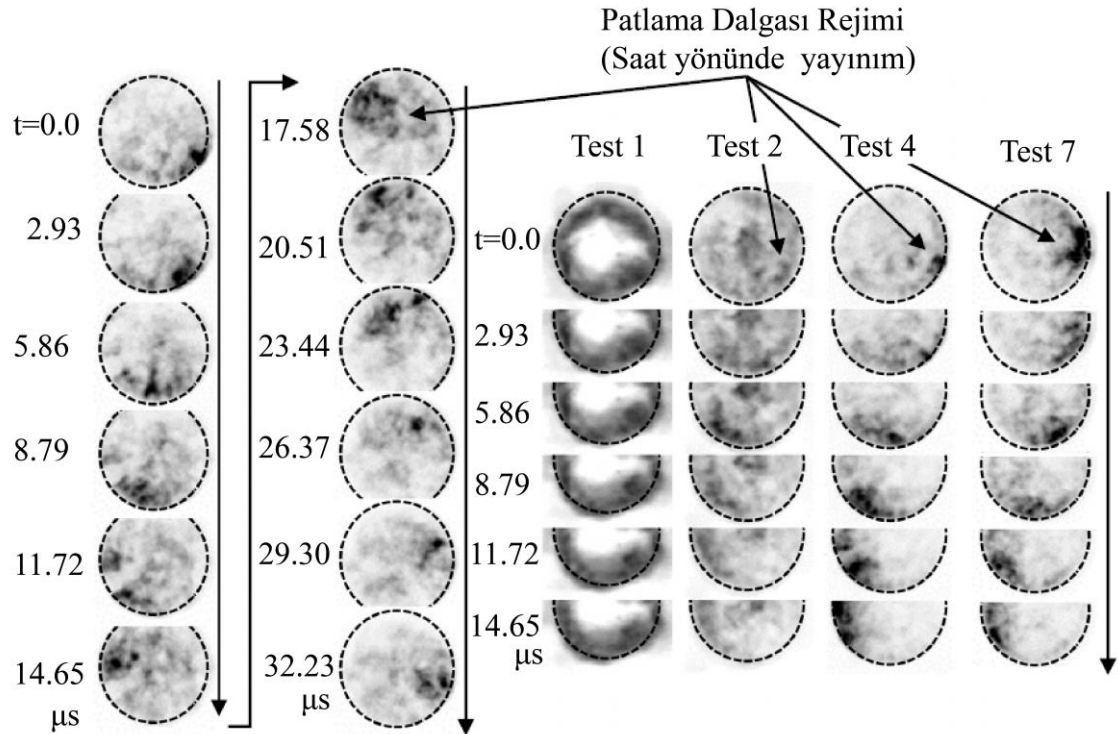
Wu vd., üç boyutlu simülasyonlara dayanarak döner patlama dalgası motorunun çalışma koşulları değiştirildikten sonra patlama dalgasının yeniden kararlılığını sayısal olarak araştırmışlardır. Sayısal çalışma patlama kanalında gerçekleştirilmiş ve yakıt-oksitleyici önceden karıştırılmış halde yönlendirilmiştir. Sayısal çalışmalar 15, 20 ve 25 atm durgunluk basıncı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Durgunluk basıncının artırılması ile kütle akısının ve itkinin doğrusal olarak artmış ve patlama dalgası yüksekliği azalmıştır. Durgunluk basıncının 20 atm'den 25 atm'ye artışı ile kütle akısı 300 μ s'lik bir zaman dilimi boyunca artış sergilemiş ve 150 μ s ($\Delta t=450\mu$ s) boyunca azalış sergilemiştir. Toplam 450 μ s sonrasında kütle akısı kararlı hale gelmiştir. Durgunluk basıncının 20 atm'den 15 atm'ye düşürülmesinde de benzer bir durum ile karşılaşmıştır. Artan durgunluk basıncına zıt olarak azalan durgunluk basıncında 300 μ s boyunca kütle akısı azalmış ve toplam 450 μ s sonrasında kararlı bir durum elde edilmiştir. Sonraki çalışmada durgunluk basıncı 20 atm'den 30 atm'ye çıkarılmış ve kararlı yapıya ulaşma süresinin 500 μ s olduğu belirlenmiştir. Geçiş süresinin durgunluk basıncının artış ya da azalma miktarları ile orantılı olduğu tespit edilmiştir [54].

Yoko vd., etilen-oksijen tabanlı döner patlama motorunun düşük geri basınç koşullarında test işlemlerini gerçekleştirmişlerdir. Deneysel çalışmada toplam kütleli debi için 8 ± 1 g/s ve 45 ± 1 g/s aralığı tercih edilmiştir. Eşdeğerlilik oranı sabit tutulmuş ve

bu değer 1.85 ± 0.33 'tür. Tablo 2.9'da verildiği üzere deneysel çalışmada sekiz test işlemi gerçekleştirilmiştir. Birinci ve altıncı test işlemlerinin dışında geri basınç 6 ± 1 kPa değerine indirgenmiştir. Şekil 2.18'de verilen ışıma eksenel görüntüleri Test 3-8 'de tek dalga modu ile dönen patlama motoru çalışmasını sürdürmüştür. Test 2'de patlama dalgasının bazen oluştuğu ama kararlı bir yapıya ulaşamadığı belirtilmiş ve Test 1'de ise patlama dalgasının elde edilemediği gözlemlenmiştir [95].

Tablo 2.8. Döner patlama motoru deneysel çalışma koşulları [95]

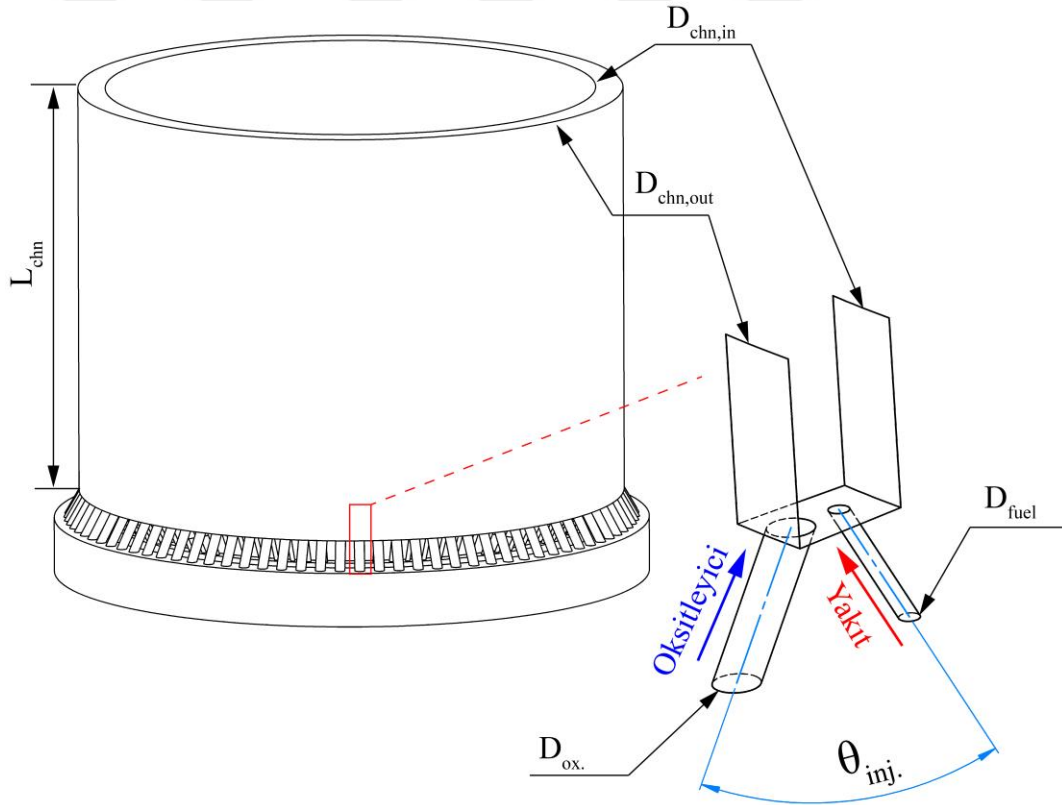
Test	$\dot{m}$ [g/s]	ϕ	P_b , kPa
1	8 ± 1	1.93 ± 0.03	17 ± 1
2	15 ± 1	1.83 ± 0.02	6 ± 1
3	22 ± 1	1.69 ± 0.02	6 ± 1
4	27 ± 1	1.29 ± 0.01	6 ± 1
5	33 ± 1	1.67 ± 0.02	6 ± 1
6	36 ± 1	1.81 ± 0.01	11 ± 1
7	40 ± 1	2.01 ± 0.03	6 ± 1
8	45 ± 1	1.95 ± 0.07	6 ± 1



Şekil 2.18. Farklı zaman dilimlerinde değişken kütleli debi ve eşdeğerlilik oranlarına göre patlama kanalında ışıma eksenel görüntüleri [95]

2.4. Enjektör Konfigürasyonlarına Yönelik Literatür Taraması

Konu edilen patlama kanalında yüksek karışım verimliliği, patlama dalgası hızı ve sayısı, yakıt ve oksitleyicinin kütleli debisi, ısı salınım oranları, patlama dalgasının başlatılabilmesi ve devamlılığı kavramlarının enjektörler ile doğrudan ilgisi, literatürde farklı konfigürasyonların modellenmesini sağlamıştır. Enjektör konfigürasyonlarını yakıt-oksitleyici girişleri referans alınarak iki ana başlıkta sınıflandırılabilir. İlk sınıflandırma yakıt ve oksitleyici silindirik ya da farklı geometrik kanallardan, ikinci sınıflandırma ise yakıt ya da oksitleyicinin belirli bir genişliğe sahip açıktan patlama kanalına giriş yapmasına göre gerçekleştirilebilir. Şekil 2.19’da dönen patlama motoru ve enjektörlerin geometrik tasarım parametreleri sunulmuştur. Tablo 2.9 ve 2.10’da yakıt ve oksitleyici enjektör ya da kanallarına dair detaylar sunulmuştur.



Şekil 2.19. Patlama kanalı ve enjektörler geometrik tasarım parametrelerinin şematik görünümü

Gaillard vd., aksenal doğrultuda patlama kanalına giriş yapan enjektör tasarımı gerçekleştirmişler ve karışım verimliliğini sayısal olarak incelemişlerdir. Yakıt ve oksitleyici ayrı kanallardan giriş yapmaktadır. Yakıt ve oksitleyici sırası ile hidrojen ve oksijen kullanmıştır. Sayısal çalışma reaksiyon olmadan gerçekleştirilmiş ve periyodik

bir akış hacmi tanımlanmıştır. Böylece bir yakıt ve oksijen enjektörü ile patlama kanalının 15 mm uzunluğundaki bir bölümü için nümerik analizler yürütülmüştür. Oksitleyici ve yakıt enjektörlerinin çapları sırası ile 1.41 ve 1 mm'dir. Enjektörler arasında 60°'lik bir açı ile patlama kanalına bağlantısı gerçekleştirilmiştir. Ayrıca bu çalışmada 3 farklı konfigürasyon oluşturulmuştur. İlk konfigürasyonda (sheared) yakıt ve oksitleyici çıkış yüzeyleri arasında belirli bir aralık mevcuttur ve enjektörler birbirine paraleldir. İkinci konfigürasyonda yakıt ve oksitleyici giriş merkezleri aynı düzlem üzerindedir. Çıkış yüzeyleri ise birbirine teğettir. Üçüncü konfigürasyonda yine çıkış yüzeyleri teğet ve açısız olarak konumlandırılmıştır [106]. Gaillard vd. bir diğer çalışmalarında yine yakıt ve oksitleyici enjektörlerini patlama kanalına açısız olarak konumlandırmışlardır. Yakıt ve oksitleyicinin enjektör çapları sırası ile 0.71, 1 mm'dir. Enjektörler arasındaki açı 60°'dir. Yakıt ve oksitleyici enjektör sayısı 21'dir. [79].

Goto vd., oksitleyici girişinin radyal doğrultuda, yakıtın ise eksenel doğrultuda konumlandırıldığı etilen-oksijen tabanlı dönen patlama motoruna yönelik deneysel çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Patlama kanalı genişliği, iç, dış çapları sırası ile 48 mm, 60.5 mm ve 66.9 mm'dir. Çalışmada yakıt girişi çapı sabit tutulurken, oksitleyici çapı olarak 0.5 mm ve 3 mm tercih edilmiştir. Oksitleyici enjektör çapının değişkenliğinin yanında çalışmada enjektör sayısının değişimi de incelenmiştir. Oksitleyici 24 ve 72, yakıt için ise 72 ve 120 enjektör sayıları kullanılmıştır [107].

Duvall vd., deneysel çalışmalarında açısız olarak konumlandırılmış oksitleyici ve eksenel doğrultuda yerleştirilmiş yakıt enjektör dizilimine (SIJ tip) sahip döner patlama dalgası motoruna yer vermişlerdir. Yakıt ve oksitleyici olarak sırası ile hidrojen ve hava kullanılmıştır. Yakıt ve oksitleyicinin enjektör çapları sırası ile 1.2 mm ve 0.89 mm'dir. Döner patlama dalgası motorunda eşit sayıda ($n=120$) yakıt ve oksitleyici enjektörü kullanılmıştır. Patlama kanalı uzunluğu 101.6 mm, iç çapı 123.3 mm ve dış çapı ise 138.7 mm'dir [109]. Yokoo vd., deneysel çalışmalarında etilen-oksijen tabanlı dönen patlama motoru kullanmışlardır. Patlama kanal genişliği 70 mm ve iç çapı 20 mm olan döner patlama motorunu kullanmıştır. Patlama kanalına yakıt ve oksitleyici 45°'lik açılarda patlama kanalına aktarılmaktadır. Yakıt ve oksitleyicinin enjektör sayısı ve çapı aynı olup sırası ile 24 ve 0.8 mm'dir [95].

Goto vd., çalışmalarında benzer şekilde deneysel çalışmalarında etilen-oksijen tabanlı dönen patlama motoru kullanmışlardır. Yakıt ve oksitleyici, patlama kanalına 45°'lik açı ile aktarılmaktadır. Yakıt ve oksitleyicinin enjektör çapı 1 mm'dir. Eşit

enjektör sayısı tercih edilmiş ve çalışmada 72, 120 enjektör sayıları kullanılmıştır. Patlama kanalı uzunluğu 75 mm, iç çapı 62 mm ve dış çapı ise 78 mm'dir [91]. Kato vd., deneysel çalışmalarında etilen-oksijen tabanlı döner patlama motoru kullanmışlardır. Yakıt patlama kanalına eksenel doğrultuda, oksitleyici ise radyal doğrultuda konumlandırılmıştır. Yakıt ve oksitleyicinin enjektör sayıları eşit olup, kullanılan enjektör sayısı 100'dür. Oksitleyici enjektör çapı 0.6 mm, yakıt enjektör çapı ise 0.5 mm'dir [28].

Nakagami vd., deneysel çalışmalarında oldukça dar bir patlama kanalına sahip ($L=5$ mm) etilen-oksijen tabanlı döner patlama motoru kullanmışlardır. Yakıt ve oksitleyici radyal doğrultuda yerleştirilen enjektörler ile patlama kanalına aktarılmaktadır. Patlama kanalı çapı 130 mm'dir. Çalışmada enjektör sayıları eşit olup ($n=25$), yakıt ve havanın enjektör çapları sırası ile 0.8 mm, 1 mm'dir [111]. Wilhite vd., deneysel çalışmalarında kullandıkları döner patlama dalgası motorunda oksitleyici radyal doğrultuda, yakıt ise eksenel doğrultuda patlama kanalına aktarılmaktadır. Oksitleyici 4.91 cm^2 'lik alana sahip bir aralıktan patlama kalanı giriş yapmaktadır. Yakıtın toplam enjektör alanı ise 0.32 cm^2 'dir. Patlama kanalı genişliği 13.1 mm olup deneysel çalışmada yakıt olarak etilen kullanılmıştır [94].

Sun vd., farklı genişliklerdeki oksitleyici kanal aralıklarının döner patlama motoru üzerindeki etkisini sayısal olarak araştırmışlardır. Çalışmalarında oksitleyicinin eksenel doğrultuda 0.4 mm, 1mm ve 2 mm'lik açıklıklardan, yakıtın ise 0.8 mm çapında 90 enjektörden patlama kanalına aktarıldığı döner patlama motorunu incelemişlerdir. Enjektörler 60° 'lik açılar ile patlama kanalına bağlanmaktadır. Patlama kanalı uzunluğu 70 mm, iç çapı 90 mm ve dış çapı 100 mm'dir. Sayısal çalışmalar için kullanılan yakıt türü hidrojen [52]. Zhou vd., deneysel çalışmalarında radyal doğrultuda yerleştirilmiş 0.8 mm çapında 120 enjektörden yakıtı ve farklı genişliklere sahip eksenel doğrultudaki aralıktan ise oksitleyici patlama kanalına aktarmışlardır. Deneysel çalışmalarda yakıt ve oksitleyici olarak sırası ile hidrojen ve hava kullanılmıştır. Çalışmada havanın aktarılacağı aralık genişlikleri için 0.5, 1, 1.5, 2, 2.5 ve 3 mm değerleri seçilmiştir. Patlama kanalının dış çapı 136 mm iç çapı ise 124 mm'dir [112].

Sato vd., eksenel doğrultuda 1.6 mm genişliğinde aralıktan havanın, patlama kanalına açılal konumlandırılmış 0.89 mm çapında 120 enjektörden hidrojenin aktarıldığı döner patlama motorunda patlama dalga yapısını sayısal olarak incelemişlerdir. Patlama kanalı uzunluğu 100 mm, iç çapı 140 mm ve dış çapı 150 mm'dir [80]. Wang vd.,

deneysel çalışmalarında havayı eksenel doğrultuda 2 mm çapındaki 60 enjektörden, hidrojeni ise radyal doğrultuda 1 mm genişliğindeki aralıktan patlama kanalına yönlendirmişlerdir. Patlama kanalının uzunluğu 131 mm, iç çapı 80 mm ve dış çapı 100 mm'dir [113]. Frolov vd., deneysel çalışmalarında radyal doğrultuda 0.8 mm çapında 144 enjektörden yakıtı, oksitleyici ise 1mm genişliğindeki aralıktan patlama kanalına aktarmışlardır. Patlama kanalının genişliği 100mm, iç çapı 90 mm ve dış çapı 100 mm'dir. Yakıt olarak metan ve doğalgaz, oksitleyici olarak oksijen kullanılmıştır [114].

Koch vd., deneysel çalışmalarında kullandıkları döner patlama motorunda yakıt ve oksitleyici patlama kanalına radyal doğrultuda yönlendirilmiştir. Yakıt ve oksitleyici sırası ile 1.78 mm ve 1.19 mm genişliğindeki açıklıklardan aktarılmıştır. Patlama kanalı genişliği 182 mm, iç çapı 131.6 ve dış çapı 154 mm'dir. Deneysel çalışmalarda yakıt ve oksitleyici olarak sırası ile metan ve oksijen kullanılmıştır [115]. Bach vd., deneysel çalışmalarında oksitleyicinin radyal doğrultuda farklı genişliklerdeki açıklıklardan, yakıtı ise eksenel doğrultuda konumlandırılmış 0.5 mm çapında 100 enjektörden patlama kanalına yönlendirildiği döner patlama motorunu kullanmışlardır. Oksitleyici kanal açıklığı, kanal çıkış genişliğinin patlama kanalı genişliğine oranı değerleri ile tanımlanmıştır. Bu oran için 0.144, 0.23, 0.288 ve 0.46 değerleri seçilmiştir. Patlama kanalı genişliği 112 mm, iç çapı 74.8mm ve dış çapı 90 mm'dir. Deneysel çalışmalarda yakıt ve oksitleyici olarak sırası ile hidrojen ve hava kullanılmıştır [116].

Kindracki deneysel çalışmasında patlama kanalına yakıtı radyal doğrultuda, oksitleyici eksenel doğrultuda konumlandırılmış açıklıktan yönlendirmiştir. Deneysel çalışmada hidrojen ve kerosen yakıt olarak kullanılmıştır. Döner patlama motoruna hidrojen için 90 enjektör, kerosen için 12 enjektör girişi oluşturulmuştur. Patlama kanalının genişliği 120 mm ve çapı 168 mm'dir [117]. Bluemner vd., deneysel çalışmalarında radyal doğrultuda oksitleyici, eksenel doğrultuda yakıtı patlama kanalına aktarmışlardır. Çalışmada yakıt için 100 enjektör ve enjektör çapları olarak da 0.5, 0.7 mm seçilmiştir. Oksitleyici 1, 1.6 mm genişliğindeki açıklıklardan patlama kanalına yönlendirilmiştir. Patlama kanalı genişliği 112 mm, iç çapı 74.8 mm ve dış çapı 90 mm'dir. Deneysel çalışmada yakıt olarak hidrojen kullanılmıştır [38].

Tablo 2.9. Literatürde yer alan dönen patlama motorlarında kullanılan enjektör ve patlama kanalı detayları

Referanslar	Enjektör Girişleri			Enjektör Boyutları					Patlama Kanalı Boyutları		
	Açısal	Radyal	Eksenel	D_{ox} (mm)	D_{fuel} (mm)	N_{ox}	$N_{fuel.}$	$\theta_{inj.}$ (°)	L(mm)	$D_{chn,in}$ (mm)	$D_{chn,out}$ (mm)
Gaillard vd. [106]	Yakıt- Oksitleyici N/A		N/A	1.41	1	N/A	N/A	60	15	N/A	N/A
Gaillard vd. [79]	Yakıt- Oksitleyici N/A		N/A	1	0.71	21	21	60	15	N/A	N/A
Goto vd. [107]	N/A	Oksitleyici	Yakıt	0.5,3	0.5	24,72	72,120	N/A	48	60.5	66.9
Duvall vd. [108]	Oksitleyici	N/A	Yakıt	0.89	1.2	120	120	N/A	101.6	123.3	138.7
Bigler vd. [109]	Yakıt- Oksitleyici N/A		N/A	N/A	N/A	36,72	36,72	5,10	76.2	66.2	76.2
Yokoo vd. [95]	Yakıt- Oksitleyici N/A		N/A	0.8	0.8	24	24	45	70	20	N/A
Goto vd. [91]	Yakıt- Oksitleyici N/A		N/A	1	1	72,120	72,120	45	75	62	78
Kato vd. [110]	N/A	Oksitleyici	Yakıt	0.6	0.5	100	100	N/A	N/A	N/A	N/A
Nakagami vd. [111]	N/A	Yakıt- Oksitleyici N/A		0.8	1	25	25	N/A	5	N/A	130
Duvall vd. [108]	N/A	Yakıt	Oksitleyici	1.6	0.89	N/A	120	N/A	101.6	123.3	138.7

Tablo 2.9. (Devam) Literatürde yer alan dönen patlama motorlarında kullanılan enjektör ve patlama kanalı detayları

Referanslar	Enjektör Girişleri			Enjektör Boyutları					Patlama Kanalı Boyutları		
	Açısal	Radyal	Eksenel	D _{ox} (mm)	D _{fuel} (mm)	N _{ox}	N _{fuel}	θ _{inj.} (°)	L(mm)	D _{chn,in} (mm)	D _{chn,out} (mm)
Duvall vd. [108]	N/A	Oksitleyici	Yakıt	0.89	0.89	N/A	120	N/A	101.6	123.3	138.7
Wilhite vd. [94]	N/A	Oksitleyici	Yakıt	N/A	N/A	N/A	NA	N/A	N/A	40.5	66.7
Zhou vd. [112]	N/A	Yakıt	Oksitleyici	0.5~3	0.8	N/A	120	N/A	N/A	124	136
Sato vd. [80]	Yakıt	N/A	Oksitleyici	1.6	0.89	N/A	120	N/A	100	140	150
Wang vd. [33]	N/A	Yakıt	Oksitleyici	2	1	60	N/A	N/A	131	80	100
Florov vd. [113]	N/A	Yakıt	Oksitleyici	1	0.8	N/A	144	N/A	100	90	100
Koch vd. [114]	N/A	Oksitleyici	Yakıt	1.78	1.19	N/A	N/A	N/A	182	131.6	154
Bach vd. [115]	N/A	Oksitleyici	Yakıt	-	0.5	-	100	-	112	74.8	90
Kindracki vd. [116]	N/A	Yakıt	Oksitleyici	NA	NA	-	90 (H ₂) 12 (C ₁₂ H ₂₆)		120	N/A	168
Bluemner vd. [117]	N/A	Oksitleyici	Yakıt	1,1.6	0.5,0.7	-	100	-	112	74.8	90

2.5 Tez Çalışmasının Önemi, Amaç ve Kapsamı

Literatür taramasında enjektör tasarım değişkenlerinin patlama dalgası yapısı, özellikleri ve yayılım kararlılığını önemli ölçüde etkilediği belirlenmiştir. Enjektör konfigürasyonlarına yönelik gerçekleştirilen değişimler patlama dalgası yapısı ve sayısını etkilemekte ve bu durum dönen patlama motoru itki üretim performansında büyük farklılıkların oluşmasına neden olabilmektedir. Bunun yanı sıra yakıt-oksitleyici karışımı ve yakıt-oksitleyici toplam kütsel debi değeriindeki değişimlerin dönen patlama motorunda itki üretim kararsızlıklarına ve patlama dalgası sönümlenmesine yol açabilmektedir.

Belirtilen oluşum ve sonuçlar göz önüne alınarak bu tez çalışmasında patlama dalgası kararlılığı, enjeksiyon koşulları ve enjektör konfigürasyonları üzerine sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Tez çalışmasının amaçları aşağıda maddeler halinde sıralanmıştır.

- Patlama dalgasının fiziksel yapısı, yayılımı ve kararlılığının incelenmesi,
- Dönen patlama motorunda geçiş modu ve kararlı modlarda patlama dalgası özelliklerindeki değişiminin incelenmesi,
- Dönen patlama motoru performansının belirlenmesi,
- Enjektör koşullarındaki ani değişimin, patlama dalgası yapısı, yayılımı ve kararlılığı üzerine etkisinin incelenmesi,
- Enjektör koşullarındaki ani değişimin itki ve basınç kazanım gelişim eğilimleri üzerine etkilerinin belirlenmesi,
- Enjektör konfigürasyonları ile toplam basınç kayıpları ve karışım verimliliğinin belirlenmesi,
- Önceden karışmamış enjeksiyon yöntemi ile dönen patlama motorunda patlama dalgası yayılımı ve kararlılığının irdelenmesi,
- Önceden karışmamış enjeksiyon yöntemi ile dönen patlama motorunda geçiş ve kararlı modlarda itki gelişim eğilimlerinin elde edilmesidir.

Belirtilen amaçlar doğrultusunda sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Sayısal çalışmaların kapsamı ve tez çalışmasının önemi aşağıda belirtilmiştir.

- Doğrulama çalışmaları ile patlama dalgasının başlatılması, fiziksel yapısı ve yayılım kararlılığı belirlenmiştir. İdeal enjeksiyon koşullarının kullanıldığı doğrulama çalışmaları 2D-3D olarak gerçekleştirilmiştir. Doğrulama

alışmalarında kullanılmak üzere uygun hücre dizilimi ve boyutunun belirlenmesine yönelik Adaptif zm ağı tekniğı kullanılmıştır.

- Literatürde dönen patlama motoru sayısal çalışmalarında adaptif çözüm ağı tekniğı kullanılmaktadır. Yalnız adaptif çözüm ağı tekniğinin kullanım sınırlarının belirlenmesine yönelik bir çalışmaya rastlanılmamıştır. Tez çalışmasının önemli bir çıktısı olan adaptif çözüm ağı tekniğinin sınırları iki aşama ile belirlenmiştir. Bu iki aşama çözüm ağında kullanılan en küçük hücre boyutu ve kimyasal reaksiyon mekanizmasıdır.
- Literatürde deneysel ve sayısal çalışmalarda eşdeğerlilik oranı, yakıt-oksiteleyici toplam kütlesel debisi değışimlerinin patlama kanalındaki akış yapısı ve patlama dalgası yayılımı üzerine etkilerine yönelik çalışmalar yer almaktadır. Literatüre ek olarak patlama kanalına aktarılan yakıt-oksiteleyici karışımının enjektör toplam basıncı ani değışimi ile patlama dalgası yapısı, yayılımı ve dönen patlama motoru performansı irdelenmiştir. Bu çalışmanın önemi enjektör toplam basıncının ani artış ve azalış senaryolarının aynı sayısal çalışma içerisinde ve patlama dalgasının yayılımına devam etmesi dahilinde gerçekleştirilmesidir.
- Enjektör konfigürasyonlarının karışım verimliliğinin belirlenmesine yönelik oluşturulan enjektör konfigürasyonu çalışma matrisi ile kimyasal reaksiyon olmaksızın periyodik sayısal çalışmalar yürütülmüştür. Seçilen enjektör konfigürasyonu roket motorlarında kullanılmaktadır ve oksijen tabanlı olarak modellenmektedir. Enjektör konfigürasyonu çalışmalarının literatüre en önemli katkısı, literatür taramasında hidrojen-hava tabanlı dönen patlama motorlarında böyle bir konfigürasyonun kullanılmasına rastlanılmamasıdır. Yarı arpan jet konfigürasyonu olarak adlandırılan bu konfigürasyon hidrojen-hava karışımına uygun olarak modellenmiştir ve periyodik çalışmalar yürütülmüştür.
- Periyodik alışmalar sonrası en yüksek karışım verimliliğine sahip enjektör konfigürasyonu ile tam ölçekli sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Tam lekli sayısal çalışmalarda patlama dalgasının yayılımı, kararlılığı ve motor performansı detaylı olarak irdelenmiştir. Bu çalışmanın literatüre katkısı ise roket motorlarında kullanılan enjektör konfigürasyonun hava tabanlı olarak modellenerek kullanılabilir hale getirilmesidir.

3. METODOLOJİ

Literatür taraması kapsamında dönen patlama motorundaki karmaşık akış yapısı gereği patlama dalgasının fiziksel yapısı ve yayılım dinamiklerinin belirlenebilmesi için sayısal çalışmaların yapılması zorunlu hale gelmiştir. Patlama dalgasının başlatılabilmesi, yayılımının sağlanabilmesi ve patlama dalgası ardındaki cephelerin (eğik şok ve şok cepheleri) elde edilebilmesi için akış probleminin doğru bir şekilde tanımlanması gerekmektedir.

Tez çalışmasının bu bölümünde literatür taramasından elde edilen bilgiler doğrultusunda sayısal çalışmalarda ve enjektör modellerinin oluşturulmasında kullanılan yöntemler sunulmuştur. İlk olarak patlama dalgasının karmaşık akış yapısı gereği sayısal çalışmalarda kullanılan basitleştirme ve kabullere yer verilmiştir. Sonrasında sayısal çalışmalarda kullanılan çözücü, ayrıklaştırma yöntemleri ve patlama dalgası başlatma stratejilerinden bahsedilmiştir. Son olarak enjektör konfigürasyonlarının oluşturulmasında kullanılan yöntemler ortaya koyulmuştur.

3.1. Korunum Denklemleri

Patlama kanalındaki karmaşık ve zorlayıcı akış yapısı gereği dönen patlama motoru sayısal çalışmalarında basitleştirme ve bazı kabuller gerçekleştirilmektedir. Zhang vd., üç boyutlu modellenmiş patlama kanalında Euler ve Navier-Stokes çözümleri sonuçlarını karşılaştırılarak viskozite, kütle difüzyonu ve ısı iletkenliğinin patlama dalgası üzerine etkilerini araştırmışlardır. Sayısal sonuçlara dayanarak sınır tabakanın patlama dalgası yayılımına yönelik oldukça düşük etkilerinin olduğu belirtilmiştir. Kütle difüzyonu ve termal iletkenlik sebebiyle Navier-Stokes çözümlerinde daha yüksek patlama dalgası yüksekliği elde edilmiştir. Bununla beraber patlama dalgası cephesinde basıncın daha düşük olduğu tespit edilmiştir [4]. Dönen patlama motoru sayısal çalışmaları gereksinimleri gereği Tablo 2.5’de görüldüğü üzere çözümlerinde Euler modeli tanımlanmaktadır. Böylece sayısal çalışmalarda viskozite ve difüzyon etkileri göz ardı edilerek çözümler gerçekleştirilmektedir.

İdeal enjeksiyon yönteminin kullanıldığı sayısal çalışmalarda Euler modeli, tam ölçekli sayısal çalışmalarda ise $k-\omega$ SST türbülans modeli kullanılmıştır. Sıkıştırılabilir, reaktif akış için üç boyutlu Navier-Stokes denklemlerinin vektörel formu Denklem 3.1’de verilmiştir. Viskoz ve difüzyon etkilerinin göz ardı edilmesi durumunda ($G = \vec{0}$) bu denklemler Euler çözümüne indirgenmektedir [88].

$$\frac{\partial}{\partial t} \int W dV + \oint [F - G] dA = \int S dV \quad (3.1)$$

$$W = \begin{bmatrix} \rho Y_1 \\ \dots \\ \rho Y_K \\ \dots \\ \rho Y_{NS} \\ \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ \rho w \\ \rho E \end{bmatrix}, F = \begin{bmatrix} \rho Y_1 \vec{v} \\ \dots \\ \rho Y_K \vec{v} \\ \dots \\ \rho Y_{NS} \vec{v} \\ \rho \vec{v} \\ \rho \vec{v} u \\ \rho \vec{v} v \\ \rho \vec{v} w \\ \rho \vec{v} E \end{bmatrix}, G = \begin{bmatrix} D_1 \nabla(\rho Y_1) \\ \dots \\ D_K \nabla(\rho Y_K) \\ \dots \\ D_{NS} \nabla(\rho Y_{NS}) \\ 0 \\ \tau_{xi} \\ \tau_{yi} \\ \tau_{zi} \\ \tau_{ij} v_j + q \end{bmatrix}, S = \begin{bmatrix} \dot{\omega}_1 \\ \dots \\ \dot{\omega}_K \\ \dots \\ \dot{\omega}_{NS} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

Sayısal çalışmalarda yakıt-oksitleyici için ideal gaz tanımlaması gerçekleştirilmiştir. Yakıt ve oksitleyici için sırası ile hidrojen ve hava kullanılmıştır. Karışım yoğunluğu ve basıncının belirlenmesinde kullanılacak olan bağıntılar Denklem 3.3 ve 3.4’te verilmiştir [88].

$$\rho = \sum_{k=1}^{Ns} \rho_k, \quad \rho_k = \rho Y_k \quad (3.3)$$

$$P = \sum_{k=1}^{Ns} \rho_k \frac{R}{Mw_k} T \quad (3.4)$$

Toplam enerji,

$$E = \int_{T_{ref}}^T C_{p,mix} dT + \sum_{k=1}^{Ns} Y_k h_f^0(T_{ref}) + \frac{|\vec{v}|^2}{2} - \frac{p}{\rho} \quad (3.5)$$

bağıntısı ile elde edilmiştir.

Yoğunluğa ve zamana dayalı çözümlerlerin gerçekleştirildiği sayısal çalışmalarda Arrhenius metodu ile kimyasal reaksiyon hızları tespit edilmiştir. Kimyasal reaksiyonun modellenenebilmesi için iki farklı reaksiyon mekanizması kullanılmıştır. İlk olarak patlama dalgasının yayılım dinamiklerini ve başlatma stratejinin belirlenebilmesi için tek basamaklı tersinmez hidrojen-hava mekanizması kullanılmıştır. Tablo 2.6 ve 2.7’de görüldüğü üzere literatürde bu kimyasal mekanizmanın kullanıldığı birçok çalışma yer almaktadır. Reaksiyon hızlarının belirlenmesinde kullanılan Arrhenius bağıntısı Denklem 3.6’da verilmiştir [52]. Denklem 3.6’da verilen bağıntıda “ k_f ” reaksiyon hızı, “A” üstel faktör, “b” sıcaklık üssü, “ E_a ” aktivasyon enerjisi, “R” gaz sabiti ve “T”

sıcaklıktır. Tek basamaklı tersinmez reaksiyonun kullanıldığı sayısal çalışmalarda sıcaklık üssü sıfır olarak tanımlanmıştır. Aktivasyon enerjisi ve üstel faktör Ma vd., gerçekleştirdiği çalışmadan referans alınmıştır. Ma vd., tek basamaklı tersinmez hidrojen-hava mekanizmasının kullanıldığı çalışmasında “A” ve “ E_a ” parametreleri için sırası ile $7.5 \times 10^9 \text{ s}^{-1}$ ve $4.794 \times 10^6 \text{ J/kg}$ değerleri kullanılmıştır [119]. Tek basamaklı reaksiyonlarda reaktanların tüketim hızları Denklem 3.7’de verilen bağıntı ile belirlenmiştir. Bu bağıntıda “ C_R ” ifadesi molar konsantrasyondur [38].

$$k_f = A_r T^b \exp(-E_a/RT) \quad (3.6)$$

$$\dot{\omega} = -k_f [C_R] \quad (3.7)$$

Sun vd., çalışmalarında kimyasal kinetiklerin patlama dalgaları modal geçişleri için oldukça önemli olduğunu ve tek basamaklı reaksiyon mekanizmalarının bu geçişler için yeterince doğru sonuç vermediğini belirtmişlerdir [52]. Bu nedenle reaksiyonun modellenmesinde ikinci mekanizma olarak ÓConaire vd., çalışmalarında yer verdiği 9 ürün (H_2 , O_2 , N_2 , H_2O , O , OH , HO_2 , H_2O_2 , H) ve 19 tersinmez basamaktan oluşan kimyasal mekanizma kullanılmıştır [85]. Reaksiyon hızının belirlenmesinde kullanılan Arrhenius parametreleri Tablo 3.1’de verilmiştir. Çoklu basamaktan oluşan bu kimyasal mekanizmada ürünlerin oluşum hızları (ing. rate of formation) Denklem (3.8)’de verilen bağıntı ile elde edilmiştir [38].

$$\dot{\omega} = Mw_k \sum_{r=1}^{N_r} (v''_{k,r} - v'_{k,r}) \left(k_f^r \prod_{k=1}^{N_s} [C_{k,r}]^{n'_{k,r}} k_b^r \prod_{k=1}^{N_s} [C_{k,r}]^{n'_{k,r}} \right) \quad (3.8)$$

Literatürde URANS tam ölçekli sayısal çalışmalarda Tablo 2.5’te verildiği üzere k - ϵ ya da k - ω türbülans modeli kullanılmaktadır. Bu nedenle tam ölçekli analizlerde Menter vd., geliştirdiği k - ω SST türbülans modeli kullanılmıştır. k - ω SST türbülans modelinde türbülans kinetik enerji (k), özgül dağılma hızı (ing. specific dissipation rate) (ω), Denklem 3.9 ve 3.10’da verilen bağıntılar ile elde edilmiştir. Transport denklemlerde verilen “ G_k ” ve “ G_ω ” terimleri sırası ile türbülans kinetik enerji ve özgül dağılma hızı üretimidir. Üretim terimleri Denklem 3.11 ve 3.12’de verilen bağıntılar ile hesaplanmıştır [120, 121].

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - Y_k + S_k \quad (3.9)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\omega) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho\omega u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right) + G_\omega - Y_\omega + S_\omega \quad (3.10)$$

$$G_k = -\rho \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (3.11)$$

$$G_\omega = \frac{\alpha}{v_t} G_k \quad (3.12)$$

Tablo 3.1. Kimyasal mekanizma ve ürünler [85]

	Reaksiyon	A _r	b	E _a
1	H+O ₂ =O+OH	1.91x10 ¹⁴	0.00	16.44
2	O+H ₂ =H+OH	5.08x10 ⁴	2.67	6.292
3	OH+H ₂ =H+H ₂ O	2.16x10 ⁸	1.51	3.43
4	O+H ₂ O=OH+OH	2.97x10 ⁶	2.02	13.4
H ₂ /O ₂ ayrışma ve yeniden bağlanma				
5	H+M=H+H+M	4.57x10 ¹⁹	-1.40	105.1
6	O+O+M=O ₂ +M	6.17x10 ¹⁵	-0.50	0.00
7	O+H+M=OH+M	4.72x10 ¹⁸	-1.00	0.00
8	H+OH+M=H ₂ O+M	4.5x10 ²²	-2.00	0.00
HO ₂ oluşum				
9	H+O ₂ +M=HO ₂ +M	3.48x10 ¹⁶	-0.41	-1.12
	H+O ₂ =HO ₂	1.48x10 ¹²	0.60	0.00
10	HO ₂ +H=H ₂ +O ₂	1.66x10 ¹³	0.00	0.82
11	HO ₂ +H=OH+OH	7.08x10 ¹³	0.00	0.30
12	HO ₂ +O=OH+O ₂	3.25x10 ¹³	0.00	0.00
13	HO ₂ +OH=H ₂ O+O ₂	2.89x10 ¹³	0.00	-0.50
H ₂ O ₂ oluşum				
14	HO ₂ + HO ₂ =H ₂ O ₂ +O ₂	4.2x10 ¹⁴	0.00	11.98
	HO ₂ + HO ₂ =H ₂ O ₂ +O ₂	1.3x10 ¹¹	0.00	-1.629
	HO ₂ +	1.27x10 ¹⁷	0.00	45.5
15	M=OH+OH+M			
	H ₂ O ₂ =OH+OH	2.95x10 ¹⁴	0.00	48.4
16	H ₂ O ₂ +H=H ₂ O+OH	2.41x10 ¹³	0.00	3.97
17	H ₂ O ₂ +H=H ₂ +HO ₂	6.03x10 ¹³	0.00	7.95
18	H ₂ O ₂ +O=OH+HO ₂	9.55x10 ⁶	2.00	3.97
19	H ₂ O ₂ +OH=H ₂ O+HO ₂	1.0x10 ¹²	0.00	0.00
	H ₂ O ₂ +OH=H ₂ O+HO ₂	5.8x10 ¹⁴	0.00	9.56

Denklem 3.9 ve 3.10’da verilen “ Γ_k ” ve “ Γ_ω ” terimleri ise sırası ile “ k ” ve “ ω ” değişkenlerinin efektif difüzyonudur. Bu değişkenler Denklem 3.13 ve 3.14’te verilen bağıntılar ile belirlenmiştir [120, 121].

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \quad (3.13)$$

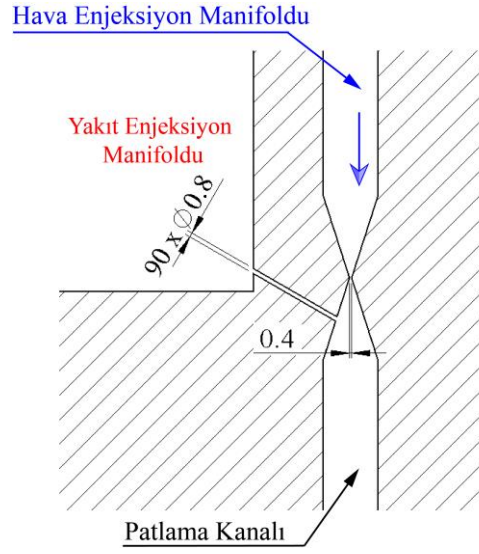
$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \quad (3.14)$$

Sayısal çalışmalar ANSYS/Fluent 2021-R2 ticari yazılımında tamamlanmıştır. Akış probleminin çözümü için explicit yoğunluğa dayalı çözücü tanımlanmıştır. Viskoz olmayan akı vektörleri Roe-FDS modeli ile ayrıklaştırılmıştır. Gradyanların çözümlenmesi için en küçük kareler (ing. least-square-cell) tabanlı yöntem kullanılmıştır. Hidrojen gibi patlayıcı yakıtların kimyasal reaksiyonları çok kısa sürelerde gerçekleşmektedir. Bu nedenle sayısal analizlere ikinci dereceden ayrıklaştırma tanımlanmıştır [52]. Zaman entegrasyonu dört dereceli Runge-Kutta şeması ile gerçekleştirilmiştir.

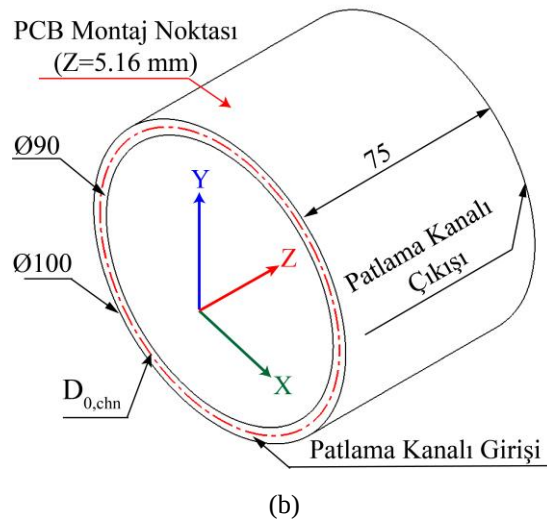
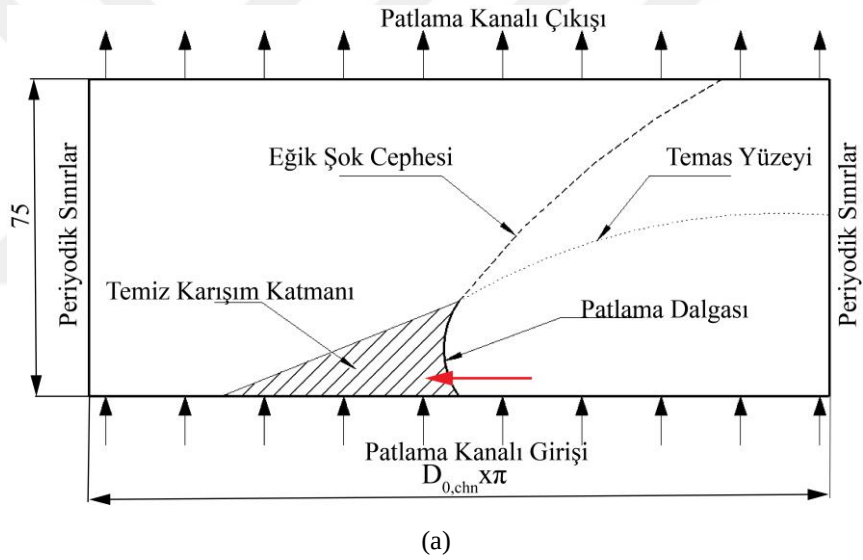
3.2. Sayısal Çözüm Alanı ve Ağı

Dönen patlama motorları Tablo 2.10 ve 2.11’de belirtildiği üzere çoğunlukla halkalı tip patlama kanalına, ayrık enjektör konfigürasyonu ve enjeksiyon kanallarına sahiptir. Sayısal çalışmalarda Liu vd., çalışmalarında yer verdiği dönen patlama motoru referans alınmıştır [32].

Referans çalışmada kullanılan dönen patlama motorunun şematik görünümü Şekil 3.1’de sunulmuştur. Yakıt 0.8 mm çapında 90 adet enjektörden, oksitleyici ise boğaz genişliği 0.4 mm olan kanaldan patlama kanalına aktarılmaktadır. Deneysel ve sayısal çalışmalarda yakıt ve oksitleyici için sırası ile hidrojen ve hava kullanılmıştır. Hidrojen-hava karışımının 1.7 atm basıncına ulaşabilmesi için hava yakınsak-ıraksak kanaldan patlama kanalına yönlendirilmektedir. Patlama kanalı halkalı tip olup dış ve iç çapı sırası ile 100 ve 90 mm’dir. Patlama kanalı yüksekliği ise 75 mm’dir. Patlama dalgası Shchelkin sarmalı ile elde edilmiştir.

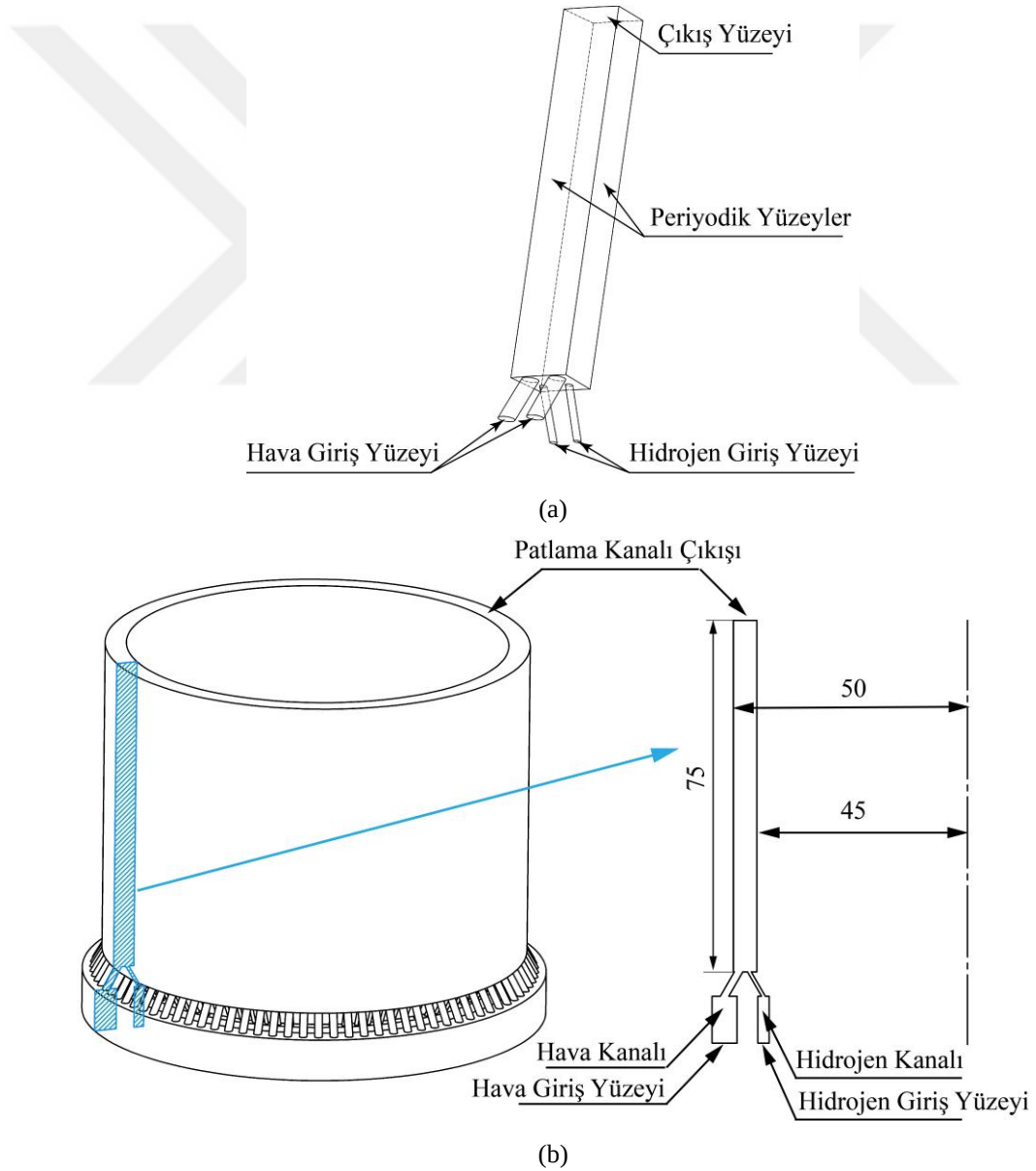


Şekil 3.1. Referans deneysel çalışmada kullanılan dönen patlama motoru şematik görünümü [32]



Şekil 3.2. a) 2D akış alanı ve b) 3D akış hacmi

Deneysel çalışmalarda iki çeşit basınç sensörü kullanılmıştır. Birinci tür basınç sensörü ile patlama kanalı boyunca gerçekleştirilen ölçümler sonrası toplam kütleli debi belirlenmiştir. İkinci basınç sensörü dinamik piezoelektrik basınç dönüştürücüdür. Bu sensör ise boğaz bölgesinden 15 mm uzaklığa yerleştirilmiştir. Gerçekleştirilen ölçümlerlerde hidrojen ve havanın kütleli debilerinin sırası ile yaklaşık 7.7 g/s ve 265 g/s olduğu belirlenmiştir. Kütleli debi değerleri incelendiğinde patlama kanalına stokiyometrik koşullarda yakıt ve oksitleyicinin yönlendirildiği tespit edilmiştir. Çalışmada hidrojen kanalı basıncı 0.34 MPa ve hava kanalı basıncı ise 0.79 MPa olduğu belirtilmiştir [32].



Şekil 3.3. a) Periyodik akış hacmi ve b) tam ölçekli sayısal çalışmalarda kullanılan akış hacmi

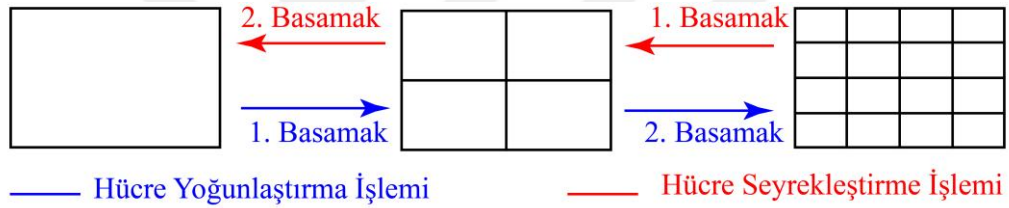
Doğrulama çalışmaları kapsamında literatürde de yer aldığı üzere ilk olarak patlama kanalı düzlemsel ve iki boyutlu olarak modellenmiştir. Şekil 3.2’de verildiği üzere patlama kanalının orta çap değeri ($D_{0,chn} = 95 \text{ mm}$) referans alınarak iki boyutlu akış alanının çevresel mesafesi belirlenmiştir. Akış alanının eksenel uzunluğu ise patlama kanalı genişliğine eşittir. İkinci aşamada ise patlama kanalı enjektörler olmaksızın üç boyutlu olarak modellenmiştir. Üç boyutlu akış hacmi için referans çalışmada belirtilen patlama kanalı ölçüleri kullanılmıştır.

Doğrulama çalışmalarında patlama dalgası özelliklerinin belirlenmesi ve patlama kanalı içerisindeki çevresel doğrultuda basınç profilinin elde edilmesinin ardından enjektör konfigürasyonu çalışmasına geçiş yapılmıştır. Enjektör konfigürasyonu çalışma matrisinde yer alan geometrik parametreler kullanılarak karşım verimliliği ve performansın belirlenebilmesine yönelik Şekil 3.3’te verildiği üzere periyodik akış hacimleri türetilmiştir. Periyodik akış hacmi için 8° ’lik dilimler kullanılmıştır. Burada amaçlanan sayısal analizlerde kullanılmak üzere her enjektör konfigürasyonu için eşit patlama kanalı hacminin elde edilmesidir. Enjektör konfigürasyonları çalışma matrisi Bölüm 3.4’te detaylı olarak sunulmuştur. Enjektör konfigürasyonları verimliliğinin belirlenmesinin ardından tam ölçekli sayısal çalışmalar için Şekil 3.3 (b)’de görüldüğü üzere enjeksiyon kanalları, yakıt ve oksitleyici enjektörleri ve patlama kanalını içeren akış hacimleri oluşturulmuştur.

Patlama dalgası cephesi çözüm ağı yapısı ve hücre boyutlarına karşı oldukça duyarlıdır. Literatür taraması sonrasında hücre boyutlarının küçültülmesi patlama dalgası özelliklerinin değişimine neden olduğu görülmüştür. Yi vd., patlama dalgası yapısı ve kararsızlığının doğru bir şekilde elde edilebilmesi için yarı-reaksiyon bölgesinde asgari 20 hücrenin olması gerekliliğini belirtmiştir [31].

Bunun yanı sıra artan hücre yoğunluğu dönen patlama motoru sayısal analizleri için gereksinimleri de artırmaktadır. Sato vd., OpenFoam akış çözücüsünde 38 basamak ve 21 üründen oluşan kimyasal reaksiyon mekanizması ile dönen patlama motorunun tam ölçekli sayısal çalışmalarını gerçekleştirmiştir. Bu çalışma için yaklaşık 30 milyon hücreden oluşan çözüm ağı oluşturmuşlardır. Sayısal çalışmaların NASA’nın süper bilgisayarlarında 3000 CPU çekirdek kullanılarak 1.5 hafta sürdüğünü ifade etmişlerdir. Bu nedenle sayısal çalışmalar öncesinde çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarının yapılması oldukça önemlidir [55].

Tam ölçekli, periyodik ve iki boyutlu sayısal çalışmalarda patlama kanalı akış bölgesi için tanımlanacak ortalama hücre boyutlarının belirlenmesi için iki boyutlu olarak modellenmiş akış alanında çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları için Adaptif çözüm ağı tekniği kullanılmıştır. Bu teknik hem tek basamaklı hem de 19 basamaklı tersinmez hidrojen-hava mekanizmaları ile uygulanmıştır. Adaptif çözüm ağı tekniğinde çözüm ağında hücre yoğunlaştırma ve seyrekleştirme işlemleri Şekil 3.4’de belirtildiği şekildedir ve çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışması 8 farklı sayısal çalışmada gerçekleştirilmiştir. Sayısal çalışmalarda akış problemi için sınır şartları ve akış alanı aynı olması koşulu ile çözüm ağı ve kimyasal reaksiyon mekanizması değişkenlik göstermektedir. Ana hücrelerin ortalama boyutları 2 mm’dir. Yoğunlaştırma işlemleri ile 1, 0.5, 0.25 ve 0.125 mm hücre boyutları elde edilmiştir.



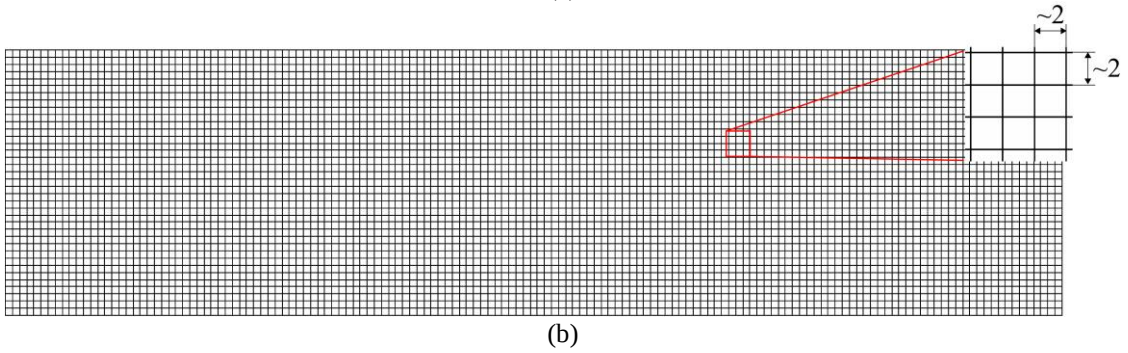
M10A01, M10A19, M 05 A 01, M05A19, M025A01, M025A19, M0125A01, M0125A19

Reaksiyon Basamak Sayısı

Çözüm Ağı Yapısı (A:Adaptif, NA:Adaptif Olmayan)

En küçük hücre boyutu, [$\times 10^{-1}$ mm]

(a)



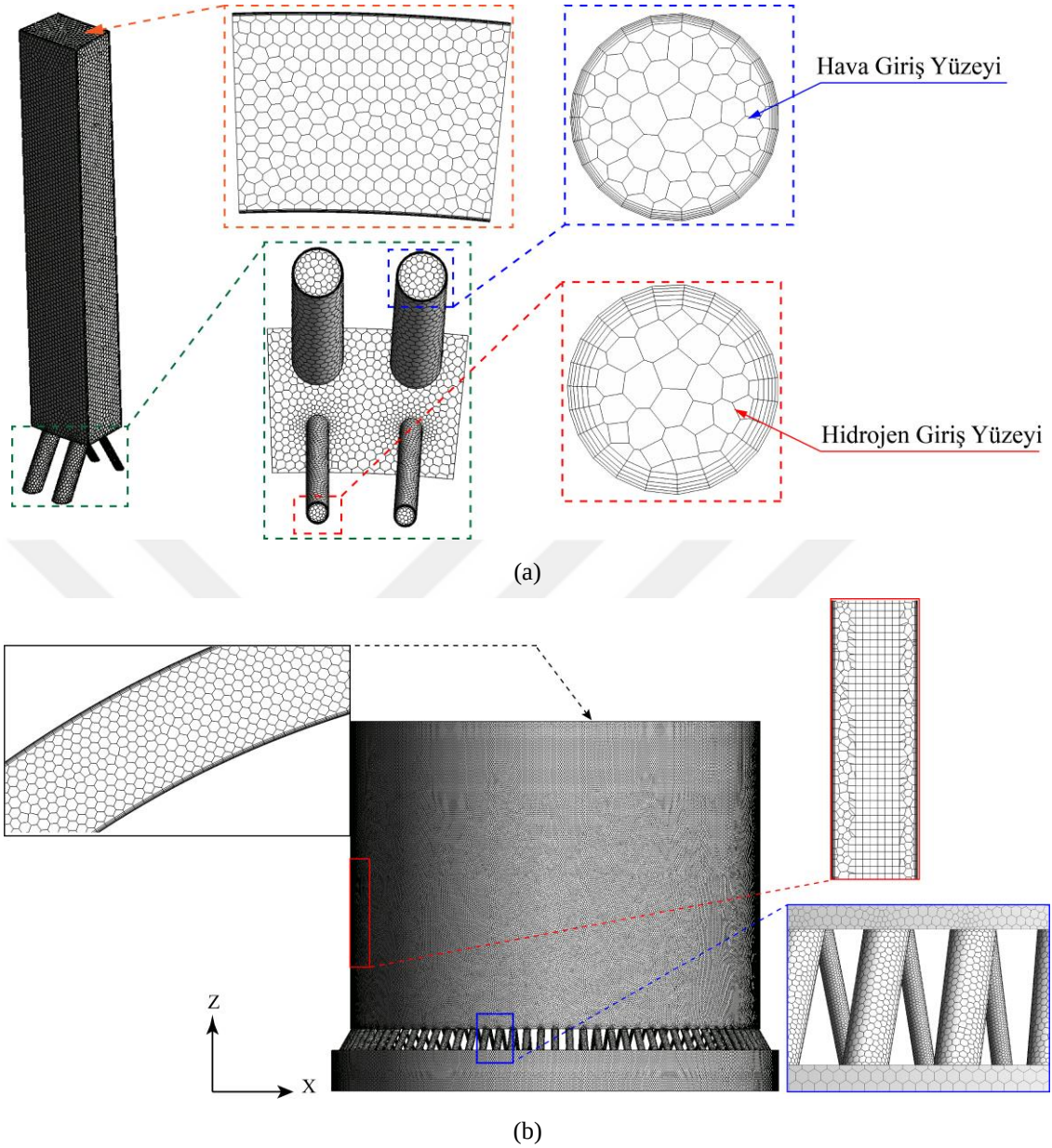
Şekil 3.4. a) Adaptif çözüm ağı tekniği ve b) çözüm ağı bağımsızlaştırma çalışmasında kullanılan ana çözüm ağı yapısı

Adaptif çözüm ağı tekniğinin uygulanabilmesi için ilk olarak yoğunlaştırma ve seyrekleştirme şartlarının belirlenebilmesi gerekmektedir. Yoğunlaştırma ve

seyrekleştirme şartları için bileşik değişken tanımlaması gerçekleştirilmiştir. Enjektör duvarı yakınlarında seyrek çözüm ağı yapısı kullanılması halinde patlama kanlına aktarılan yakıt-oksitleyici karışımı, patlama dalga kararsızlığını artırıcı bir etki oluşturmaktadır. Bu nedenle ilk değişken olarak hidrojen kütle fraksiyonu gradyanı seçilmiştir. Şok cephelerinin doğru bir şekilde elde edilebilmesi için eğik şok ve patlama dalgası cephesinde çözüm ağı yoğunlaştırma işlemi gerçekleştirilmelidir. Bu yüzden ikinci değişken olarak sıcaklık gradyanı tanımlanmıştır.

Adaptif çözüm ağı tekniğinde ikinci adım olarak çözüm ağı yoğunlaştırma ve seyrekleştirme işlemleri için basamak sayısı tanımlanmıştır. Basamak sayısı Şekil 3.4’de görüldüğü üzere küçük hücrenin elde edilebilmesi için ana hücrenin bölünme sayısıdır. Her bölme işlemi mevcut hücre boyutunun yarısı referans alınarak gerçekleştirilmektedir. Seyrekleştirme işleminde ise yoğunlaştırma işleminin tersi olarak mevcut hücre boyutlarının iki katı kullanılarak hücreler yeniden oluşturulmaktadır. Adaptif çözüm ağı tekniği sadece çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmasında kullanılmıştır. Diğer tüm sayısal çalışmalarda sabit hücre dizilimleri tercih edilmiştir.

Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları sonrası belirlenen ortalama hücre boyutu, periyodik ve tam ölçekli çözüm ağlarında da kullanılmıştır. Literatürde yer alan çalışmalarda verilen çözüm ağı detayları incelendiğinde, çözüm ağlarının düşük en-boy oranlarına (ing. aspect ratio) sahip olduğu belirlenmiştir. Patlama dalgasının hücre boyutları ve dizilimine karşı duyarlılığı göz önüne alınarak çokgen (ing. polyhedral) ve dörtgen (ing. hexagonal) yapıdan oluşan hibrit çözüm ağı yapısı türetilmiştir. Bu yöntem ile çalışmada kullanılan enjeksiyon konfigürasyonları ve dar cidarlara kaliteli hücrelerin yerleştirilmesi sağlanabilmiştir. Şekil 3.5’te görüldüğü üzere çokgen yapıya sahip hücreler duvar yüzeylere yakın bölgelere, dörtgensel hücreler ise iç cidarlara sıralanmaktadır. Patlama kanalında düşük en-boy oranlarının elde edilebilmesi için hacimsel hücre boyutu sınırlandırılması kullanılmıştır. Enjektör duvarına yakın bölgelerde enjektörlerin düşük çap değerleri nedeniyle hücre yoğunlaştırılması uygulanmıştır. Bu yöntem ile düşük hücre boyutları kullanılarak, yüksek hücre yoğunluğunun önüne geçilmiş ve kaliteli hücre dizilimleri elde edilmiştir.



Şekil 3.5. a) Periyodik ve b) tam ölçekli sayısal çalışmalarda kullanılan çözüm ağı yapısı

3.3. Sınır Koşulları

Literatür taramasında dönen patlama motoruna yönelik iki farklı enjeksiyon modelinin kullanıldığı belirlenmiştir. Tam ölçekli analizlerde yakıt-oksitleyici ayırık enjektör ya da kanallardan patlama kanalına aktarılmaktadır. İkinci enjeksiyon modelinde akış problemin karmaşık yapısı gereği bazı kabuller ile önceden karışmış olarak patlama kanalına yönlendirilmektedir. Zhdan vd., geliştirdiği bu modelde yakıt ve oksitleyici enjeksiyonunu patlama kanalı girişine sınır şartı olarak tanımlanmadır. Böylece enjektör ve enjeksiyon kanalları sayısal çalışmalara dahil edilmemektedir [122]. Referans deneysel çalışmada enjeksiyon kanalı toplam basınçları ve patlama kanalı boyunca basınç

ölçümleri gerçekleştirilmiştir [32]. İki boyutlu düzlemsel, üç boyutlu olarak modellenmiş patlama kanalında ideal enjeksiyon modeli kullanılarak sayısal çalışmalar yürütülmüştür.

Doğrulama çalışmaları için iki farklı sayısal çalışma gerçekleştirilmiştir. Her iki çalışmada da benzer sınır şartları kullanılmıştır. İlk çalışmada patlama kanalı iki boyutlu ve düzlemsel yapıdadır. İkinci çalışmada ise referans çalışmada belirtildiği üzere patlama kanalı üç boyutlu olarak modellenmiştir. Doğrulama çalışmalarında Zhdan vd., geliştirdiği ideal enjeksiyon modeli kullanılmıştır. İdeal enjeksiyon modelinde Tablo 3.2’de verildiği üzere enjeksiyonun üç farklı modu modellenmektedir. Modelde patlama kanalındaki basınç dağılımı ile enjeksiyon kanalındaki durgunluk basıncı mukayese edilmektedir. Eğer patlama kanalındaki basınç, enjeksiyon kanalındaki durgunluk basıncından eşit ya da daha büyük ise bu bölgede blokaj meydana gelmektedir ve patlama kanalına yakıt-oksitleyici karışım geçişi olmamaktadır. Eğer durgunluk basıncı, patlama kanalındaki basınçtan ve kritik basınçtan daha büyük ise bu durumda patlama kanalına ses altı enjeksiyon gerçekleştirilmektedir. Eğer kritik basınç, patlama kanalındaki basınca eşit ya da büyükse ses üstü enjeksiyon meydana gelmektedir. Patlama kanalındaki basınç değerleri için enjektör duvarına en yakın çözüm ağı hücrelerindeki basınç değerleri referans alınmıştır. Böylece her bir hücre için Tablo 3.2’de belirtilen enjeksiyon koşulları uygulanmıştır. Enjeksiyonun modunun belirlenmesi ile izantropik koşullar kullanılarak akış değişkenleri belirlenmiştir.

Şekil 3.2’de belirtilen doğrulama çalışmalarında kullanılan sınır şartlarında, giriş sınır şartı için ideal enjeksiyon modeli kullanılarak kütle akısı tanımlanmıştır. İki boyutlu akış alanında sağ ve sol cidarlar patlama dalgasının çevresel hareketini gerçekleştirebilmesi için periyodik olması gerekmektedir. Çıkış sınır şartı için basınç değişkeni kullanılmıştır. Şok dalgalarının yansıması yakıt-oksitleyici karışımı katmanındaki kararlılığı etkilediği için çıkış sınırındaki akış rejimine göre sınır şartının belirlenmesi gerekmektedir. Akış ses altı ise çıkış basıncı çevre (p_∞) basınca eşit iken, akış ses üstü olması halinde çıkış basıncı, patlama kanalı çıkışına en yakın hücreden daha düşük bir değere eşit olması sağlanmıştır. Çıkış sınırında şok dalgalarının yansımasının önlenmesi için çevre basıncı ve çıkış sınırına en yakın hücredeki basınç değerleri kullanılarak çıkış basıncı elde edilmiştir. Tablo 3.2’te ses üstü rejim için verilen bağıntıda “ p_{out} ” çıkış basıncı, “ p ” çıkış yüzeyine en yakın hücredeki basınç değeridir. T_0 , p_0 ve p_∞ değerleri sırası ile 300 K, 0.172 MPa ve 0.011 MPa’dır [32].

Tablo 3.2. Doğrulama sayısal çalışmalarında kullanılan sınır şartları [32, 56, 122]

Sınır Yüzeyler	Sınır Koşulları	
	(U,T)	
Patlama Kanalı Girişi	$p_w \geq p_0$ (Yakıt-Hava kütle girişi yok) $p_{cr} \leq p_w \leq p_0$ (Ses altı koşul) $p_w \leq p_{cr}$ (Ses üstü koşul)	- $p = p_w$ $T = T_0 \left(\frac{p}{p_0} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}$ $u = \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma-1} RT_0 \left[1 - \left(\frac{p}{p_0} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \right]}$ $p_{cr} = p_0 \left(\frac{2\gamma}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}}$ $p = p_{cr}$ $T = T_0 \left(\frac{p}{p_0} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}$ $u = \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma-1} RT_0}$
Çıkış Yüzeyi	(Ses altı rejim) (Ses üstü rejim)	P_∞ $p_{out} = (1 - 0.05)p + 0.05p_\infty$

Doğrulama çalışmalarında kullanılan patlama kanalı giriş ve çıkış yüzeyleri için uygulanan sınır şartları anlık ve konumsal değişim göstermektedir. Tablo 3.2’de belirtilen sınır koşulları “C” programa dilinde kodlanarak UDF dosyalarına aktarılmıştır. Sabit değişken olarak atanamayan bu sınır şartları için oluşturulan UDF dosyaları Ansys/Fluent ticari yazılımında derlenmiş ve sınır şartları söz konusu yüzeylere tanımlanmıştır.

Doğrulama çalışmaları sonrasında enjeksiyon koşullarının motor performansı ve patlama dalgası üzerine etkilerinin araştırılmasına yönelik ani enjektör toplam basıncı değişimi sayısal çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmalarda Tablo 3.3’te belirtildiği üzere enjektör toplam basıncı $t = 2$ ms anında ani artış, $t = 4$ ms anında ise ilk enjeksiyon koşullarına azaltılmıştır. Belirtilen zaman aralıkları doğrulama çalışmasında referans enjeksiyon koşullarına göre patlama dalgasının kararlılığı için gereken süre göz önüne alınarak belirlenmiştir. Ani enjektör toplam basıncı değişimi sayısal çalışmalarına, doğrulama çalışmalarında kullanılan sayısal yöntem ve sınır koşulları tanımlanmıştır.

Tablo 3.4’te verilen akış zamanlarındaki ani enjektör toplam basıncı patlama kanalı girişi için oluşturulan UDF dosyasına aktarılmıştır. Böylece belirtilen akış zamanları sonrası kütle akısı ve toplam sıcaklık değerlerinin ani değişime uğraması sağlanmıştır. Çıkış sınır şartı için oluşan UDF dosyasında herhangi bir değişiklik yapılmamıştır.

Tablo 3.3. Ani enjektör toplam basıncı değişimi çalışma matrisi

Sayısal Çalışma	Enjektör basıncı, p_0 (atm)	Anlık enjektör basıncı değişimi
$p_0 \times 2$	1.7	$P_0 \rightarrow 2p_0 \rightarrow p_0$
$p_0 \times 3$	1.7	$P_0 \rightarrow 3p_0 \rightarrow p_0$
$p_0 \times 4$	1.7	$P_0 \rightarrow 4p_0 \rightarrow p_0$

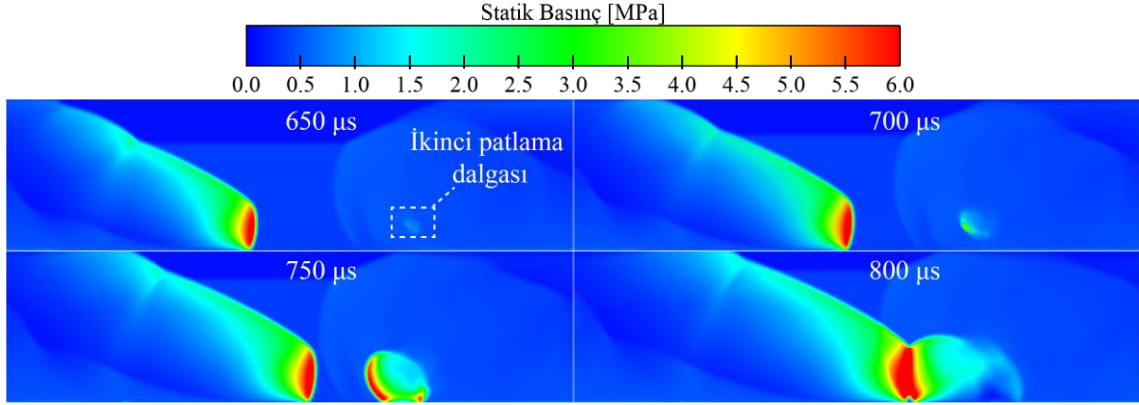
Periyodik sayısal çalışmalar reaksiyon olmaksızın gerçekleştirilmiştir. Burada hedeflenen hidrojen ve havanın patlama kanalındaki karışım verimliliği ve toplam basınç kayıplarının belirlenmesidir. Periyodik sayısal çalışmalarda Şekil 3.3’de görüldüğü üzere giriş ve çıkış sınır şartları için kütleli debi tanımlaması gerçekleştirilmiştir. Hidrojen ve hava girişleri için referans deneysel çalışmada belirtilen kütleli debi değerleri kullanılmıştır. Periyodik sayısal çalışmalar hidrojen ve hava enjektör çıkışlarında Mach sayısı ve giriş toplam basınçları sabit değerlere ulaşma anına kadar sürdürülmüştür. Böylece patlama kanalı girişinde ve çıkışında oluşacak ters akışların etkileri giderilmiştir.

Tam ölçekli sayısal çalışmalarda periyodik analizlerde kullanılan sınır koşulları tanımlanmıştır. Çıkış sınır şartında şokların yansıması ve temiz yakıt-oksitleyici katmanına etkisinin ortadan kaldırılması için doğrulama analizlerinde kullanılan çıkış basınç şartı tanımlanmıştır. Böylece patlama kanalı çıkış yüzeyinde ters akışlar ve şok yansımaları önlenmiştir.

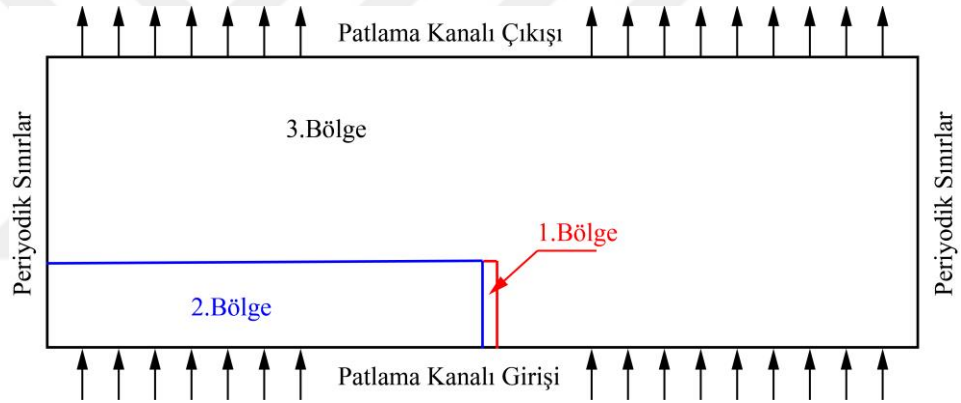
3.4. Başlatma Stratejileri

Dönen patlama motoru sayısal çalışmalarında patlama dalgasının yayılımı ve sürekliliği için başlatma stratejisinin uygunluğu oldukça önemlidir. Doğru akış değişkenlerinin tanımlanmadığı başlatma stratejilerinde patlama dalgası ses altı yanma moduna geçiş yapabilmektedir. Dahası ikinci bir patlama dalgası oluşumu meydana gelebilmektedir. Uygun başlatma stratejisinin belirlenmesine yönelik gerçekleştirilen hazırlık çalışmalarında Şekil 3.6’da görüldüğü üzere zıt yönlerde yayılım gerçekleştiren iki dalga meydana geldiği belirlenmiştir. İkinci dalga oluşumunun önlenemeyişi ve bu

iki patlama dalgasının $t = 0.8$ ms anında çarpışması sonrası ilk patlama dalgasının şiddetini yitirmiş ve sönümlenerek ses altı yanma moduna geçiş gerçekleştirmiştir.



Şekil 3.6. Patlama kanalında ikinci dalga oluşumu ve iki patlama dalgasının çarpışması

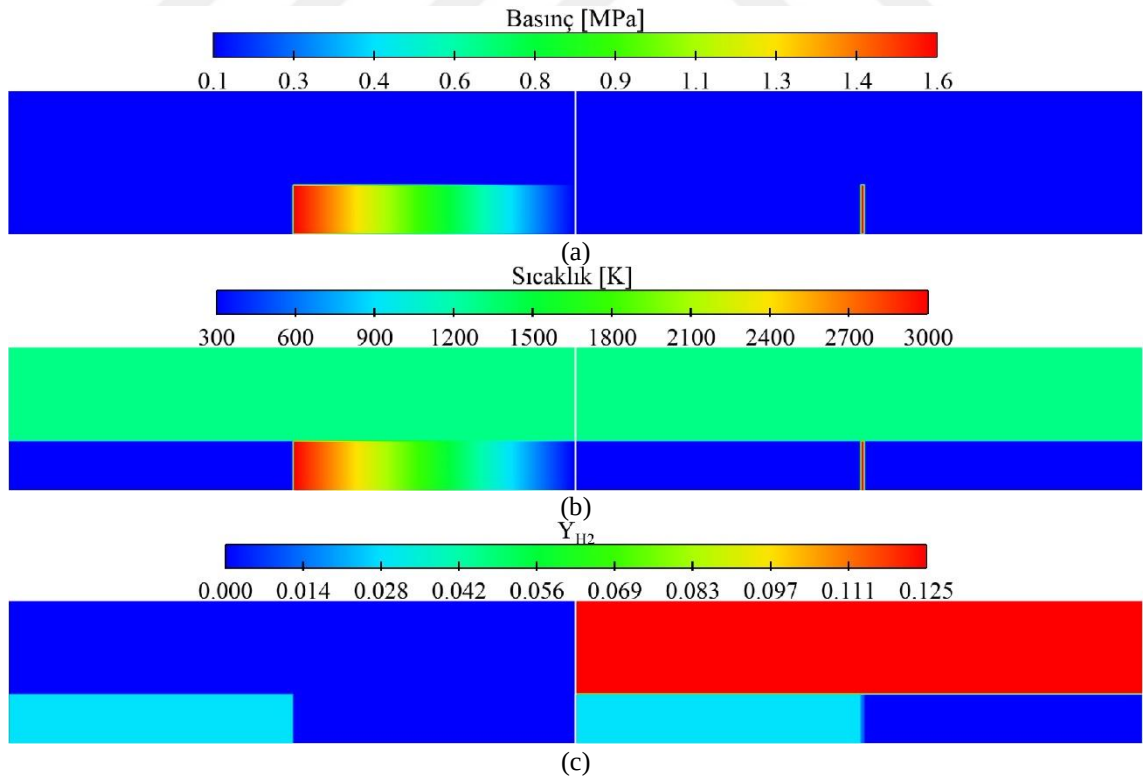


Şekil 3.7. 2D sayısal çalışmalarda kullanılan başlatma stratejisi

Tablo 3.4. Başlatma stratejileri kapsamında oluşturulan bölgelere tanımlanan değişkenler

Değişken	Tek Basamaklı Tersinmez Reaksiyon			19 Basamaklı Tersinmez Reaksiyon		
	1.Bölge	2.Bölge	3.Bölge	1.Bölge	2.Bölge	3.Bölge
P [MPa]	1.56	0.1	0.1	1.56	0.1	0.1
T [K]	2940	300	1300	2940	300	1300
Y_H	N/A	N/A	N/A	0.00026	N/A	N/A
$Y_{H_2O_2}$	N/A	N/A	N/A	0.00002	N/A	N/A
Y_{H_2}	0.00300	0.02831	0	0.00252	0.02831	0.125
Y_{H_2O}	0.22908	0	0.25481	0.22289	0	0
Y_O	N/A	N/A	N/A	0.00168	N/A	N/A
Y_{OH}	N/A	N/A	N/A	0.01529	N/A	N/A
Y_{O_2}	0.02379	0.2265	0	0.01320	0.2265	0

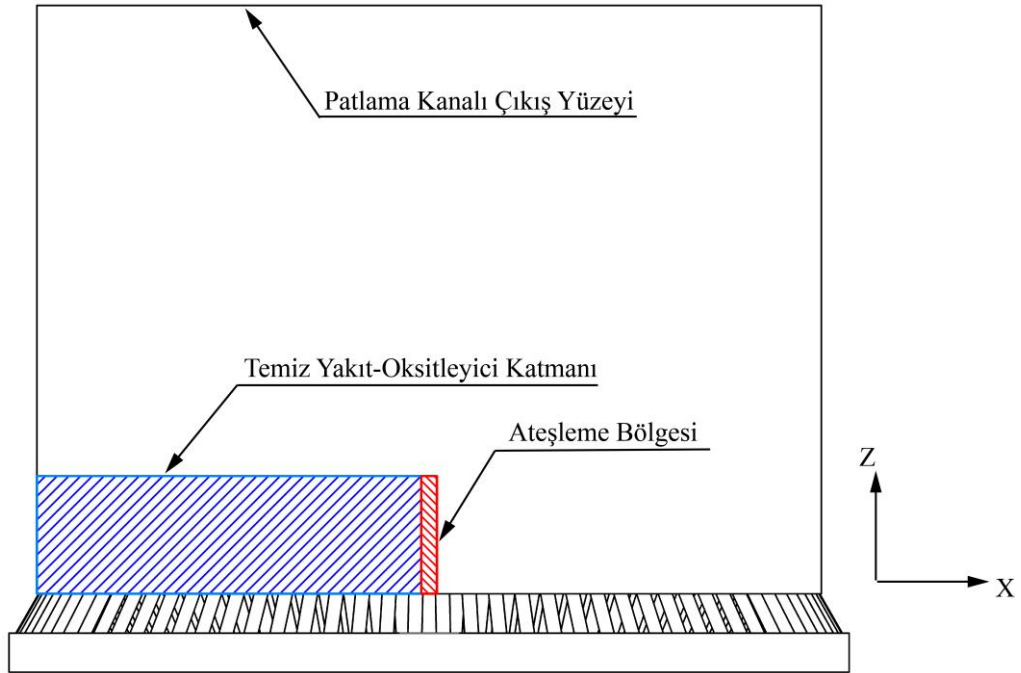
Çözüm ağı ayırıklaştırma, doğrulama çalışmaları ve ani enjektör toplam basıncı değişimi çalışmalarında benzer başlatma stratejileri kullanılmıştır. Tek basamak ve detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı sayısal çalışmalarda farklı başlatma stratejileri uygulanmıştır. Şekil 3.7’de iki boyutlu sayısal çalışmalarda kullanılan başlatma stratejileri şematik görünümü sunulmuştur. Görüldüğü üzere akış alanında üç farklı bölge oluşturulmuştur. Patlama dalgası cephesi (1. Bölge) yüksek sıcaklık ve basınç değerleri içermelidir. Karışım bölgesinde (2.Bölge) ise Tablo 3.5’te belirtildiği üzere stokiometrik hidrojen-hava karışımı tanımlanmıştır. Patlama dalgası ve temiz yakıt-oksitleyici karışımı bölgesi üstünde ise patlama dalgası yayımın kontrolünün sağlanabilmesi için bazı reaktan ve ürünler ile sıcaklık tanımlaması gerçekleştirilmiştir. Patlama cephesindeki yanma sonrası ürünlerin tanımlanması patlama dalgasının başlatılması için gereklidir. Belirtilen radikallerin kütle fraksiyonlarındaki yanlış girdiler patlama dalgası cephesinde fiziksel olmayan sıcaklık ve basınç artışlarına neden olabilmektedir. Bu radikallerin belirlenebilmesi için CEA (Chemical Equilibrium Applications) yazılımı kullanılmıştır.



Şekil 3.8. Başlatma stratejisi kapsamında tanımlanan a) basınç, b) sıcaklık c) H_2 kütle fraksiyonu dağılımı (Sol sütun tek basamaklı tersinmez reaksiyonda, sağ sütun 19 basamaklı tersinmez reaksiyonda kullanılmıştır.)

Tek basamaklı tersinmez reaksiyonun kullanıldığı sayısal çalışmalarda Şekil 3.8’de belirtilen patlama dalgası cephesi (1. Bölge) yüksek sıcaklık ve basınç tanımı ile ilerleyen akış sürecinde patlama dalgasının şiddetinde azalışların meydana geldiği belirlenmiştir. Bunun üzerine Şekil 3.8’de görüldüğü üzere patlama cephesi ardında yüksek sıcaklık ve basınç dağılımlarının devamlılığı sağlanmıştır. Bu durum aynı zamanda patlama dalgası ardında enjeksiyon blokajını sağlayarak ikinci dalganın meydana gelmesini de önlemiştir. Enjektör durgunluk basıncının patlama kanalındaki basınçtan yüksek olduğu bölgelerde enjeksiyon gerçekleşse de bu bölgelerdeki düşük sıcaklık ve basınç değeri ateşlemenin gerçekleşmesine yeterli olmamıştır. Böylece tek basamaklı tersinmez reaksiyonun kullanıldığı sayısal çalışmalarda sağdan sola doğru yayın tek bir dalga oluşumu sağlanabilmiştir.

Detaylı kimyasal reaksiyonunun kullanıldığı sayısal çalışmalarda 1. Bölge’de C-J değerlerinin tanımlanması yeterli olmuştur. Detaylı kimyasal mekanizmada var olan basınç ve sıcaklığa dayalı reaksiyon basamakları belirtilen basınç ve sıcaklık devamlılığı nedeniyle ikinci dalga oluşumunu başlatabilirdi. Bu nedenle Şekil 3.9’da görüldüğü üzere C-J değerleri sadece 1.Bölge’ye tanımlanmıştır. Bunun yanı sıra yine patlama dalgası ardında kısmi enjeksiyon blokajı gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3.9. Tam ölçekli sayısal çalışmalarda patlama dalgasının başlatılabilmesi için oluşturulan rejimler

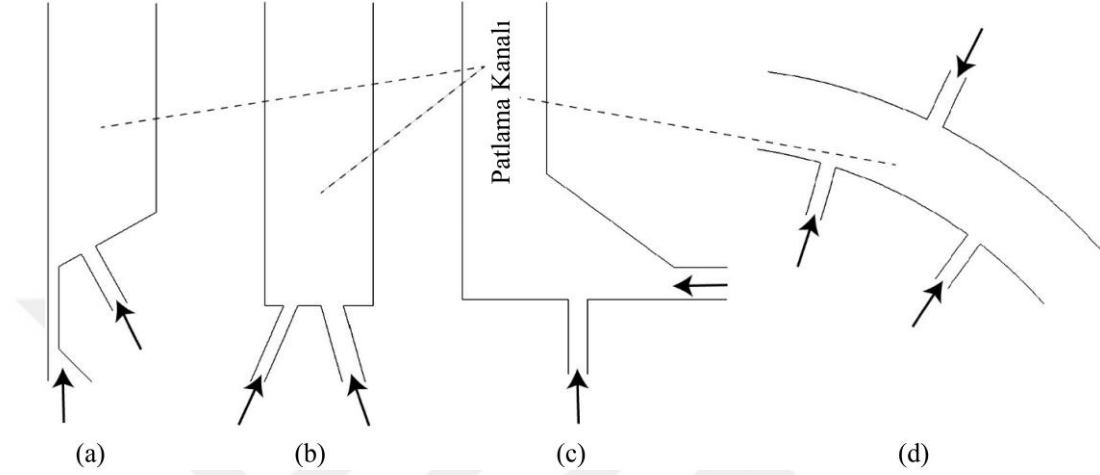
Doğrulama çalışmalarında yakıt-oksitleyici karışımı önceden karışmış olarak patlama kanalına yönlendirilmektedir. Tam ölçekli analizlerde yakıt ve oksitleyicinin önceden karışmamış olarak patlama kanalına yönlendirilmesi nedeniyle başlatma stratejisinde yeni bir yaklaşım kullanılmıştır. Bu yaklaşımda patlama dalgasının oluşturulabilmesi için kullanılan yöntem kısmi olarak doğrulama çalışmalarında tanımlanan başlatma stratejisine benzerdir. Şekil 3.9'da verildiği üzere patlama dalgasının oluşturulup bir süre kararlı bir şekilde yayınımlı için doğrulama çalışmalarına benzer şekilde stokiyometrik önceden karışmış yakıt-oksitleyici bölgesi oluşturulmuştur. Ateşleme bölgesi için küçük bir bölge oluşturulmuş ve burada yine Tablo 3.4'de verilen C-J değerleri tanımlanmıştır. Ateşleme bölgesinde ürünler için Tablo 3.4'de yer verilen değerler kullanılırken, basınç ve sıcaklık için C-J değerlerinden daha düşük değer tanımlamaları yapılmıştır. Ateşleme bölgesinde sıcaklık ve basınç için tanımlanan değerler sırası ile 2000 K ve 1 MPa'dır. Basınç ve sıcaklık tanımlamasının yanı sıra patlama dalgasının çevresel doğrultudaki hızı da başlatma koşullarına eklenmiştir. Patlama dalgasının yakıt-oksitleyici katmanı sonrası yayınımlı devam ettirebilmesi için karışmış yakıt ve oksitleyici bölgesinin oluşturulması gerekmektedir. Dalga yayınımlı hızı düşünüldüğünde karışım için gereken süre oldukça kısadır. Bu nedenle ateşleme öncesi enjektörler yakıt ve oksitleyici ile doldurulmuştur.

3.5. Enjektör Konfigürasyonları

Dönen patlama motorları sayısal çalışmalarında, kararlı motor performansının elde edilebilmesi, patlama kanalına aktarılan yakıt-oksitleyicinin kütleli debi ve eşdeğerlilik oranlarının kontrolü ile sağlanılabildiği bilinmektedir. Literatürde çoğunlukla stokiyometrik koşullarda yakıt-oksitleyici enjeksiyonu gerçekleşmektedir ve sonik enjektör yapısı kullanılmaktadır.

Literatürde yer alan çalışmalar incelendiğinde Şekil 3.10'da görüldüğü üzere dört farklı enjeksiyon türünün kullanıldığı görülebilir. Eksenel ve açılı enjeksiyon modeli Naval Araştırma Laboratuvarı'nda sayısal çalışmalarda kullanılmıştır. Yakıt açılı enjektörler ile oksitleyici ise eksenel doğrultuda yakınsak-ıraksak lüle ile patlama kanalına aktarılmaktadır. ONERA Havacılık Laboratuvarı'nda kullanılan yarı çarpan jet enjeksiyon modelinde yakıt ve oksitleyici açılı olarak patlama kanalına giriş yapmaktadır. Karşıt akışta jet enjeksiyon modeli Wright-Patterson Hava Kuvvetleri Üssü'nde yer alan havacılık laboratuvarında kullanılmıştır ve yakıt eksenel doğrultuda hava ise yakınsak-

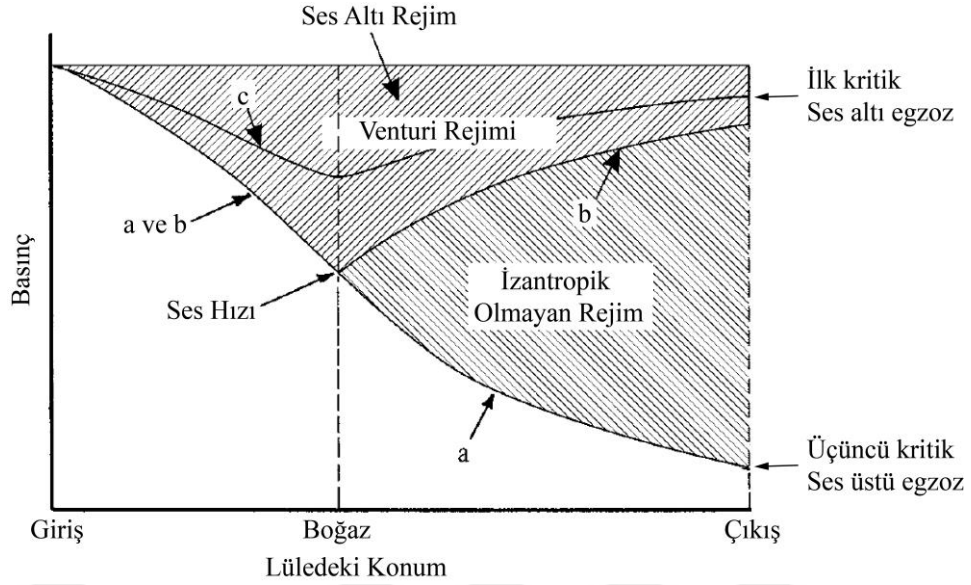
ıraksak lüleden patlama kanalına yönlendirilmektedir. Radyal enjeksiyon modeli Washington Üniversitesi'nde yer alan Yüksek Entalpili Akış Laboratuvarı'nda test edilmiştir. Enjeksiyon modelinde yakıt ve oksitleyici radyal doğrultularda patlama kanalına yönlendirilmektedir [124].



Şekil 3.10. Literatürde yer alan enjeksiyon modelleri a) Eksenel-açılı, b) Yarı çarpan jet (semi-impinging jet injector), c) Karşıt akışta jet (jet in crossflow), d) Radyal enjektör konfigürasyonlar [123, 124]

Sayısal çalışmalarda yarı jet çarpan modeli kullanılarak enjektör çalışma matrisi oluşturulmuştur. Şekil 3.1'de görüldüğü üzere referans çalışmada sonik eksenel-açılı enjeksiyon modeli kullanılmıştır. Enjektörler konfigürasyonlarının modellenebilmesi için referans deneysel çalışmada sunulan yakıt ve oksitleyicinin kütleli debi değeri ile yakıt ve oksitleyici kanallarında ölçülen toplam basınç değerleri kullanılmıştır.

Sonik enjektörlerin kullanımı gerekliliği enjektörlerden geçen kütleli debi değerinin en yüksek seviyelere ulaştırılması ile ilgilidir. Enjektör içerisinde azami kütleli debinin elde edilebilmesi için akışın boğulmuş olması gerekmektedir. Bu ilişkinin anlaşılabilmesi için yakınsak-ıraksak bir lüle içindeki akış yapısı incelenebilir. Şekil 3.11'de yakınsak-ıraksak lüle boyunca basınç gelişimi verilmiştir. Lüle içerisindeki akışta yakınsak bölgede alan daralması ile akışkanın hızı artacak ve basıncı azalacaktır. Akış ses üstü koşula doğru evrildikçe kesit alanı asgari seviyeye inmeli ve sonrasında artmalıdır. Geri basınç değeri yeterince düşük değilse "c" ile gösterilen akış profilinde olduğu gibi yakınsak-ıraksak lüle içerisinde akış boğaza doğru hızlanacak ve boğazda en yüksek hıza ulaşacaktır. Yalnız akış boğaz kısmında hala ses altıdır ve boğazdan sonra kesit alanın artışı akışın ses altı rejimde lüleyi terk etmesi ile sonlanacaktır.



Şekil 3.11. Yakınsak-İraksak lüle boyunca basınç değişimi [125]

Geri basınç değeri düşürülmeye devam edildiğinde “b” akış profili meydana gelecektir ve akış boğaz kısmında ses hızına ulaşacaktır. Geri basınç değerinin yeterince düşük seviyelerde olmayışı akışın lüleden yine ses altı rejimde terk etmesine neden olacaktır. Şekil 3.11’den bağımsız olarak geri basınç değerini boğulmuş akış için gerekli olan geri basınç değerinden daha düşük seviyelere indirgenmesi durumunda boğaz kısmına kadar “b” akış profiline benzer akış yapısı elde edilirken, boğaz sonrasında ses üstü akış elde edilir ve ıraksayan bölgede normal şok cephesinin oluşumu gözlenir. Normal şok sonrası akış lüleden ses altı jet olarak ayrılır. Geri basınç değerinin daha fazla azaltılması boğaz sonrası oluşan normal şok cephesini ıraksak bölgenin çıkışına doğru öteleyecektir. Akış bu durumda ivmelenmek için daha uzun bir bölgeye sahip olduğundan önceki durumdan daha yüksek hızda lüleyi terk edecektir ve akış yine ses altı olarak kalacaktır.

Geri basınç değerinin düşürülmeye devam edilmesi ile ıraksak bölgede ses üstü akış varlığını korurken lüle çıkışında şok yansımaları meydana gelmektedir. Lüle çıkışında basınç aşırı-genişlemiş akış (ing. overexpanded flow) nedeniyle geri basınç değerinden daha düşüktür. Son olarak geri basınç değeri yeterince düşürüldüğünde “a” akış profili elde edilecektir. Boğaz kısmına kadar akış ses altı, boğaz kısmında ses hızına ulaşmış ve ıraksak lülede ise ses üstü rejim oluşacaktır.

Boğulmuş akış için gereken basınç Denklem 3.15 ile elde edilebilir. Denklem 3.15’de verilen p_1 , p_2 ve γ sırası ile yukarı-akış (ing. upstream) ve aşağı-akış (ing. downstream) basınçları, ısı kapasitesi oranıdır [105, 125, http-1].

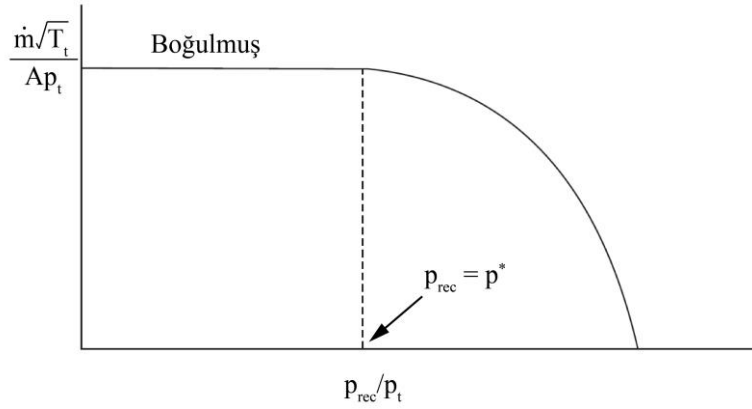
$$\frac{p_2}{p_1} = \frac{2}{\gamma + 1} \gamma^{1/(\gamma-1)} \quad (3.15)$$

Enjektörler içerisinde boğulmuş akışın elde edilebilmesi için aşağı ve yukarı akış basınçlarının kontrolü kritik öneme sahiptir. Yakıt ve oksitleyici için hedeflenen kütleli debinin enjektörlerden geçirilememesi patlama cephesindeki enerji salınımı ve basıncını etkileyecektir. Bu durum enjektörlerin blokaj oranını değiştirecek ve patlama dalgasının kararsız yapıya sahip olmasına ya da sönümlenmesine neden olacaktır. Şekil 3.12’de farklı geri basınç değerlerine yönelik yakınsak lülede uygulamalarına yönelik sonuçlar sunulmuştur.

İdeal gaz varsayımı ile lüle girişi toplam basınç ve sıcaklığının sabit olduğu düşünüldüğünde geri basıncın kritik basınca eşit olması koşuluna kadar sabit kütle akısının elde edildiği görülmektedir. Geri basıncın kritik basınçtan daha yüksek olması ile kütle akısı azalmakta ve geri basıncın giriş toplam basıncına eşit olması durumunda ise kütle akısı sifıra eşit olmaktadır. İzantropik koşullara yönelik geliştirilen Denklem 3.16’da verilen bağıntı ile tasarım koşullarına göre kütle akısı tespit edilebilir. Verilen bağıntıda boğulmuş akış koşulları ($M=1$) düşünüldüğünde Denklem 3.17’de verilen bağıntı elde edilecektir [125].

$$\frac{\dot{m}}{A} = M \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M^2 \right)^{-(\gamma+1)/2(\gamma-1)} \left(\frac{\gamma}{R} \right)^{1/2} \frac{p_t}{\sqrt{T_t}} \quad (3.16)$$

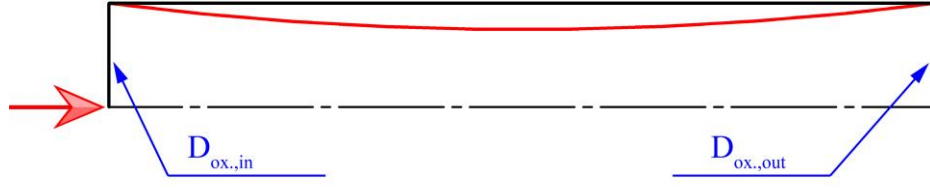
$$\left(\frac{\dot{m}}{A} \right)_{\max} = \left[\frac{\gamma}{R} \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{(\gamma+1)/(\gamma-1)} \right]^{1/2} \frac{p_t}{\sqrt{T_t}} \quad (3.17)$$



Şekil 3.12. Yakınsak lülede değişken geri basınçlarda uygulamalar [125]

Referans deneysel çalışmada belirtilen koşullar ile Denklem 3.17’de verilen bağıntı kullanılarak enjektör konfigürasyonu çalışma matrisi oluşturulmuştur. Çalışma matrisi Şekil 3.13’te görüldüğü üzere üç ana başlıkta sınıflandırılmıştır. Eksenel-açılı ve karşıt akışta jet modellerinde yakıt ve oksitleyicinin çıkış basınçları birbirine yakın değerlere sahiptir. Özellikle bu enjektörlerde havanın oksitleyici olarak tercihi stokiyometrik koşulların sağlanabilmesi için yüksek basınç ile hava kanalına yönlendirilmesi gerekmektedir. Yakıt enjektör çıkış basıncına yakın değerlerin elde edilebilmesine yönelik hava yakınsak-ıraksak lüleden geçirilerek basıncı düşürülmektedir.

Çalışma matrisinin ilk sınıflandırılması hidrojen enjektörleri çıkış basıncı ile hava enjektör çıkış basınçlarının eşitlenebilmesi için hava enjektörü yakınsak-ıraksak olarak modelleneceği planlanmıştır. İkinci sınıflandırma enjektör dizilimi ve aralığına (δ) göre gerçekleştirilmiştir. Enjektör aralıkları için 0.25 mm, 0.5 mm ve 1 mm tercih edilmiştir. Enjektör sayısında hava enjektör sayısı sabit tutulmuş ($n_{ox}=90$) ve enjektör oranları (n_{fuel}/n_{ox}) için 1:1, 2:1 ve 3:2 seçimi gerçekleştirilmiştir. Enjektör sayısı ve aralığı patlama kanalı çapları ve halka genişliği göz önünde bulundurularak belirlenmiştir. Son sınıflandırmada ise yakıt enjektörü çıkış profili üzerine konfigürasyonlar uygulanmıştır. Yakıt çapı dikey ve düşey doğrultularda çapları azaltılarak elips çıkış profili oluşturulmuştur.

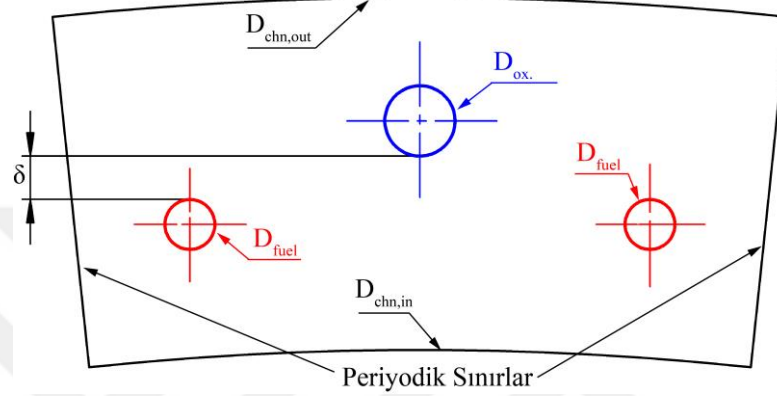


— Referans Enjektör Profili

— Düzenlenen Enjektör Profili

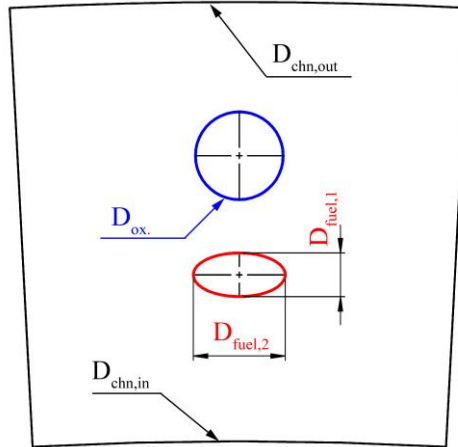
1.Çalışma Matrisi: Hava Enjektör Konfigürasyonu

Model	$D_{ox,throth}$ [mm]	θ [°]	D_{fuel} [mm]
Model-1	1.45	60	0.8



2.Çalışma Matrisi: Enjektör Dizilimi ve Aralığı

Model	D_{ox} [mm]	θ [°]	D_{fuel} [mm]	δ [mm]	n_{fuel}/n_{ox}
Model-2	1.8	60	0.8	0.25	1:1
Model-3	1.8	60	0.51	0.25	2:1
Model-4	1.8	60	0.59	0.25	3:2
Model-5	1.8	60	0.8	0.50	1:1
Model-6	1.8	60	0.51	0.50	2:1
Model-7	1.8	60	0.59	0.50	3:2
Model-8	1.8	60	0.8	1.00	1:1
Model-9	1.8	60	0.51	1.00	2:1
Model-10	1.8	60	0.59	1.00	3:2



3.Çalışma Matrisi: Yakıt Enjektörü Çıkış Profili

Model	D_{ox} [mm]	θ [°]	$D_{fuel,1}$ [mm]	$D_{fuel,2}$ [mm]	δ [mm]	n_{fuel}/n_{ox}
Model-11	1.3	60	0.8	0.6	0.5	1:1
Model-12	1.3	60	0.6	0.8	0.5	1:1

Şekil 3.13. Enjektör konfigürasyonları çalışma matrisi

4. ÇÖZÜM AĞINDAN BAĞIMSIZLAŞTIRMA

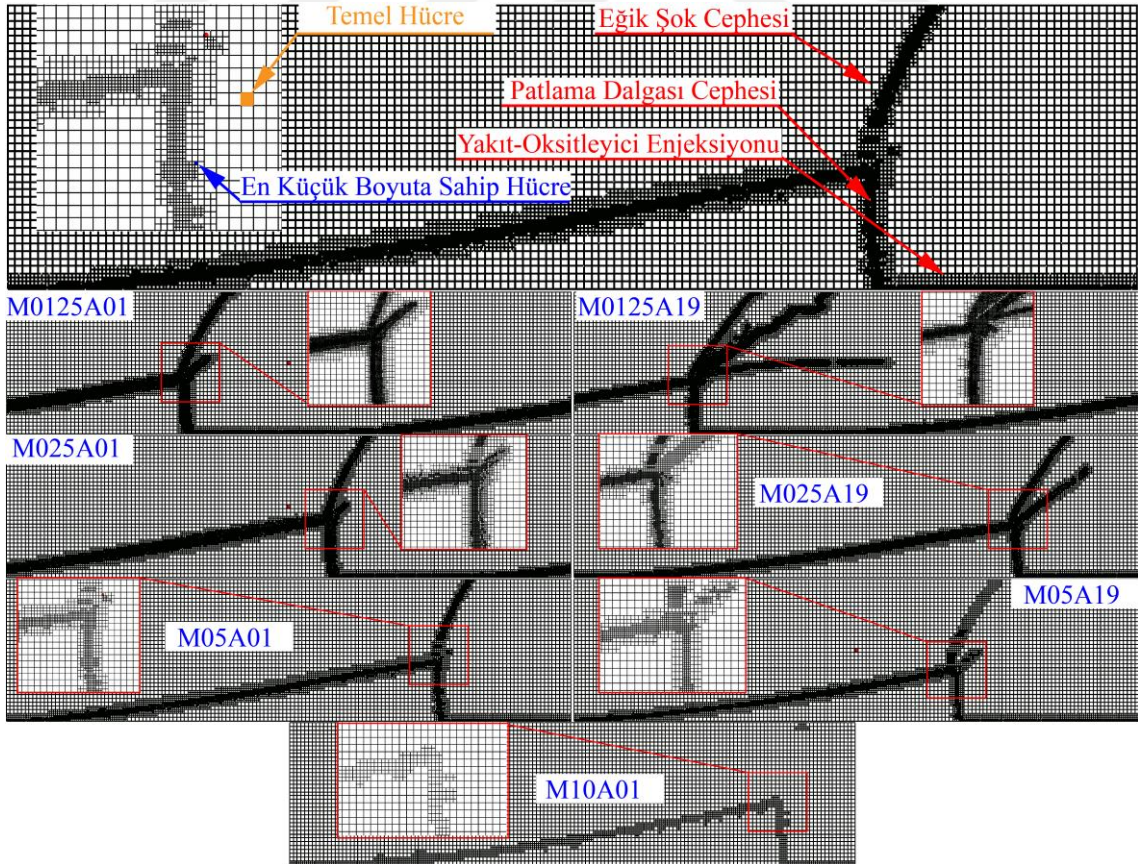
Patlama dalgası yapısı ve yayılım kararlılığının sağlanabilmesi için uygun çözüm ağının elde edilmesi gerekmektedir. Bu nedenle literatürde yer alan çalışmalarda, sayısal çalışmalar öncesinde uygun hücre yapısı ve boyutları belirlenmektedir. Tez çalışmasının bu bölümünde çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarına yer verilmiş ve patlama dalgası, eğik şok cephesi ve eğik şok cephesi ardı karışım bölgesine 0.125 mm, 0.25 mm, 0.5 mm ve 1 mm boyutlarında hücrelerin yerleştirildiği çözüm ağları oluşturulmuştur. Sayısal çalışmalar sonrası patlama dalgası yapısı ve özellikleri irdelenerek patlama kanalında kullanılması gereken uygun hücre boyutu belirlenmiştir. Adaptif çözüm ağı tekniği ile derlenen çözüm ağı yapıları ile tek basamaklı reaksiyon mekanizmasının yanında detaylı kimyasal reaksiyon mekanizması ile çözüm gerçekleştirilmiş ve farklı kimyasal reaksiyon mekanizmalarında bu tekniğin kullanılabilirliği tartışılmıştır.

4.1. Çözüm Ağlarının Yapısı

Dönen patlama motoru tam ölçekli analizlerin yürütülebilmesine yönelik gereksinimler nedeniyle sayısal çalışmalarda bazı kabuller kullanılarak basitleştirme işlemlerinin gerçekleştirildiği bilinmektedir. Basitleştirme uygulamalarının yanı sıra gerekli hücre boyutları belirlenerek gereksinimler asgari düzeye indirilmektedir. Patlama dalgası cephesinde meydana gelen enerji salınımları ve reaksiyon hızları hücre boyutu ve dizilimine karşı oldukça duyarlıdır. Patlama dalgası cephesinde uygun hücre yoğunluğu ve dağılımının oluşmaması koşulu patlama dalgasının sönümlenmesi ile sonuçlanabilmektedir. Bu nedenle literatürde yer aldığı üzere patlama kanalında kullanılacak hücre boyutları bir boyutlu patlama dalgası çözümlemeleri ile elde edilmektedir.

Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarında Adaptif çözüm ağı tekniği kullanılarak sayısal çalışmalara yönelik gereksinimler asgari düzeye indirgenmiştir. Adaptif çözüm ağı tekniği ideal enjeksiyon modelinin kullanıldığı iki boyutlu ve üç boyutlu sayısal çalışmalarda kullanılmıştır. Bu teknik ile patlama dalgası ve eğik şok cephesi, patlama dalgası ardı karışım bölgesi ve yakıt-oksitleyici katmanında hücre yoğunlaştırma işlemi gerçekleştirilmiştir. Adaptif çözüm ağı tekniğinin sayısal çalışmalara yönelik performansı Bölüm 5'te doğrulama çalışmaları ile birlikte irdelenmiştir.

Sayısal çalışmalara yönelik patlama kanalında uygun çözüm ağı yapısı ve boyutlarının elde edilebilmesi için Şekil 3.4’te verilen ve kaba hücrelerin kullanıldığı ($\Delta x = \Delta y \approx 2$ mm) çözüm ağı oluşturulmuştur. Dönen patlama motoru sayısal çalışmalarının gereksinim ve uzun sürede tamamlanabilmesi durumları göz önüne alınarak çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarında Adaptif çözüm ağı tekniği kullanılmıştır. Hücre boyutlarının patlama dalgası ve eğik şok cephesinde, patlama dalgası ardı karışım bölgesinde yoğunlaşması için sıcaklık ve hidrojen kütle fraksiyonu gradyanları sınır koşulu olarak kullanılmıştır. Şekil 4.1’de Adaptif çözüm ağı tekniği patlama dalgasının kararlı modunda çözüm ağındaki hücre dağılımları sunulmuştur. Patlama dalgası, eğik şok ve şok cephesi ardında ani sıcaklık ve basınç değişimleri görülmekte ve bu bölgelerde belirtilen değişkenlerin gradyanlarında yüksek değişimler elde edilmektedir. Adaptif çözüm ağı tekniğinde değişken gradyan değerlerindeki ani değişim yaşadığı sınırlarda hücre boyutlarının azaltılarak bu bölgelerde hücre yoğunlaştırma işlemlerinin gerçekleştirildiği görülmektedir. Kalan akış bölgelerinde ana hücre yapısının korunması da sağlanmıştır.



Şekil 4.1. Adaptif çözüm ağı tekniği ile $t = 2$ ms anında çözüm ağlarındaki hücre dağılımları

Patlama dalgası ve eğik şok cephesi, eğik şok cephesi ardı karışım bölgesinde hücre yoğunlaştırma işlemi için sadece sıcaklık gradyanı kullanılarak gerçekleştirilebilir. İdeal enjeksiyon modelinin kullanıldığı sayısal çalışmalarda patlama kanalı girişinde de hücre yoğunlaştırılması sağlanmalıdır. İdeal enjeksiyon modelinde patlama kanalı girişine yakın ilk hücredeki veriler referans alınarak enjeksiyon modu belirlenmektedir. Patlama kanalı cidarına yakın bölgelerde hücre boyutlarının artırılması yakıt-oksitleyici karışımının patlama kanalına geçişini doğrudan etkilemektedir.

M10A19 sayısal çalışmasında Adaptif Çözü Ağı Tekniği kullanılarak hücre yoğunlaştırma işlemi ile hücre boyutları 2 mm'den 1 mm'ye düşürülmüştür. Sayısal çalışmalarda M10A01 sayısal çalışmasında patlama dalgasının kararlı yapıya ulaştığı ve M10A19 sayısal çalışmasında ise patlama dalgasının sönümlendiği belirlenmiştir. Bu durum detaylı kimyasal reaksiyon mekanizması kullanılarak çözümlenen patlama dalgası cephesinin hücre boyutlarına tek basamaklı reaksiyonlara göre daha duyarlı olduğunu göstermektedir.

4.2. Çözüm Ağı Hücre Boyutları ve Dağılımlarının Patlama Dalgası Cephesi Üzerine Etkileri

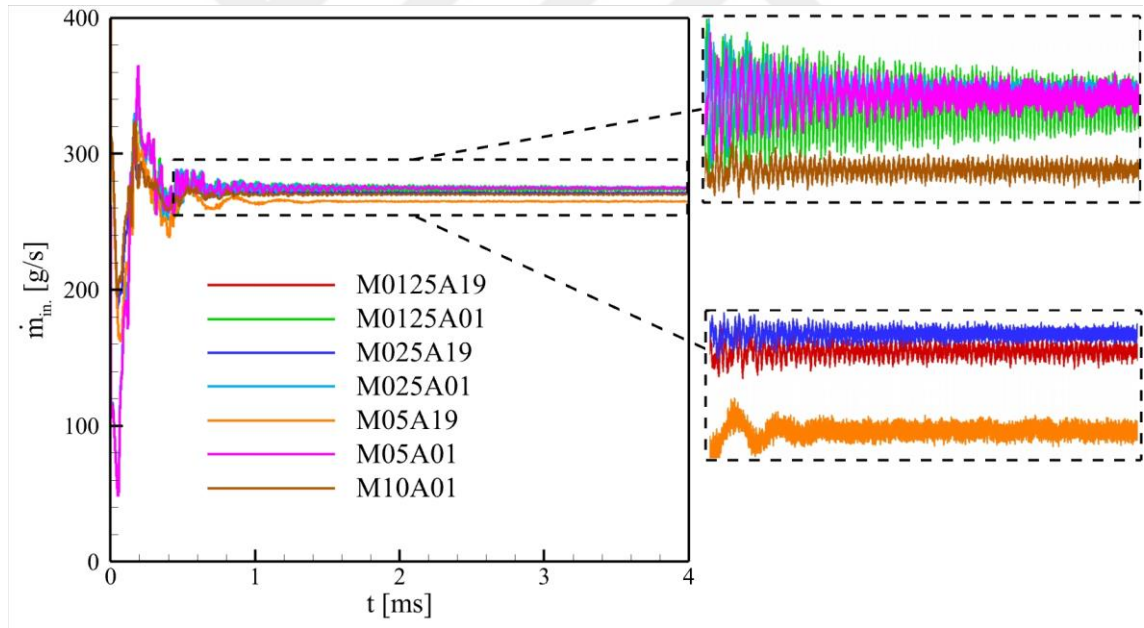
Kimyasal reaksiyon ve şok cephesinin birleşimi olan patlama dalgası cephesinde, reaksiyonlar süresince enerji salınımları meydana gelmekte ve patlama dalgasının ötelenmesi bu salınımlar ile desteklenmektedir. Patlama dalgası cephesinde yüksek sıcaklık ve basınç dağılımları elde edilmektedir. Patlama dalgası hızı ve reaksiyon hızları patlama dalgası cephesindeki basınç ve sıcaklık dağılımları ile değişkenlik göstermektedir.

Patlama dalgası cephesindeki hücre boyutları elde edilen enerji salınımlarını doğrudan ilgilendirdiği için sayısal çalışmalarda uygun olmayan hücre yapılarının kullanımı patlama dalgasının sönümlenmesi ile sonuçlanabilmektedir. Bu bölümde hücre boyutlarının patlama dalgası özellikleri üzerine etkileri irdelenmiştir. Başlatma stratejisi gereği patlama dalgası sağdan sola doğru hareket etmektedir. Patlama dalgası özelliklerinin incelenmesinin öncesinde her bir hücre ağı yapısında geçiş modu aralıkları belirlenmiştir. Bu aralıklarının tespiti için patlama kanalı girişindeki toplam kütleli debi değerleri incelenmiştir.

Dönen patlama motorları operasyonlarında iki farklı evre göze çarpmaktadır. İlk evrede ateşleme ile kararlı dalga modu aralığında yer alan geçiş modu evresidir. Bu

evrede patlama dalgası özellikleri ve enjeksiyon parametreleri (blokaj oranı, toplam kütleli debi vs.) anlık değişkenlik göstermektedir. İkinci evre kararlı dalga evresi olup, patlama dalgası özellikleri zamanla gelişim eğilimlerinde anlık salınımları asgari düzeye indirgenmektedir. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarında geçiş evresi aralığının belirlenebilmesi için Şekil 4.2’de sunulan patlama kanalı girişindeki toplam kütleli debi değerleri ($\dot{m}_{in}$) incelenmiştir.

Çözüm ağı ayrıklaştırma çalışmalarında toplam kütleli debinin zamanla gelişimi incelendiğinde her iki kimyasal reaksiyon mekanizmasında da benzer eğilimler elde edilmiştir. Geçiş evresinde patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerlerinde ani artışların meydana geldiği görülmektedir. Bu durum patlama dalgası cephesi ve ardındaki basınç dağılımında meydana gelen değişimler ile ilgilidir. Patlama kanalı girişi blokaj oranındaki değişim patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerlerinde ani artış ve azalışlara neden olmaktadır.



Şekil 4.2. Patlama kanalı girişindeki toplam kütleli debi dağılımı

Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasına göre tek basamaklı tersinmez reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı sayısal çalışmalarda patlama kanalı girişindeki toplam kütleli debi değerinin zamana göre dağılımında periyodik ve daha yüksek salınımların elde edildiği görülmektedir. Tek basamaklı reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı sayısal çalışmalarda, en küçük hücre boyutundaki artış patlama kanalı girişinde daha

yüksek toplam kütleli debinin elde edilmesine neden olmuştur. M025A19 ve M05A01 çalışmalarında toplam kütleli debi eğilimindeki salınımların neredeyse eşit olduğu ve Tablo 4.1’de kararlı dalga modunda ortalama kütleli debi değerlerinin bu çalışmalarda neredeyse eşit olduğu görülmektedir.

Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanımı ile tek basamaklı reaksiyon mekanizmasına göre patlama kanalı girişinde daha düşük toplam kütleli debi değerleri elde edilmiştir. Genel olarak detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda toplam kütleli debi eğilimindeki salınım genliklerinin $t = 1.5$ ms sonrasında asgari düzeye indiği belirlenmiştir. Bu durum dönen patlama motorunun kararlı evreye geçiş yaptığını göstermektedir.

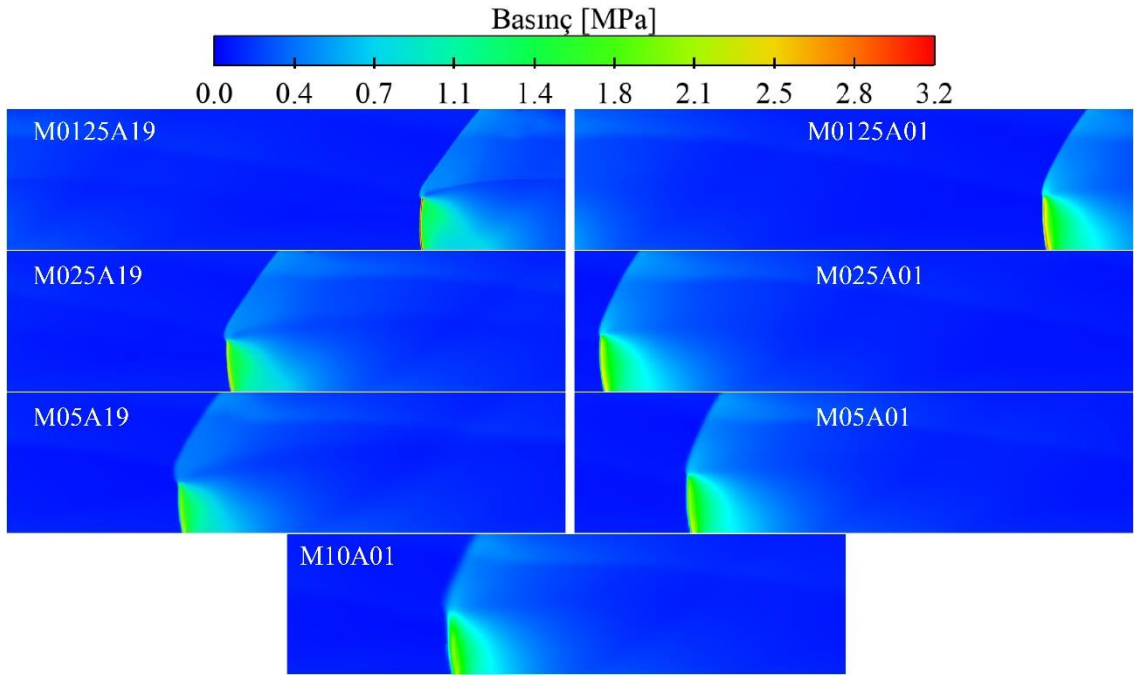
Tablo 4.1. Kararlı dalga modunda patlama kanalı girişindeki ortalama kütleli debi dağılımları

	En küçük Hücre Boyutu [mm]	Reaksiyon Mekanizması	$\dot{m}_{in}$ [g/s]
M0125A19	0.125	19 Basamaklı- Tersinmez	270.2 ± 0.32
M0125A01	0.125	Tek Basamaklı- Tersinmez	274.3 ± 1.42
M025A19	0.25	19 Basamaklı- Tersinmez	271.3 ± 0.23
M025A01	0.25	Tek Basamaklı- Tersinmez	275.2 ± 0.45
M05A19	0.5	19 Basamaklı- Tersinmez	264.9 ± 0.29
M05A01	0.5	Tek Basamaklı- Tersinmez	274.8 ± 0.61
M10A01	1.0	Tek Basamaklı- Tersinmez	277.1 ± 1.89

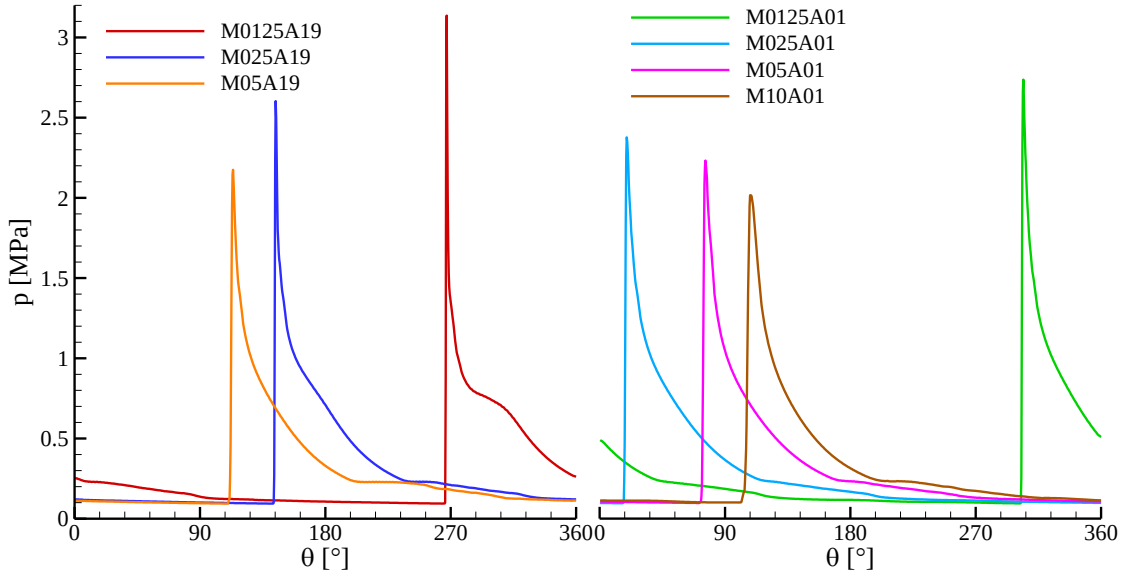
Patlama dalgası cephesinde elde edilen enerji salınımı ile basınç değerinde ani artışlar meydana gelmektedir. Patlama dalgası cephesi sonrasında ise basınç değerlerinde ani düşüşler yaşanmaktadır. Patlama dalgası yayılımı süresince akış yönü doğrultusunda patlama dalgasının üstünde eğik şok cephesi meydana gelmektedir. Eğik şok cephesi ile basınç değerlerinde patlama dalgası cephesinde olduğu üzere artışlar elde edilmektedir.

Şekil 4.3’te patlama dalgasının kararlı moda geçişi sonrası patlama kanalındaki basınç dağılımları verilmiştir. Çözüm açısından bağımsızlaştırma çalışmalarında patlama dalgası ve eğik şok cephesinin elde edilebildiği görülmektedir. Bunun yanı sıra patlama dalgasının yayılım fiziki gereği, patlama dalgası cephesi sonrasında ani basınç düşüşü meydana gelmiştir. Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda tek basamaklı reaksiyon mekanizmasına göre patlama dalgası cephesinde daha yüksek basınç değerleri elde edilmiştir. Bunun yanı sıra patlama dalgası cephesindeki hücre boyutlarının artışı beraberinde bu cidardaki basınç değerlerinin düşüşüne neden olmuştur.

Şekil 4.3 (b)'de görüldüğü üzere detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı M0125A19, M025A19 ve M05A19 çalışmalarında patlama dalgası cephesindeki basınç değerleri sırası ile 3.13 MPa, 2.60 MPa ve 2.17 MPa 'dır. Tek basamaklı reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı M0125A01, M025A01, M05A01, M10A01 çalışmalarda belirtilen bölgedeki basınç değerleri ise sırası ile 2.73 MPa, 2.37 MPa, 2.23 MPa ve 2.01 MPa'dır.

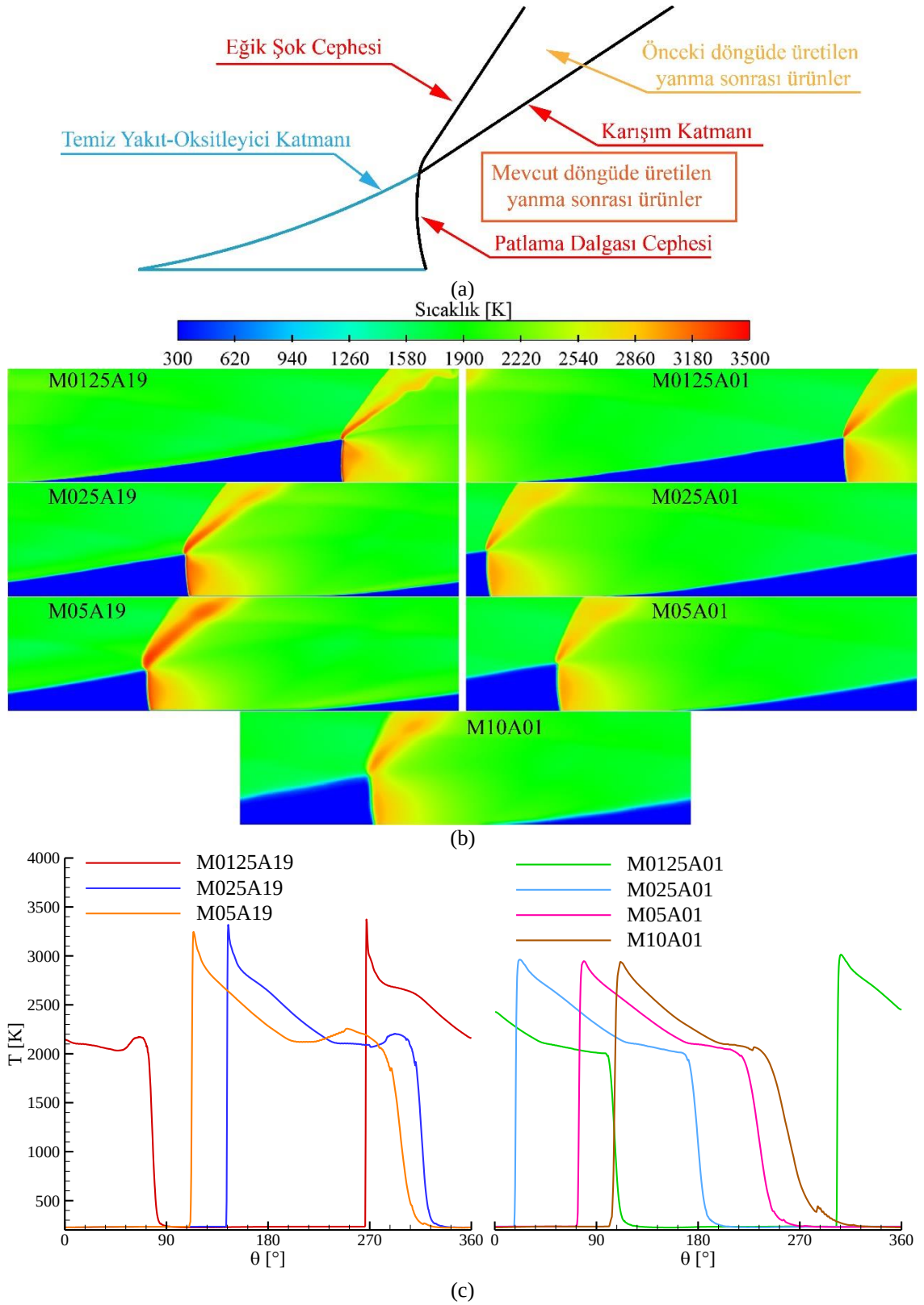


(a)



(b)

Şekil 4.3. $t=1.7$ ms anında a) Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları kapsamında patlama kanalında basınç dağılımı b) Patlama kanalında çevresel doğrultu boyunca basınç dağılımı



Şekil 4.4. $t=1.7$ ms anında a) karışım katmanının şematik görünümü b) Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları kapsamında patlama kanalında sıcaklık dağılımı c) Patlama kanalında çevresel doğrultu boyunca sıcaklık dağılımı

Patlama dalgası yayılımı süresince patlama dalgası cephesi ardında yanma sonrası ürünler çevresel ve eksenel doğrultu yayılım gösterir. Eğik şok cephesi ardında, bir önceki döngüden kalan ve mevcut döngü ile üretilen yanma sonrası ürünler karşılaşır. Bu etkileşim sonrası Şekil 4.4 (a)'da şematik olarak belirtildiği üzere karışım bölgesi olarak adlandırılan kayma tabakası meydana gelir. Bu tabaka mevcut ve bir önceki döngüde üretilen yanma sonrası ürünleri ayırmaktadır [126].

Şekil 4.4 (b)'de sunulan sıcaklık dağılımları incelendiğinde çözüm açısından bağımsızlaştırma çalışmalarında eğik şok cephesi ardında karışım bölgesinin elde edilebildiği görülmektedir. Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda karışım katmanı daha belirgindir. M0125A19 çalışmasında görüldüğü üzere hücre boyutlarındaki düşüş ile karışım katmanının girdaplı yapısı da elde edilmiştir. Bunun yanı sıra tek basamaklı reaksiyonun kullanıldığı çalışmalarda eğik şok cephesi ve karışım katmanının ayrılmadığı görülmektedir.

Patlama kanalı çevresel doğrultusu boyunca sıcaklık dağılımları incelendiğinde çözüm açısından bağımsızlaştırma çalışmalarında benzer eğilimler elde edilmiştir. Patlama dalgası cephesinde Şekil 4.4 (b) ve (c)'de görüldüğü üzere sıcaklık değerlerinde keskin bir artış meydana gelmektedir. Bu artış sonrasında dalga şiddetindeki azalış (ing. rarefaction waves) ile sıcaklık değerleri ani düşüşler yaşamaktadır. Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda patlama dalgası cephesinde daha yüksek sıcaklık değerleri elde edilmiştir. Referans enjeksiyon koşullarında C-J sıcaklık değeri 2940 K'dir [32]. Detaylı kimyasal reaksiyonlarda patlama dalgası cephesinde C-J sıcaklık değerinden daha yüksek değerler elde edilmiştir. Tek basamaklı reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda ise sıcaklık dağılımı C-J sınırına oldukça yakındır. M0125A19, M025A19 ve M05A19 çalışmalarında sıcaklık değerleri sırası ile 3373 K, 3318 K ve 3245 K'dir. M0125A01, M025A01, M05A01 ve M10A01 çalışmasında ise patlama dalgası cephesindeki sıcaklık değerleri sırası ile 3014 K, 2962 K, 2947 K ve 2940 K'dir.

4.3. Sayısal Çözüm Ağındaki Hücre Boyutlarının Patlama Dalgası Özellikleri Üzerine Etkisi

Patlama dalgası özellikleri geçiş evresinde büyük değişkenlikler sergiler iken, kararlı dalga modunda bu özellikler neredeyse sabittir. Geçiş evresinde patlama dalgası özelliklerindeki değişkenlik, dönen patlama motoru performansını da kararsız hale

dönüştürmektedir. Bu evrede itki, özgül itki ve basınç kazanım oranı değerlerinin zamana göre gelişiminde büyük salınımlar meydana gelmektedir.

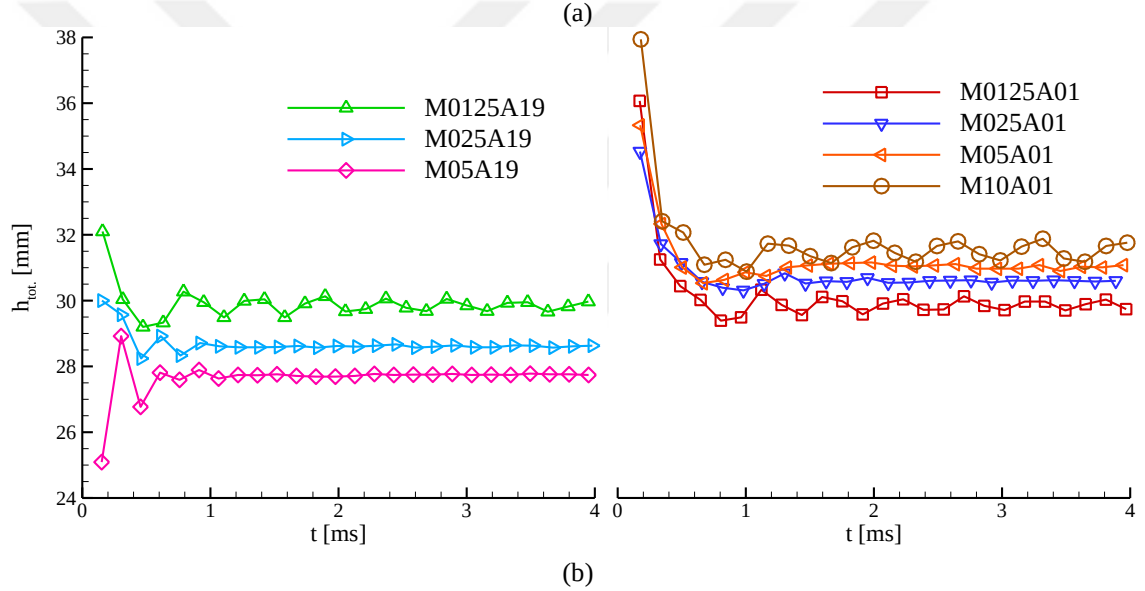
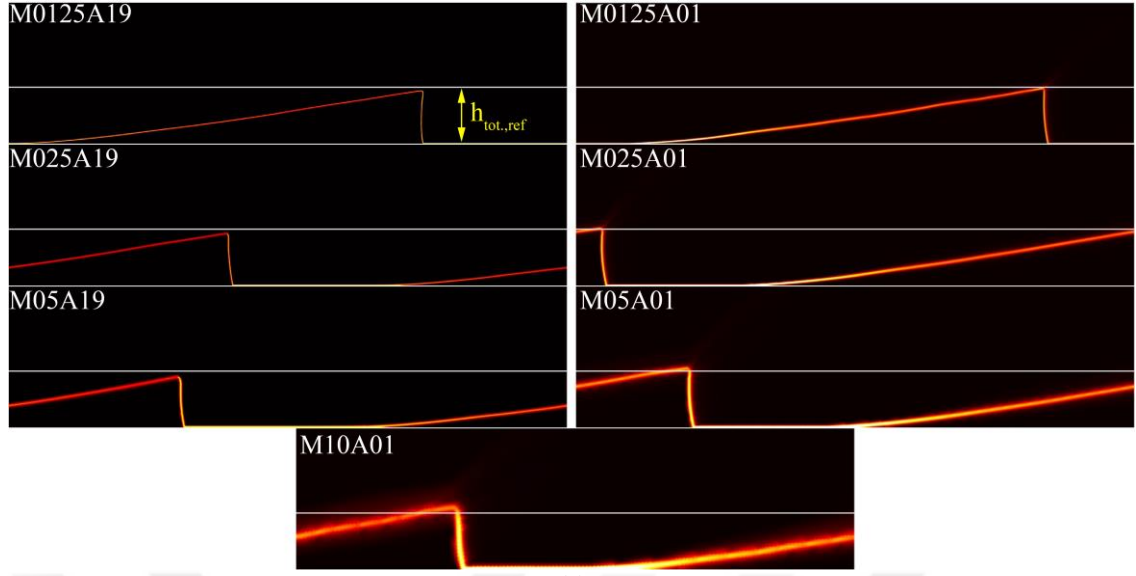
Patlama dalgası cephesi sıcaklık ve basınç dağılımlarının hücre boyutlarına karşı duyarlılığı nedeniyle doğrulama çalışmalarında kullanılacak hücre boyutlarının belirlenebilmesi için patlama dalgası özelliklerinin zamanla gelişim profilinin ortaya koyulması oldukça önemlidir. M10A19 sayısal çözümü dışında diğer tüm çalışmalarda kararlı dalga modunun elde edilebildiği belirlenmiştir. Bu nedenle bu bölümde kullanılacak hücre boyutunun belirlenebilmesi için patlama dalgası özelliklerinin anlık ve ortalama değerleri belirlenmiştir.

Patlama dalgası yüksekliğindeki değişim aynı zamanda patlama dalgası şiddetini de etkilemektedir. Dalga yüksekliğindeki düşüş patlama dalgası şiddeti ve patlama dalgası cephesindeki basıncın artışına neden olmaktadır. Patlama dalgası yüksekliğindeki artış ise dalga şiddeti ve patlama dalgası cephesindeki basıncın azalmasına yol açmaktadır. Patlama dalgası cephesinde meydana gelen bu değişimler patlama dalgası özelliklerini de etkilemektedir. Bu nedenle Adaptif çözüm ağı tekniğinin patlama dalgası özellikleri üzerine etkisinin belirlenmesi öncesinde patlama dalgası yüksekliğindeki değişimlerin incelenmesi önemlidir. Patlama dalgası yüksekliğinin belirlenebilmesi için Denklem 4.1’de verilen bağıntı kullanılmıştır. Denklem 4.1’de verilen bağıntıda ρ_{fill} yakıt-oksitleyici karışım yoğunluğu, U_D dalga hızı ve w_{ch} patlama kanalı genişliğidir [26].

$$h_{tot} = \frac{\dot{m}}{\rho_{fill} \cdot U_D \cdot w_{ch}} \quad (4.1)$$

Denklem 4.1’de verilen bağıntı incelendiğinde kararlı yapıdaki dalga formunda patlama dalgası yüksekliği de neredeyse sabittir. Adaptif çözüm ağı tekniğinin patlama dalgası yüksekliği üzerine etkisi için kararlı dalga modu sonrası hidrojen kütle fraksiyonu gradyan dağılımı incelenmiştir. Patlama dalgası kararlı modunda yakıt-oksitleyici karışım katmanı bölgesi Şekil 4.5’te görüldüğü üzere üçgensel bir yapıdadır. Referans çalışmada patlama dalgasının kararlı modu sonrası ölçülen patlama dalgası yüksekliğinin ($h_{tot,ref}$) 30 mm olduğu belirtilmiştir [32].

Patlama dalgası yüksekliği dağılımları incelendiğinde tek basamaklı reaksiyonlarda en küçük hücre boyutundaki artış ile patlama dalgası yüksekliğinde artışların meydana geldiği görülmektedir. Bunun yanı sıra detaylı kimyasal mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda ise aksine en küçük hücre boyutundaki artış patlama dalgası yüksekliğinde düşüslere neden olduğu tespit edilmiştir.



Şekil 4.5. a) $t=1.7$ ms anında yakıt-oksitleyici katmanı dağılımı b) çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarında patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişimi

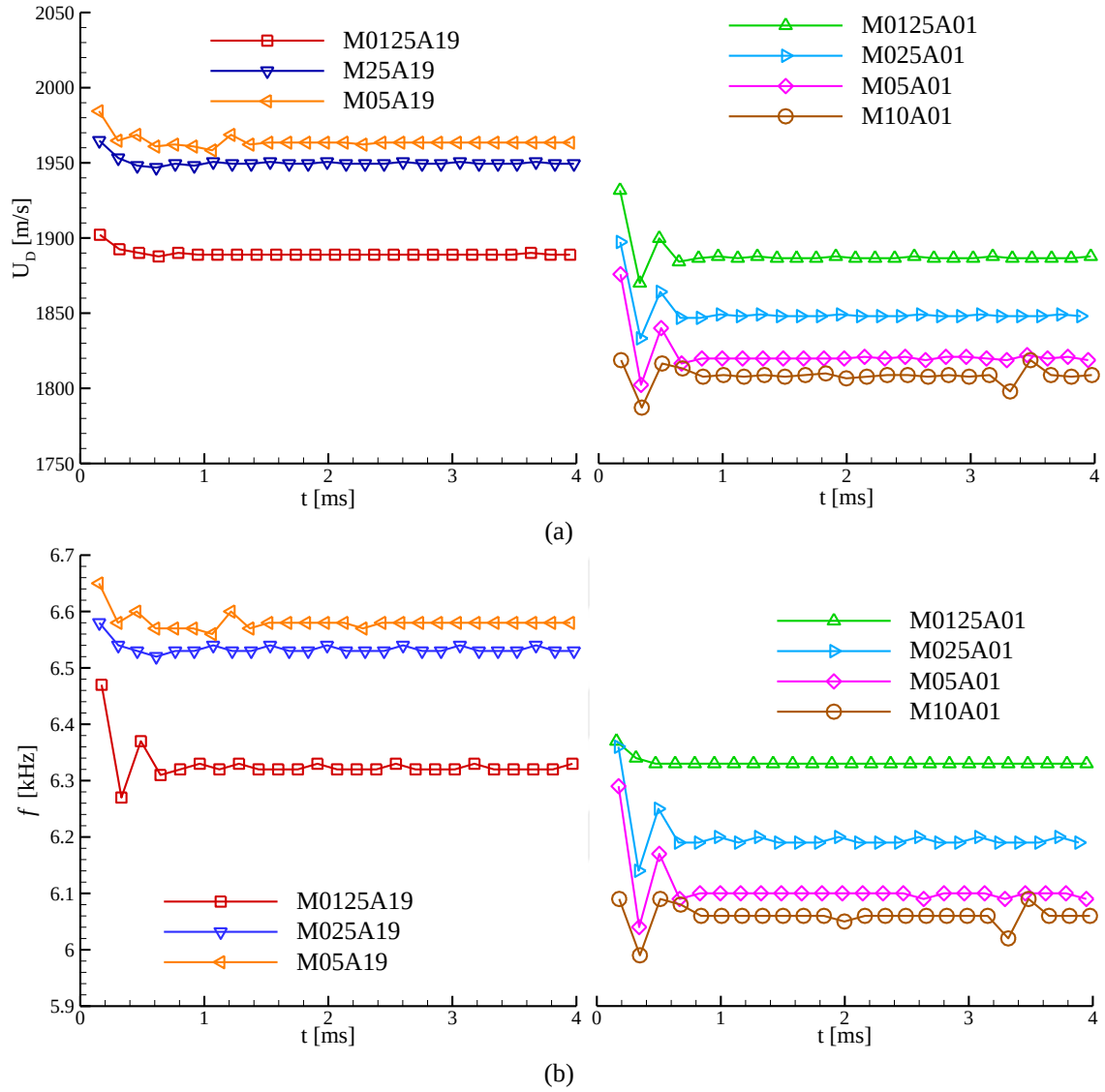
M0125A01, M0125A19 ve M10A01 çalışmalarında patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişim eğiliminin periyodik salınımlar içerdiği belirlenmiştir. Tek basamaklı ve detaylı kimyasal reaksiyonun kullanıldığı en küçük hücre boyutunun 0.25 ve 0.5 mm olduğu çalışmalarda $t= 1.1$ ms sonrası patlama dalgasının neredeyse sabit bir değere ulaştığı görülmektedir. Genel olarak detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda tek basamaklı çalışmalara göre patlama dalgası yüksekliğinde daha düşük değerler elde edilmiştir. Patlama dalgası yüksekliğinin $t= 1.1$ ms sonrası zaman ortalamalı değerinin M0125A01, M025A01, M05A01 ve M10A01 çalışmalarında sırası ise 29.88 mm, 30.60 mm, 31.03 mm ve 31.79 mm'dir. M0125A19, M025A19 ve

M05A19 çalışmalarında ise bu değerin sırası ile 29.84 mm, 28.61 mm ve 27.73 mm olduğu tespit edilmiştir.

Patlama dalgası kararlılığının tespiti için incelenmesi gereken bir diğer değişken de patlama dalgası hızı ve frekansıdır. Patlama dalgası şiddetindeki değişkenlik patlama dalgası hızını doğrudan etkilemektedir. Patlama dalgası hızının tespiti için patlama kanalında referans alınan noktasal basınç profilleri kullanılmıştır. Bilindiği üzere patlama dalgası geçişinde akış değişkenleri ani değişimlere uğramaktadır. Patlama kanalında basınç ya da sıcaklık değerinin zamanla gelişimi incelendiğinde Şekil 4.3 ve Şekil 4.4'te sunulan profillerin periyodik değişimleri oluşturduğu görülmektedir. Bu profillerin ardışık dağılımlarındaki azami değerleri arasında geçen süre patlama dalgasının bir turu için gereken süreyi ifade etmektedir. Patlama dalgasının kararlı modu sonrasında bu sürenin gelişim salınımları asgari düzeye inmektedir.

Şekil 4.6'da patlama dalgası yüksekliğinin tespiti için referans alınan noktada basıncın zamanla gelişimi profili incelenerek Adaptif çözüm ağı tekniğinin patlama dalgası hızına etkisi belirlenmiştir. Referans enjeksiyon koşullarında C-J dalga hızı 1968 m/s'dir [32]. Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda C-J değerlerine yaklaşılabildiği görülmektedir. En küçük hücre boyutundaki artış detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda daha yüksek dalga hızlarının elde edilmesini sağlamıştır. Bunun yanı sıra tek basamaklı reaksiyonun kullanıldığı çalışmalarda bu durum patlama dalgası hızının düşüşü ile sonuçlanmıştır. En küçük hücre boyutunun 0.125 mm olduğu M0125A19 ve M0125A01 çalışmalarında $t=1.1$ ms sonrası zaman ortalamalı patlama dalgası hızlarının neredeyse eşit değerlere ulaştığı görülmektedir. Patlama dalgası hızının $t=1.1$ ms sonrası zaman ortalamalı değerinin M0125A01, M025A01, M05A01 ve M10A01 çalışmalarında sırası ile 1886.85 m/s, 1848.31 m/s, 1820.06 m/s ve 1808.31 m/s'dir. Detaylı kimyasal reaksiyonun kullanıldığı M0125A19, M025A19 ve M05A19 çalışmalarında ise sırası ile 1888.99 m/s, 1949.7 m/s ve 1963.49 m/s'dir.

$$f = \frac{N_w U_D}{\pi D_{\text{chn,out}}} \quad (4.2)$$



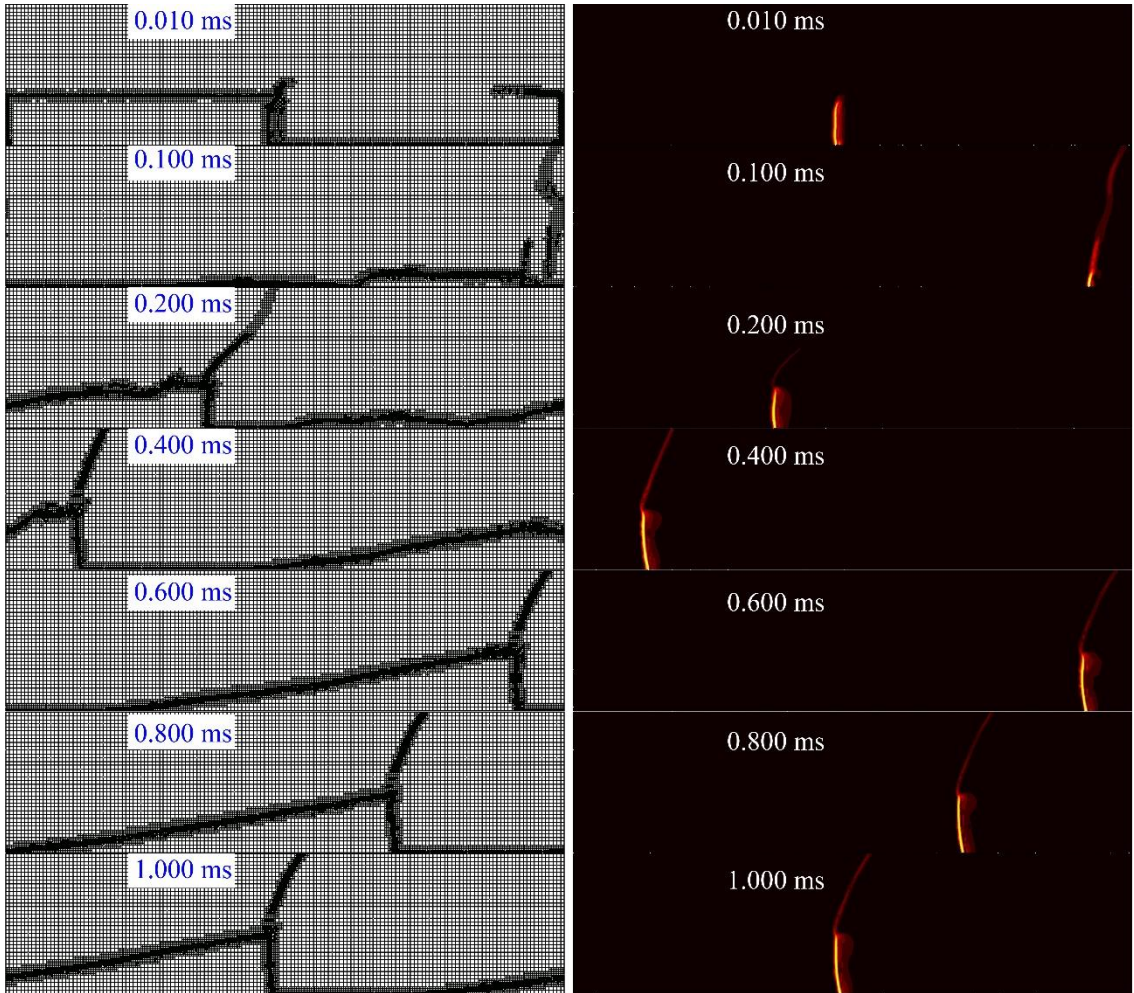
Şekil 4.6. $y=5.16$ mm konumunda a) patlama dalgası hızı ve b) frekansının zamanla gelişimi

Patlama dalgasının yayılımı süresince yakıt-oksitleyici karışımının patlama kanalına aktarılması ve sabit patlama dalgası yüksekliğinin elde edilebilmesine yönelik karışım katmanının kontrolü için patlama dalgası frekansının irdelenmesi önemlidir. Bu nedenle Adaptif çözüm ağı tekniğinin kazanımlarının belirlenebilmesinde patlama dalgası hızının yanı sıra patlama dalgası frekansı da incelenmiştir. Patlama dalgası frekansının hesaplanmasında Denklem 4.2’de verilen bağıntı kullanılmıştır [31]. Bu bağıntıda N_w dalga sayısı, U_D patlama dalgası hızıdır. Sayısal çalışmalarda tek dalga moduna rastlanılmıştır. Adaptif çözüm ağı tekniği çalışmalarında tek dalga modunun gerçekleşmesi ile Şekil 4.6 (b)’de görüldüğü üzere dalga frekansı dağılımında patlama dalgası hız dağılımlarına benzer eğilimler elde edilmiştir. M0125A01, M025A01, M05A01 ve M10A01 çalışmalarında patlama dalgası frekansı sırası ile 6.32 kHz, 6.19

kHz, 6.10 kHz ve 6.06 kHz'dir. M0125A19, M025A19 ve M05A19 çalışmalarında ise sırası ile 6.33 kHz, 6.53 kHz ve 6.58 kHz'dir.

4.5. Adaptif Çözüm Ağı Tekniği İle Hücre Dizilim ve Yoğunluk Kararlılığı

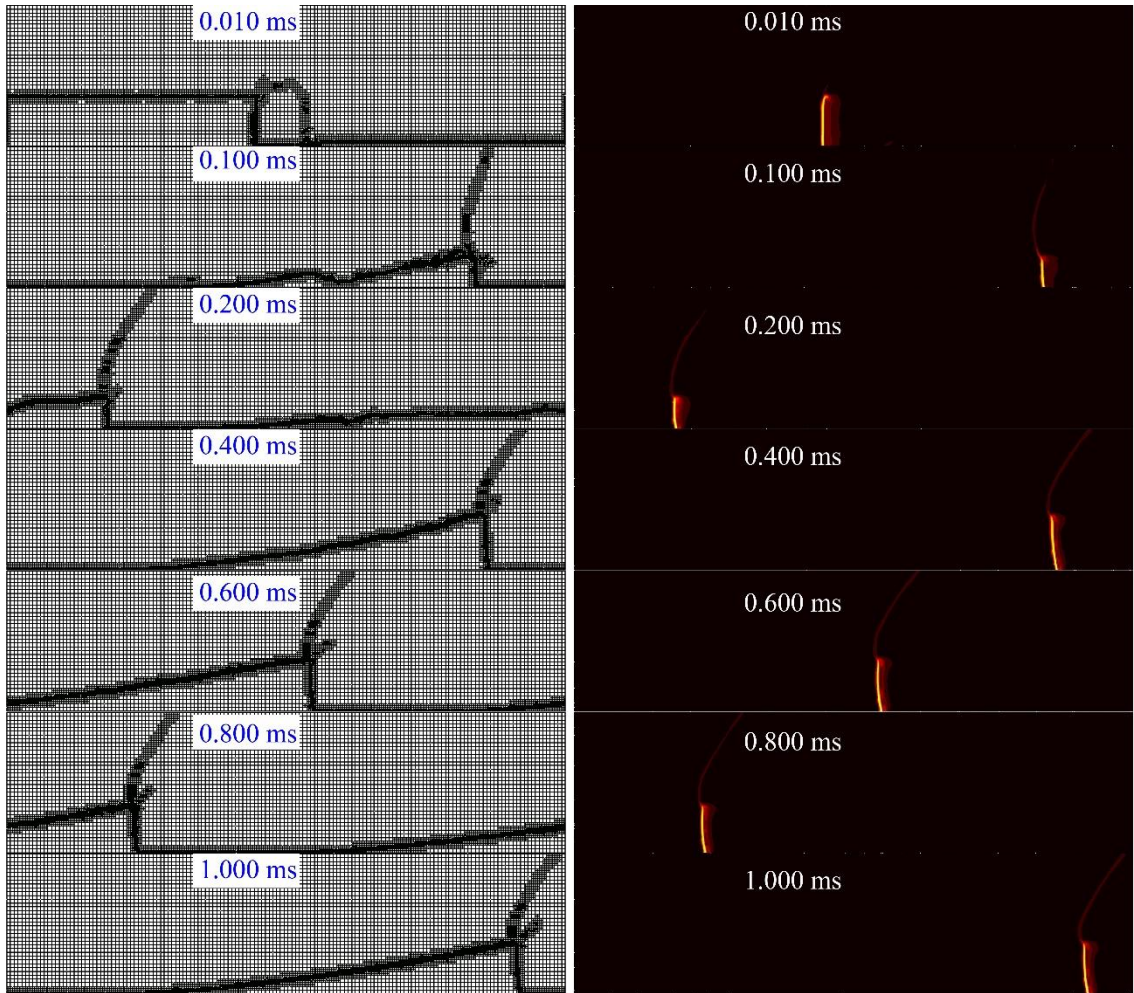
Adaptif çözüm ağı tekniğinde belirlenen sınır koşullarına göre hücre dizilim ve boyutları anlık olarak değişmektedir. Patlama dalgasının hücre boyutu ve dizilimlerine karşı duyarlılığı düşünüldüğünde hücre dizilimi ve yoğunluk kararlılığı patlama dalgası yayılımını etkilemektedir. Bu bölümde patlama dalgasının geçiş ve kararlı modlarında hücre dizilim ve yoğunluk kararlılığı irdelenmiştir.



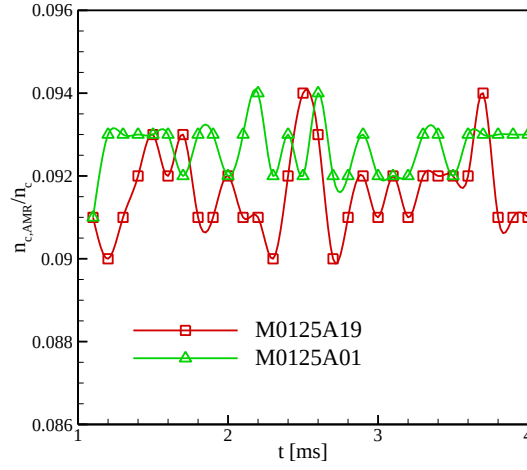
Şekil 4.7. M05A01 çalışması geçiş modunda çözüm ağı yapısı (sol sütun) dağılımı, eğik şok ve patlama dalgası cephesi gelişimi (sağ sütun)

Adaptif çözüm ağı tekniği ile sürdürülen çalışmalarda M10A19 çalışması dışında tüm çalışmalarda geçiş modu süresince patlama kanalı girişinde, patlama dalgası ve eğik şok cephelerinde hücrelerin bozunum ve yeniden oluşturma işlemleri başarılı bir şekilde

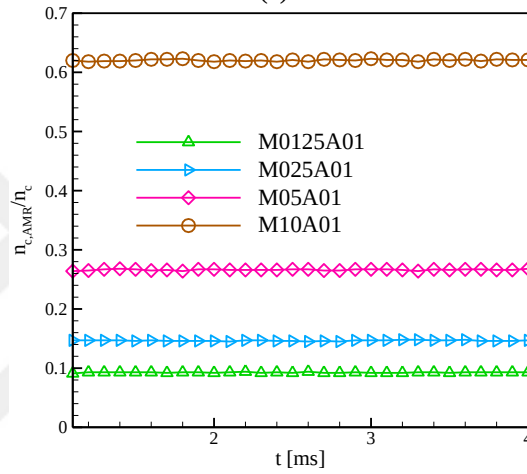
gerçekleştirilmiştir. Şekil 4.7 ve 4.8’de M05A19 ve M05A01 çalışmalarında geçiş modu süresince farklı akış zaman dilimlerinde hücre yapıları sunulmuştur. Patlama dalgası yüksekliği değişimi ile etkilenen eğik şok cephesinde hücre yoğunlaştırma işleminin başarılı bir şekilde gerçekleştirilebildiği görülmektedir. Bunun yanı sıra yakıt-oksitleyici karışımının patlama kanalına geçiş kontrolü için gerekli olan patlama kanalı girişindeki hücre yoğunlaştırma işlemi sağlanabilmiştir. Patlama dalgası geçişi sonrası hücre yoğunlaştırılmasının gerçekleştirildiği bölgelerde yer alan hücrelerin yeniden temel hücre formuna dönüştürülebildiği görülmektedir. Bu sayede sayısal analizdeki hücre yoğunluğu asgari düzeyde tutulmuştur.



Şekil 4.8. M05A19 çalışması geçiş modunda çözüm ağı yapısı (sol sütun), eğik şok ve patlama dalgası cephesi (sağ sütun)



(a)



(b)

	M0125A19	M0125A01	M025A19	M025A01	M05A19	M05A01	M10A01
$\overline{n_{c,AMR}}$	131387	132679	45268	52476	23837	21602	13888
n_c	1432560	1432560	358140	358140	89550	89550	22384

Şekil 4.9. Kararlı patlama dalgası modunda a) M0125A19 ve M0125A01 çalışmalarında, b) tek basamaklı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda çözüm ağı hücre sayısı oranının zamanla gelişimi

Çözüm ağı yapısındaki hücre boyutları ve dizilimlerinin geçiş modunda dinamik olarak yapılandırılması konusunda elde edilen başarımlar ile , hücre sayısının kararlı mod sonrası değişimi de irdelenmiştir. Sayısal çalışmalarda Adaptif çözüm ağı tekniği ile sayısal çalışmalar gereksinimlerinin azaltılması amacı doğrultusunda kararlı mod süresince çözüm ağındaki değişimlerin de asgari düzeyde olması hedeflenmektedir. Bu nedenle Şekil 4.9’da geçiş modu sonrası çözüm ağlarının zamanla gelişimi sunulmuştur. Hücre sayısında değişimler için Adaptif çözüm ağı tekniği uygulanmaksızın belirtilen en küçük hücre boyutu kullanılması durumunda toplam hücre sayısı (n_c) ile Adaptif çözüm ağı tekniği ile üretilen toplam hücre sayısı ($n_{c,AMR}$) oranları irdelenmiştir.

M0125A19 ve M0125A01 çalışmalarında hücre dağılım oranlarının zamanla gelişimi incelendiğinde oldukça yakın değerlerin elde edildiği görülmektedir. Öyle ki M0125A19 ve M0125A01 çalışmalarında kararlı dalga modunda hücre sayısı değişiminin sırası ile 131387 ± 962 , 132679 ± 631 aralığında yer aldığı belirlenmiştir. Patlama kanalı girişinde, eğik şok ve patlama dalgası cephelerinde hücre yoğunlaştırmaları sağlanarak, Adaptif çözüm ağı tekniği ile hücre yoğunluğunun yaklaşık 10.9 kat azaltıldığı sayısal çözümlerler gerçekleştirilmiştir. Patlama dalgasının kararlı modu sonrası ortalama çözüm ağı hücre sayısı oranları incelendiğinde ($n_{C,AMR}/n_C$) kimyasal reaksiyon mekanizmalarının etkisinin oldukça düşük olduğu görülmektedir. Bununla birlikte patlama dalgasının kararlılığı ile çözüm ağı hücre sayısının neredeyse sabit değere ulaştığı görülmektedir.

Adaptif çözüm ağı tekniğinin kazanımları beşinci bölümde irdelenmiştir. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları için kullanılan Adaptif çözüm ağı tekniği ile gerçekleştirilen sayısal çalışmalarda patlama dalgası özelliklerinin değişimi Tablo 4.2’de sunulmuştur. Patlama dalgası cephesindeki akış değişkenlerinin hücre boyutlarına karşı duyarlılığı nedeniyle çözüm ağından ayırklaştırma çalışmalarına yönelik patlama dalgası hızı, frekansı ve dalga sayısı irdelenmiştir.

Tablo 4.2. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları ile dalga özelliklerinin dağılımı

Sayısal Çalışma	U_D [m/s]	f [kHz]	N_w
M0125A19	1888	6.33	1
M0125A01	1886	6.32	1
M025A19	1949	6.53	1
M025A01	1848	6.19	1
M05A19	1963	6.58	1
M05A01	1820	6.10	1
M10A01	1808	6.06	1

Tablo 4.2’de belirtildiği üzere diğer tüm çalışmalarda tek dalga modu gözlemlenmiştir. C-J dalga hızı ve frekansı sırası ile 1968.1 m/s ve 6.59 kHz’dir. Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda dalga hızının artan en yüksek hücre boyutu ile artış gösterdiği ve en küçük hücre boyutunun 0.5 mm olduğu sayısal çalışmada ortalama dalgası hızı ve frekansının C-J değerlerine oldukça yakın olduğu görülmektedir. Bununla birlikte tek basamaklı reaksiyon mekanizmasının

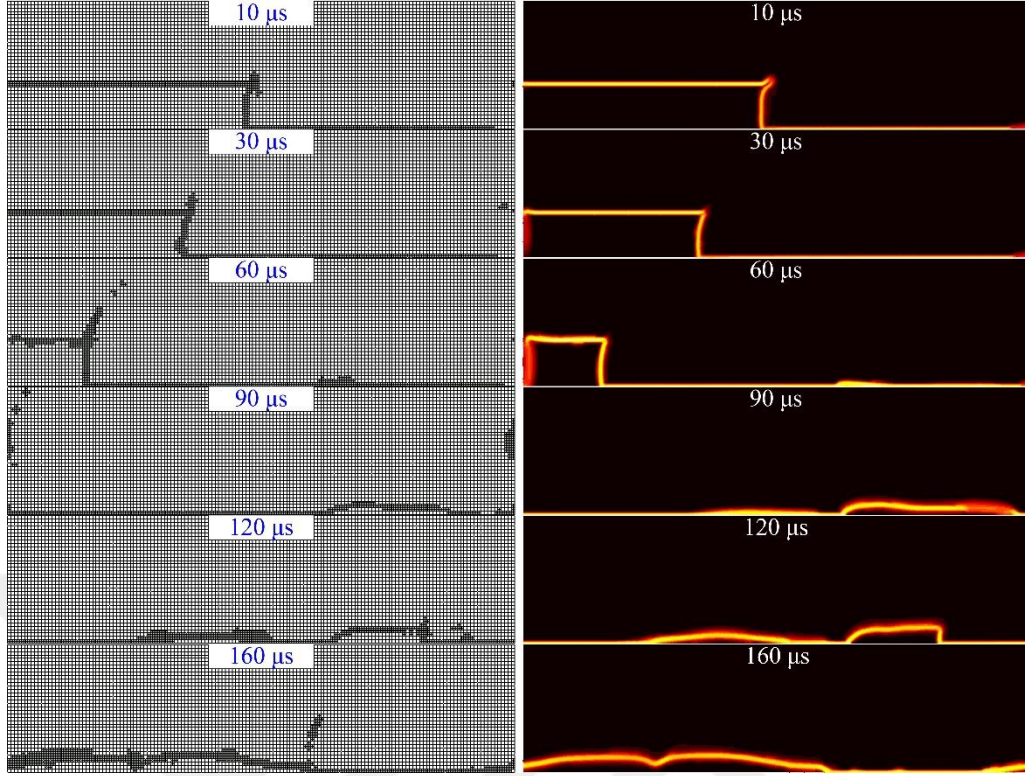
kullanıldığı çalışmalarda bu durumun tersi olarak artan en küçük hücre boyutu dalga hızında düşüşlere neden olduğunu göstermektedir.

4.4. Adaptif Çözüm Ağı Tekniği Kullanılabilirliğinin İncelenmesi

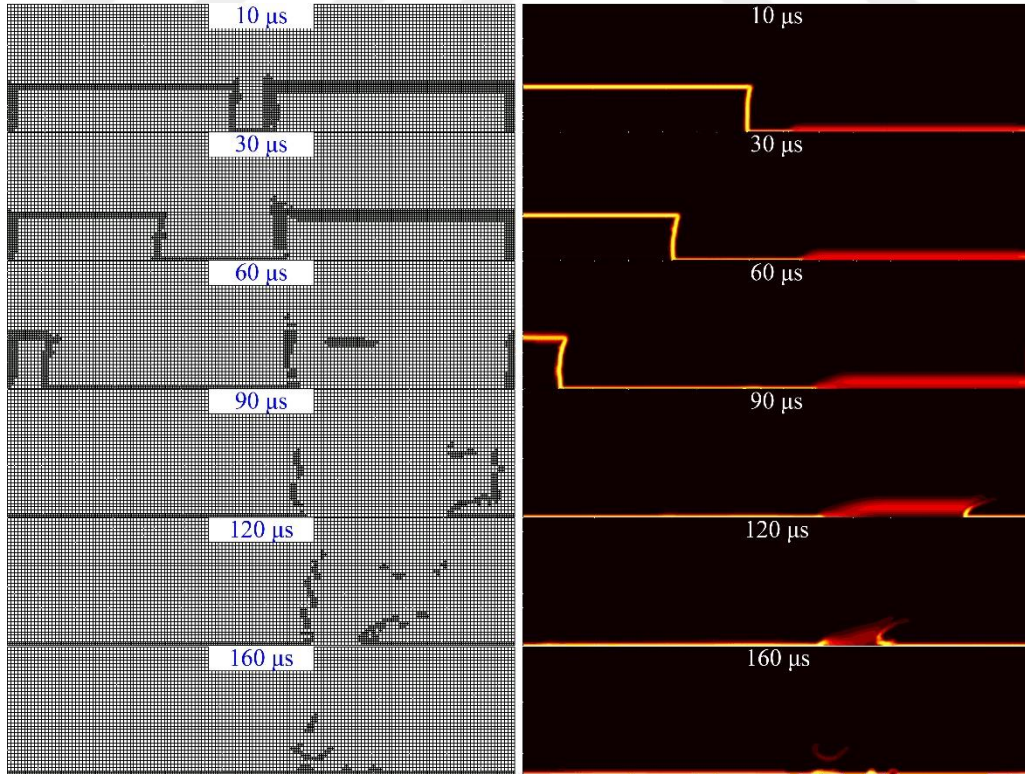
Adaptif çözüm ağı tekniğinin kazanımlarının belirlenmesinin öncesinde bu tekniğin hangi koşullarda kullanılabilirliğin sunulması oldukça önemlidir. Literatür taraması kapsamında elde edilen izlenimlerde dönen patlama motoru çalışmalarda dörtgen prizma ve en-boy oranı (ing. aspect ratio) oldukça düşük hücrelerin kullanıldığı belirlenmiştir. Adaptif çözüm ağı tekniğinin literatürde yer alan çalışmalarda kullanım azlığı bu yöntemin dezavantajlarının belirlenmesi ve bu duruma yönelik çözümlemelerin üretilmesini önemli kılmaktadır. Bu bölümde ideal enjeksiyon yönteminin kullanıldığı çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarında Adaptif çözüm ağı tekniğinin nasıl uygulandığı ve kullanılan sınır koşullarının gerekliliği sonuçlar ile irdelenmiştir.

Çözüm Ağı Tekniği için sınır koşulu olarak ilk çalışmalarda patlama dalgası cephesi ve eğik şok cephesinde hücre yoğunluğunun artırılabilmesi için basınç değişkeni tanımlanmıştır. Patlama dalgası ve eğik şok cephesinde hücre yoğunluğu sağlanırken, patlama kanalı girişinde kaba hücrelerin varlığı patlama kanalına yakıt-oksitleyici geçişini sınırlamıştır. Bu durum ideal enjeksiyon koşulu gereği enjeksiyon toplam basıncının patlama kanalı girişine en yakın hücreye ait basınç değeri mukayesesi ile ilgili olduğu anlaşılmıştır. Patlama kanalı girişinde hücre yoğunluğunun artışı bu bölgede basınç gradyanlarının değişimini de etkilemektedir. Bu nedenle Adaptif çözüm ağı tekniği çalışmalarda bileşik sınır koşulu uygulaması tanımlanmış ve sıcaklık gradyanlarının yanında patlama kanalı girişinde hücre yoğunluğunun artırılabilmesi için hidrojen kütle fraksiyon gradyanı kullanılmıştır.

Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı sayısal çalışmalarda hücre boyutlarına olan duyarlılığın tek basamaklı reaksiyonun kullanıldığı çalışmalara göre daha yüksek olduğu belirlenmişti. Şekil 4.10 ve 4.11’de farklı akış zamanlarında M10A01 ve M10A19 çalışmalarda oksijen kütle fraksiyon gradyan dağılımları sunulmuştur. Diğer çalışmalara benzer şekilde Adaptif çözüm ağı tekniği ile M10A19 çalışmasında çözüm ağı boyutları ve dizilimlerinin dinamik olarak değişimi başarı ile sağlanmıştır. Oksijen kütle fraksiyonu gradyanları dağılımı ile patlama dalgası cephesi ve yakıt-oksitleyici kütle fraksiyonlarının ani değiştiği cidalarda hücre yoğunlaştırma işleminin gerçekleştirilebildiği görülmektedir.



Şekil 4.10. M05A01 çalışması geçiş modunda çözüm ağı yapısı (sol sütun), patlama kanalına aktarılan temiz yakıt-oksitleyici katmanı (sağ sütun)



Şekil 4.11. M05A19 çalışması geçiş modunda çözüm ağı yapısı (sol sütun), patlama kanalına aktarılan temiz yakıt-oksitleyici katmanı (sağ sütun)

M10A19 çalışmasında patlama dalgasının ilk turu içerisinde Şekil 4.11’de görüldüğü üzere ($t = 160 \mu s$ anında) yakıt-oksitleyici karışımının patlama kanalına aktarılamadığı tespit edilmiştir. Bu durum patlama dalgasının sönümlenmesine ve patlama dalgasının ses altı yanmaya dönüşmesi ile sonuçlanmıştır. M10A01 çalışmasında ise $t = 160 \mu s$ anında patlama kanalına yakıt-oksitleyici karışımının aktarılabildiği ve patlama dalgasının yayılımı devamlılığının sağlanabildiği görülmektedir.

4.5 Çözüm Ağından Bağımsızlaştırma Çalışmalarına Yönelik Çıkarımlar

Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları için Adaptif çözüm ağı tekniği ile hücre boyutları ve dizilimleri düzenlenmiştir. Sayısal sonuçlara bağlı olarak elde edilen çıkarımlar maddeler halinde aşağıda belirtilmiştir.

- Literatür taraması kapsamında incelenen sayısal çalışma sonuçları hücre boyutlarındaki değişimin patlama dalgası özelliklerini etkilediğini işaret etmektedir.
- Sayısal çalışmalar için gereksinimlerin azaltılmasına yönelik uygun hücre boyutlarının bulunabilmesi için Adaptif çözüm ağı tekniği kullanılmıştır. Böylece patlama kanalı girişinde, patlama dalgası ve eğik şok cephelerinde hücre yoğunlaştırması sağlanmıştır.
- Adaptif çözüm ağı tekniği ile çözüm ağının dinamik olarak güncellenebilmesi için yalnızca patlama dalgası ve eğik şok cephesinde hücre yoğunlaştırma işleminin yeterli olmadığı tespit edilmiştir. Bu nedenle hücre yoğunlaştırma ve seyrekleştirme işlemi için gereken sınır şartlarında sıcaklık ve hidrojen kütle fraksiyon gradyan değişkenleri kullanılmıştır.
- Sayısal çalışmalar sonrasında hücre boyutlarına detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının tek basamaklı kimyasal reaksiyon mekanizmasına göre daha hassas olduğu belirlenmiştir. En küçük hücre boyutunun 1 mm olduğu detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmada patlama dalgasının sönümlendiği görülürken, tek basamaklı reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmada patlama dalgasının yayılımını sürdürdüğü gözlemlenmiştir.
- Dalga yayılımının sağlandığı çalışmalarda, kararlı patlama dalgası modu sonrası hücre sayısı oranının neredeyse sabit olduğu belirlenmiştir. Aynı zamanda en küçük hücre boyutunun 0.125 mm olduğu çalışmalarda, kararlı

patlama dalgası modu sonrası ortalama hücre sayısı oranının 0.091 olduğu tespit edilmiştir ve bu teknik ile sayısal çalışmalara yönelik gereksinimlerin oldukça düşük seviyelere indirgenebileceği anlaşılmıştır.



5. DOĞRULAMA ÇALIŞMALARI

Bu bölümde referans çalışma ile doğrulama çalışmalara yönelik sonuçlar irdelenmiştir. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları sonrasında doğrulama ve tam ölçekli çalışmalarda kullanılacak olan hücre boyutları belirlenmiştir. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarında uygun hücre boyutunun tespiti için patlama dalgası hızı, frekansı ve sayısı irdelenmiştir. Literatürde patlama dalgası hızının artan hücre boyutu ile artış gösterdiği görülmüş ve bu nedenle detaylı kimyasal reaksiyon çalışmalarındaki sonuçlar ile uygun hücre boyutu tespit edilmiştir. Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda C-J patlama dalgası özellikleri en yakın sonuçların en küçük hücre boyutunun 0.5 mm olan çalışma ile elde edilmiştir ve doğrulama çalışmalarında kullanılacak hücre boyutları için 0.5 mm tercihi yapılmıştır.

Doğrulama çalışmaları 0.5 mm hücre boyutları ile oluşturulan çözüm ağıları kullanılarak oluşturulmuştur. Sayısal çalışmalarda tek basamaklı ve detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmaları kullanılmıştır. Referans çalışmada verilen sayısal ve deneysel sonuçlar karşılaştırılarak kullanılan yöntem, sınır koşulları ve materyallerin doğruluğu ispatlanmıştır. Böylece tam ölçekli çalışmalarda tanımlanacak yöntem, sınır koşulları çözüm ağı bilgisi tespit edilmiştir.

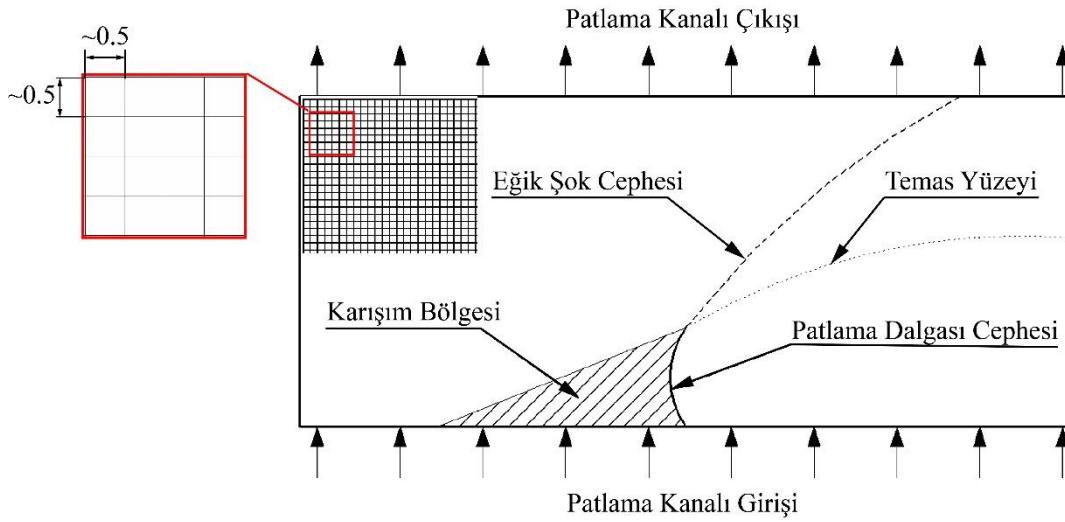
5.1. Doğrulama Çalışmalarında Kullanılan Çözüm Ağı Yapısı

Adaptif çözüm ağı tekniğinin ve detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda literatürde uygun olmak üzere artan hücre boyutları ile patlama dalgası cephesinde basınç ve sıcaklık değerlerinde düşüşler elde edilirken, patlama dalgası hızının ve frekansında artışlar elde edilmiştir. M0125A19, M025A19 ve M05A19 çalışmalarında patlama dalgası hızlarının sırası ile 1888 m/s, 1949 m/s ve 1963 m/s olduğu belirlenmiştir. Bu değerlerin C-J dalga hızı ile oranlarının sırası ile 0.959, 0.99 ve 0.997 olduğu hesaplanmıştır. Bu nedenle doğrulama çalışmalarında kullanılacak çözüm ağı hücre boyutu için 0.5 mm tercihi yapılmıştır.

Referans sayısal çalışma, üç boyutlu olarak modellenen patlama kanalında ideal enjeksiyon koşulları kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Doğrulama çalışmaları için referans çalışmada sunulan patlama kanalı iki boyutlu ve üç boyutlu olarak modellenmiştir. Şekil 5.1’de sunulan sınır şartları kullanılarak doğrulama çalışmaları tamamlanmıştır.

Literatürde yer alan çalışmalarda patlama kanalı için en-boy oranı oldukça düşük seviyelerde olan hücre dizimlerine sahip çözüm ağı yapısı kullanılmaktadır. Bu nedenle

Şekil 5.1’de sunulduğu üzere patlama kanalında yaklaşık 0.5 mm uzunluğuna sahip hücreler ile çözüm ağı oluşturulmuştur. Adaptif çözüm ağı tekniğinin referans çalışma ile karşılaştırılabilmesi için, doğrulama çalışmalarında kullanılan çözüm ağında sabit hücre boyutları tercih edilmiştir. Detaylı ve tek basamaklı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı, en küçük hücre boyutunun 0.5 mm olduğu çözüm ağı ile gerçekleştirilen çalışmalarda patlama dalgasının yayılım devamlılığı sağlanması nedeniyle her iki kimyasal reaksiyon mekanizması için de doğrulama çalışmaları kapsamında aynı çözüm ağı kullanılmıştır. Doğrulama çalışmalarında kullanılan çözüm ağı Şekil 5.1’de görüldüğü üzere dörtgensel 89550 hücre içermektedir.



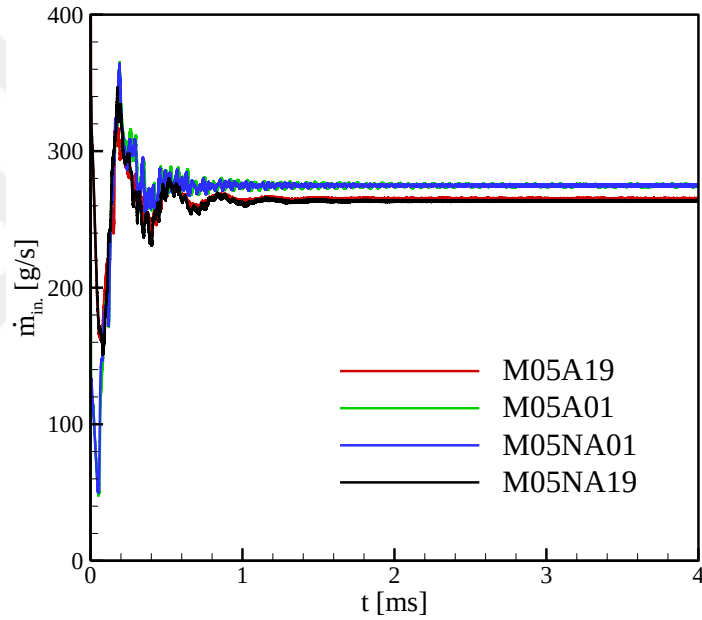
Şekil 5.1. Doğrulama çalışmalarında tanımlanan sınır şartları ve oluşturulan çözüm ağı yapısı

5.2. Adaptif Çözüm Ağı Tekniği ve Doğrulama Çalışmalarının Karşılaştırılması

Dönen patlama motoru sayısal analizlerinin yürütülebilmesi için gereksinimlerin ve gereken sürenin yüksek oluşu Adaptif çözüm ağı tekniğinin kullanımını önemli kılmaktadır. Şekil 4.9’da verildiği üzere Adaptif çözüm ağı tekniği ile M05A01 çalışmasında hücre sayısı 4.14 kat azaltılabilmektedir. Bu bölümde doğrulama ve referans sayısal çalışmaları mukayesesi öncesinde Adaptif çözüm ağı tekniği ile doğrulama çalışmaları sonuçları irdelenmiştir.

Reaksiyon hızlarının hücre boyutları ve dizimlerine olan duyarlılığı nedeniyle Adaptif çözüm ağı tekniğinin performansı tek basamaklı ve detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmalarının tanımlandığı çalışmalar ile belirlenmiştir. Şekil 5.2’de patlama kanalı girişinde yakıt-oksitleyici karışımının zamanla gelişimi sunulmuştur. Adaptif çözüm ağı

tekniki (M05A01, M05A19) ve sabit hücre yapılarının (M05NA01, M05NA19) kullanıldığı çalışmalarda $t = 1.1$ ms sonrasında patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debinin neredeyse sabit değere ulaştığı görülmektedir. Kararlı patlama dalgası durumunda detaylı ve tek basamaklı reaksiyon mekanizmalarının kullanıldığı çalışmalarda patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerinin zamanla gelişim profillerinde benzer eğilimlerin meydana geldiği saptanmıştır. Geçiş modu sonrası M05A01 ve M05NA01 çalışmalarında patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerleri sırası ile 274.80 ± 0.61 g/s ve 274.82 ± 0.32 g/s'dir. M05A19 ve M05NA19 çalışmalarında ise bu değişkenin değerleri sırası ile 264.97 ± 0.29 g/s ve 263.43 ± 0.26 g/s'dir.

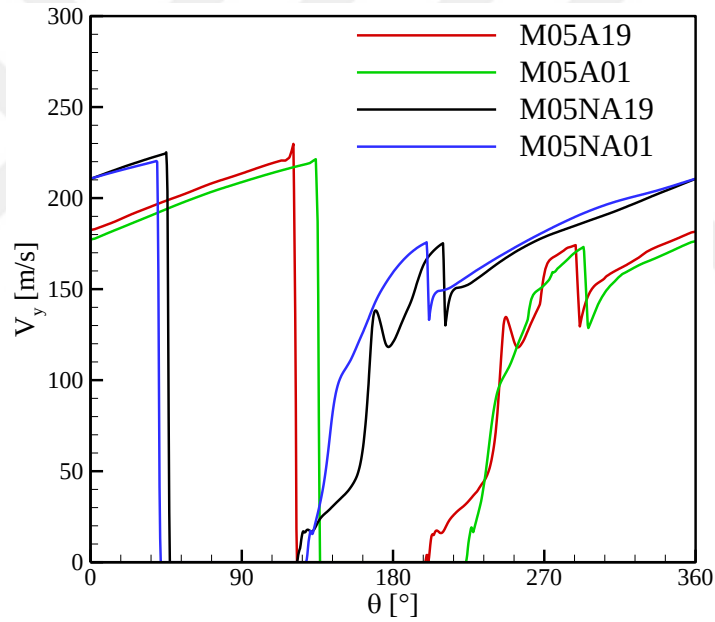


Şekil 5.2. Patlama kanalı girişinde toplam kütleli debi dağılımı

Patlama kanalına aktarılan yakıt-oksidleyici karışımı toplam kütleli debi dağılımları incelendiğinde detaylı kimyasal reaksiyonun kullanıldığı çalışmalarda daha düşük değerler elde edildiği görülmektedir. Bu durum çözüm açısından ayırıştırma çalışmalarına uyumlu bir sonuç olup, Adaptif çözüm ağı tekniğinin kazanımlarına yönelik ikinci değişken olarak patlama kanalı girişindeki blokaj oranı incelenmiştir. İdeal enjeksiyon koşullarında blokajın gözlemlenebilmesi için enjeksiyon toplam basıncının enjeksiyon duvarına (patlama kanalı girişine) en yakın hücrelerdeki basınç değerinden küçük olması gerekmektedir. Patlama dalgası geçişi süresince, patlama dalgası cephesi ve ardında enjeksiyon toplam basıncından daha yüksek basınç değerlerine sahip

bölgelerde lokal blokaj meydana gelmektedir. Blokaj oranının incelenebilmesi için patlama kanalı girişindeki $t = 2$ ms anında eksenel hız dağılımları incelenmiştir.

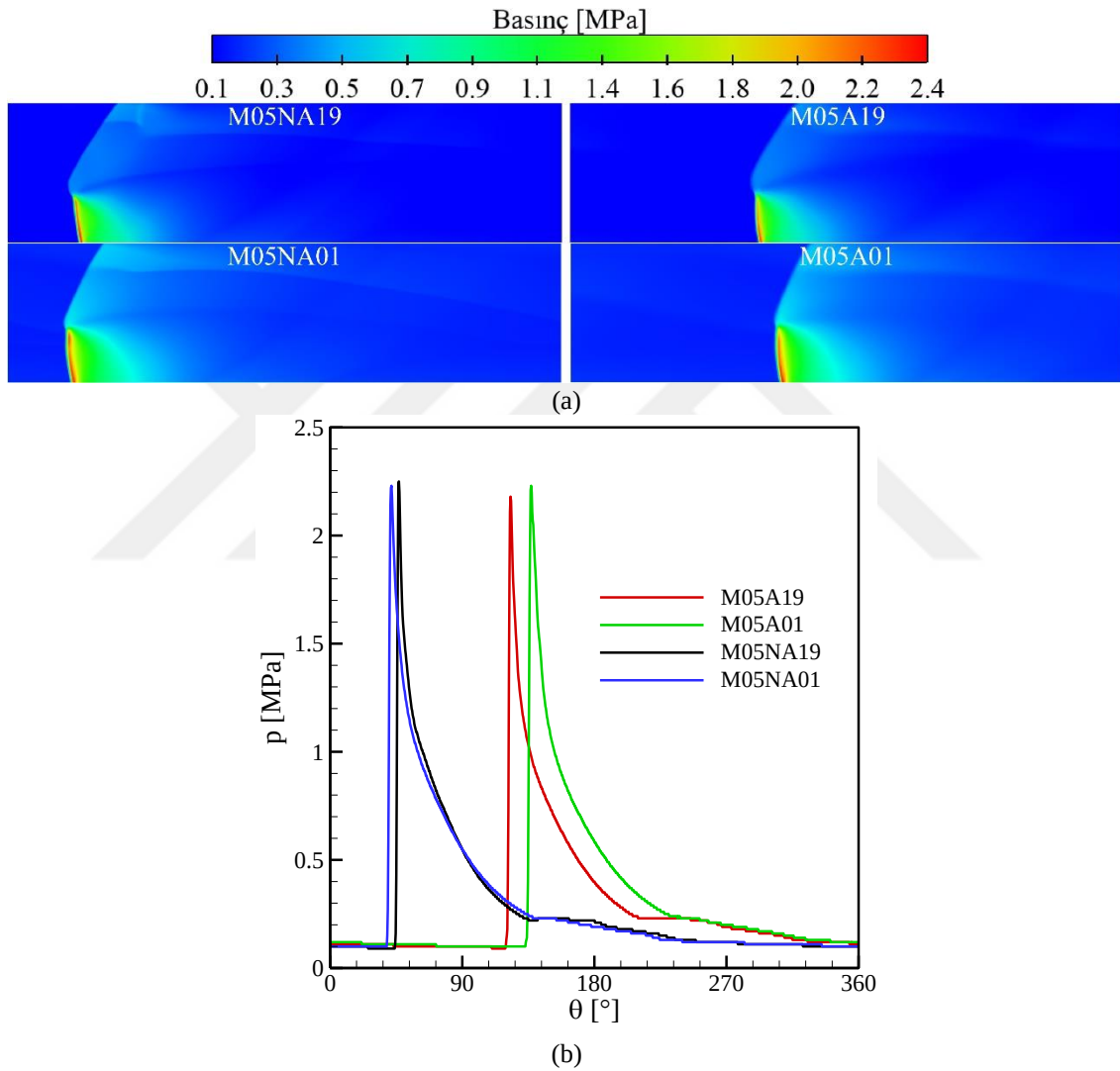
Patlama kanalı girişindeki eksenel hız dağılımları incelendiğinde patlama dalgasının geçişi ile ters akışın meydana gelmiştir ve patlama kanalına aktarılan yakıt-oksitleyicinin kütle akısı değeri 0 g/s.m^2 'dir. Bu bölgelerde lokal blokajın meydana geldiği tespit edilmiştir. Çevresel doğrultuda blokaj sonrası eksenel hızın yeniden artış gösterdiği belirlenmiştir. Adaptif çözüm ağı tekniği ve sabit hücre ile gerçekleştirilen sayısal analizlerde eksenel hız eğilimlerinin benzer olduğu görülmektedir. Blokaj oranları incelendiğinde M05A19 ve M05NA19 çalışmalarında sırası ile 0.256 ve 0.209'dur. M05A01 ve M05NA01 çalışmalarında ise bu değişkenin sırası ile 0.241 ve 0.24 olduğu tespit edilmiştir.



Şekil 5.3. Patlama kanalı girişinde eksenel hız dağılımları

Çözüm ağı dizilimi ve boyutlarının patlama dalgası cephesi üzerine etkilerinin incelenebilmesi için patlama kanalındaki basınç dağılımları irdelenmiştir. Şekil 5.4'te verilen patlama kanalındaki basınç dağılımları incelendiğinde patlama dalgası cephesinde Adaptif çözüm ağı tekniği ve sabit hücre boyutunun kullanıldığı çalışmalarda benzer akış yapıları elde edilebilmiştir. Çevresel doğrultu boyunca basınç dağılımı incelendiğinde basınç dağılım profillerinin oldukça uyumlu olduğu da görülmektedir. Detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının hücre boyutları ve dizilimlerine karşın daha duyarlı olması

nedeniyle M05NA19 çalışmasında patlama dalgası cephesinde daha yüksek basınç değerlerine ulaşılmıştır. Yalnız bu farkın M05NA19 çalışmasında patlama dalgası cephesindeki basınca göre 0.07 MPa ve %3.11 oranında değişime eşit olduğu belirlenmiştir. Tek basamaklı reaksiyonun kullanıldığı çalışmalarda ise patlama dalgası cephesindeki basınç değerinin neredeyse eşit olup, oldukça başarılı sonuçlar elde edilmiştir.



Şekil 5.4. a) Patlama kanalında ve b) patlama kanalı çevresel eksenini boyunca basınç dağılımları

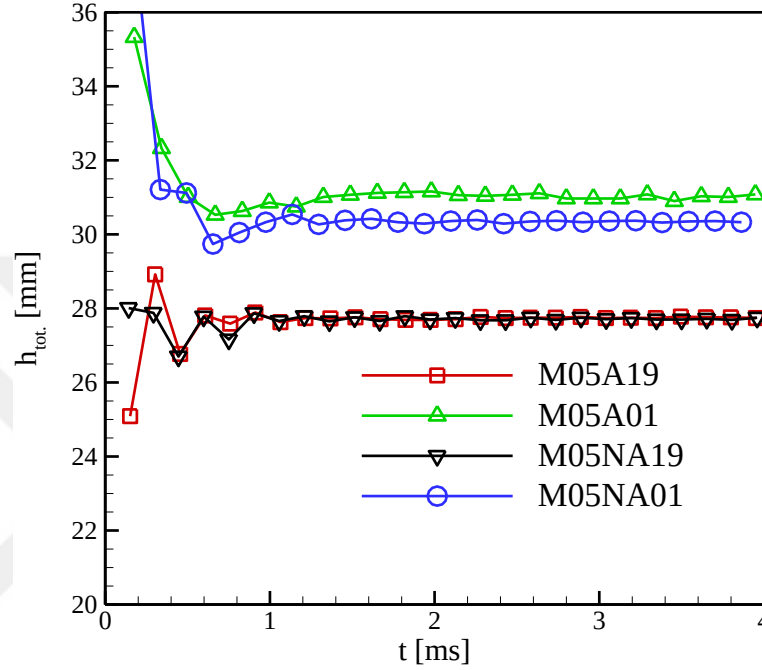
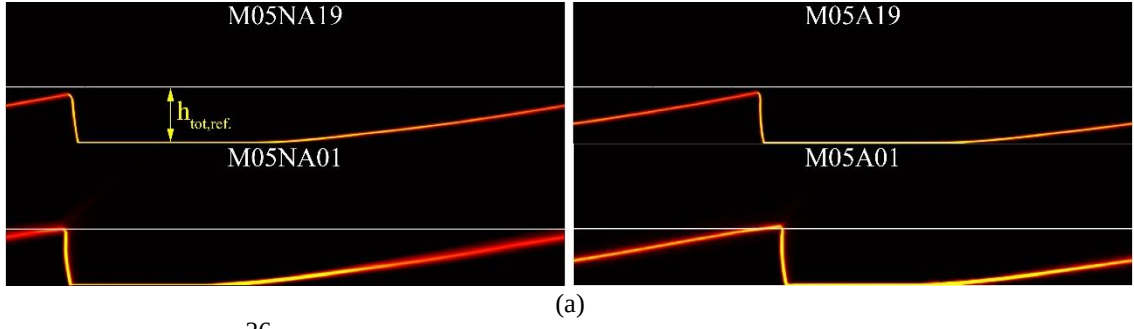
Eğik şok cephesi ve formu dönen patlama motoru performansını doğrudan etkilemektedir. Hücre dizilimlerinin ve yoğunluğunun eğik şok ve şok cephelerine etkilerinin belirlenebilmesi için Şekil 5.5'te patlama kanalındaki basınç gradyanı dağılımları sunulmuştur. Bilindiği üzere eğik şok ve şok cephelerinde basınç değerlerinde ani değişimler meydana gelmektedir ve bu bölgelerde basınç gradyanlarda büyük artışlar

gözlemlenmektedir. Basınç gradyan dağılımları incelendiğinde eğik şok cephesi ardında şok cephelerinin meydana geldiği görülmektedir. Bu cephelerin sabit hücre boyutlarının kullanıldığı M05NA19 ve M05NA01 çalışmalarında daha belirgin olduğu gözlemlenmiştir. Ayrıca M05NA19 ve M05A19 çalışmalarında eğik şok açıları sırası ile 57.1° ve 57.5° 'dir. M05NA01 ve M05A01 çalışmalarında ise eğik şok açılarının sırası ile 62.5° ve 63.7° olduğu belirlenmiştir.



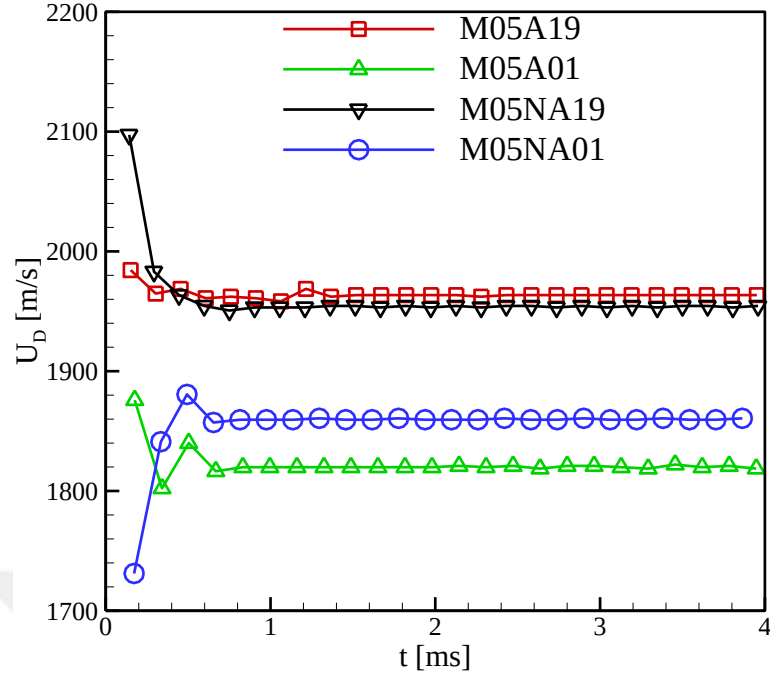
Şekil 5.5. Patlama kanalında patlama dalgası, eğik şok ve şok cepheleri

Patlama dalgası şiddeti, patlama dalgası yüksekliği değişimi ile doğrudan etkilenmektedir. Patlama dalgası yüksekliğindeki artış patlama dalgası şiddetini azaltırken, dalga yüksekliğindeki azalış patlama dalgası şiddetini artırmaktadır. Geçiş modunda patlama kanalı girişi toplam kütleli debi değerindeki değişimler patlama dalgası şiddetinin değişiminin bir sonucudur. Çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmalarında geçiş modu süresince patlama kanalı girişi toplam kütleli debi değerinde ani değişimlerin meydana geldiği tespit edilmişti. Şekil 5.6'da $t = 2$ ms anında patlama dalgası yükseklikleri ve patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişimi sunulmuştur. Patlama dalgasının yüksekliğinin dağılımları için hidrojen kütle fraksiyon gradyanı değişkeni kullanılmıştır. Patlama dalgası yüksekliğinin belirlenebilmesi için Denklem 4.1'de verilen bağıntı kullanılmıştır. Patlama dalgası yüksekliği değişkenliği incelendiğinde Adaptif çözüm ağı tekniğinin detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda daha başarılı olduğu görülmektedir. Geçiş modu sonrası M05NA19 ve M05A19 çalışmalarında dalga yüksekliği değerinin 27.73 ± 0.03 ve 27.72 ± 0.04 mm'dir. M05NA01 ve M05A01 çalışmasında ise bu değerin 30.36 ± 0.0 ve 31.03 ± 0.07 mm'dir.



Şekil 5.6. a) $t=2$ ms anında patlama kanalında temiz yakıt-oksitleyici katmanı b) patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişimi

Adaptif çözüm ağı tekniğinin performansına yönelik son olarak patlama dalgası hızı dağılımı incelenmiştir. Şekil 5.7’de verilen patlama dalgası hızı dağılımı incelendiğinde patlama dalgası yüksekliğine benzer bir sonuç ile karşılaşılmıştır. Patlama dalgası hız eğilimleri incelendiğinde Adaptif çözüm ağı tekniğinin detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda daha başarılı olduğu görülmektedir. Patlama dalgası yüksekliğinin tek basamaklı reaksiyon mekanizmasında daha yüksek çıkması, detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasına göre daha düşük patlama dalgası hızlarının elde edilmesi ile ilgili olduğu belirlenmiştir. Geçiş modu sonrası M05NA19, M05A19, M05NA01 ve M05NA01 çalışmalarında patlama dalgası hızlarının sırası ile 1953.91 ± 0.63 m/s, 1963.36 ± 0.80 m/s, 1859.89 ± 0.52 m/s ve 1820.06 ± 0.7 m/s’dir.



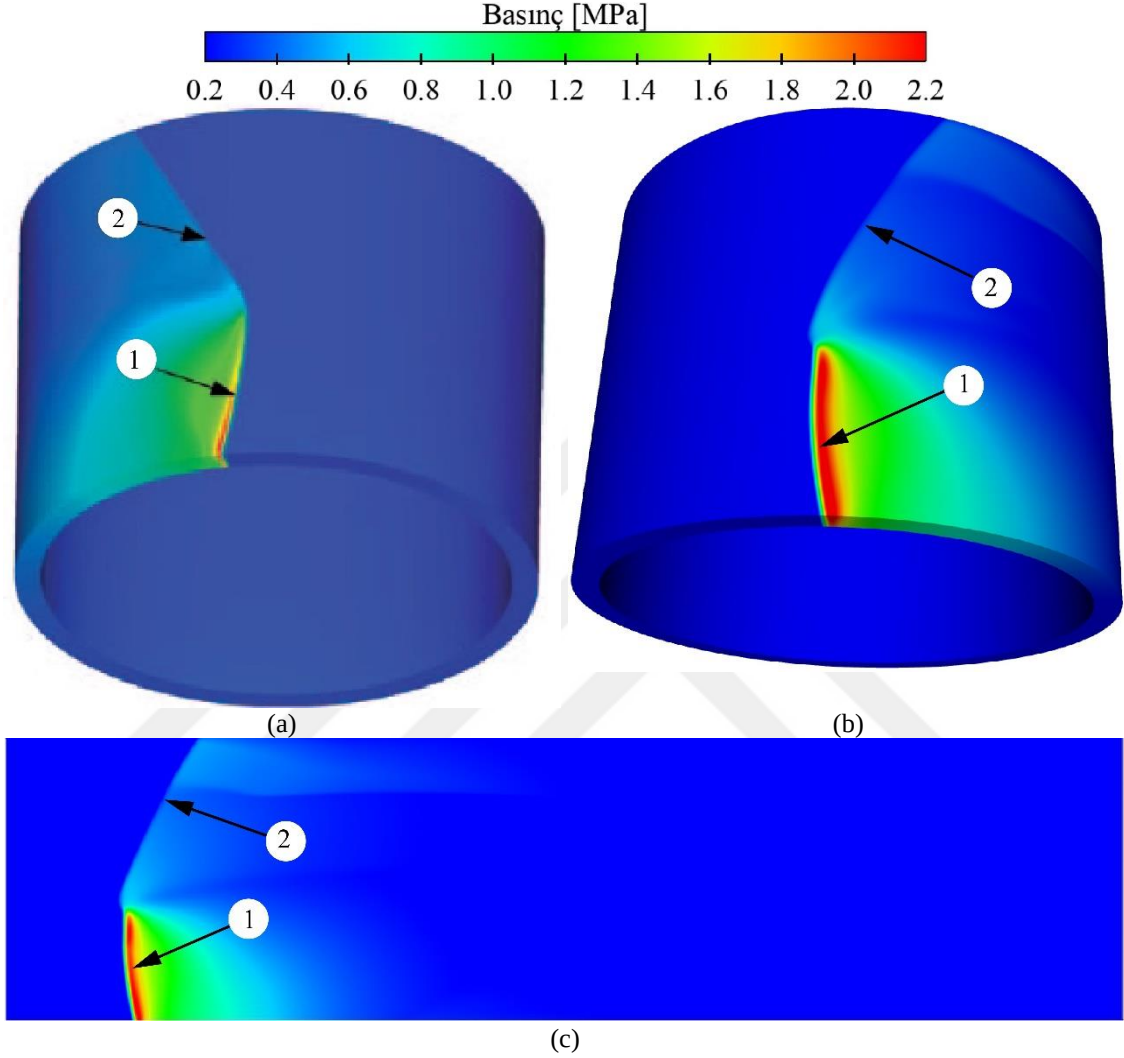
Şekil 5.7. Patlama dalgası hızı dağılımı

5.3. Referans Sayısal Çalışma ve Doğrulama Çalışmalarının Karşılaştırılması

Referans sayısal çalışmalar üç boyutlu olarak modellenmiş patlama kanalında gerçekleştirilmiştir. Patlama kanalı girişinde ideal enjeksiyon koşulları tanımlanarak, yakıt-oksitleyici karışımının patlama kanalına lokal enjeksiyon modu (ses altı, sonik ve ses üstü koşullar) belirlenmiştir. Sayısal çalışmada reaksiyon hızının belirlenmesi için tek basamaklı tersinmez kimyasal reaksiyon mekanizması kullanılmıştır.

Doğrulama çalışmalarında patlama kanalı iki boyutlu ve üç boyutlu olarak modellenmiştir. İki boyutlu ve üç boyutlu modellerde aynı hücre boyutları kullanılmıştır. Doğrulama çalışmalarına yönelik iki boyutlu modelde tek basamaklı ve detaylı kimyasal reaksiyon mekanizması ile çözümler gerçekleştirilirken, üç boyutlu sayısal çalışmaya yalnızca tek basamaklı reaksiyon mekanizması tanımlanmıştır. Bu bölümde referans çalışma ile sonuçların karşılaştırılabilmesi için tek basamaklı reaksiyon mekanizmasının kullandığı çalışma sonuçları irdelenmiştir. Şekil 5.8’de patlama kanalında basınç dağılımları verilmiştir. Doğrulama çalışmalarında kapsamında yürütülen iki boyutlu (M05NA01) ve üç boyutlu (3D-M05NA01) çalışmalarda patlama dalgası (1. Bölge) ve eğik şok cephesi (2. Bölge) başarılı bir şekilde elde edilmiş ve patlama dalgasının yayılımı sağlanabilmiştir. Patlama dalgası cephesinde ani basınç artışı ve ardında ise ani basınç düşüşü meydana geldiği görülmektedir. Benzer şekilde akış doğrultusu ve patlama

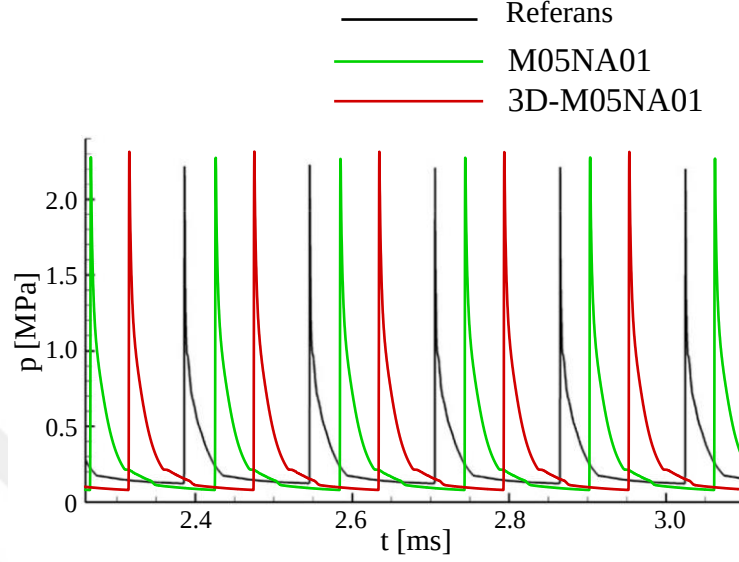
dalgası üst bölgesinde meydana gelen eğik şok cephesinde de ani basınç artışı görülmüştür.



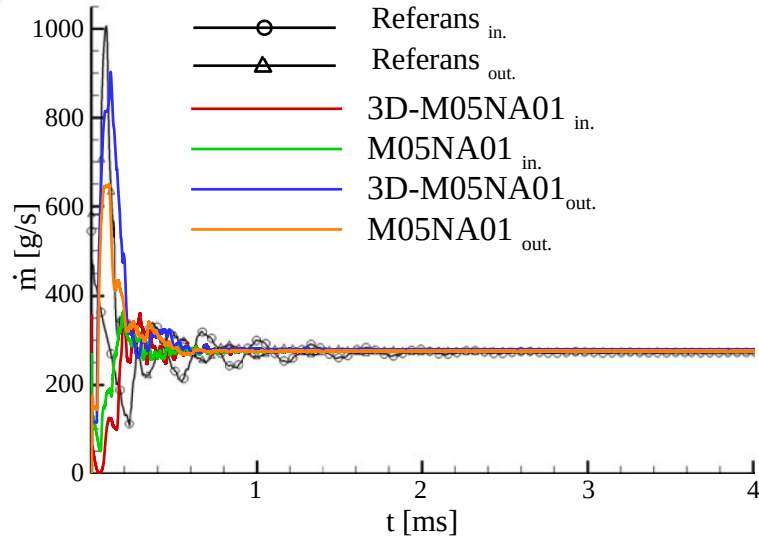
Şekil 5.8. a) Referans, b) 3D-M05NA01 ve c) M05NA01 sayısal çalışma patlama kanalında basınç dağılımı [32]

Patlama dalgasının geçiş modu sonrası yayılım kararlılığı ile patlama dalgası cephesinde eş basınç değişim profilleri elde edilmektedir. Şekil 5.9’da patlama kanalında basıncın zamanla gelişim eğilimleri sunulmuştur. Referans çalışmada, patlama dalgasının kararlı modunda basınç profilleri oluşturulmuştur ve eğilimlerin neredeyse eş olduğu da görülmektedir. Üç boyutlu (3D-M05NA01) ve iki boyutlu (M05NA01) doğrulama çalışmalarında da benzer dağılımlar elde edilmiştir. Patlama dalgası cephesi ve ardındaki basınç dağılım eğilimlerinin referans çalışma ile oldukça uyumlu olduğu görülmektedir. Patlama dalgası cephesindeki basıncın geçiş modu sonrası 3D-M05NA01 ve M05NA01

çalışmalarında sırası ile 2.31 ± 0.0025 MPa ve 2.28 ± 0.002 olduğu belirlenmiştir. Referans çalışmada ise bu değerin yaklaşık 2.22 MPa olduğu tespit edilmiştir [32].



Şekil 5.9. Patlama kanalında basıncın zamanla gelişimi [32]

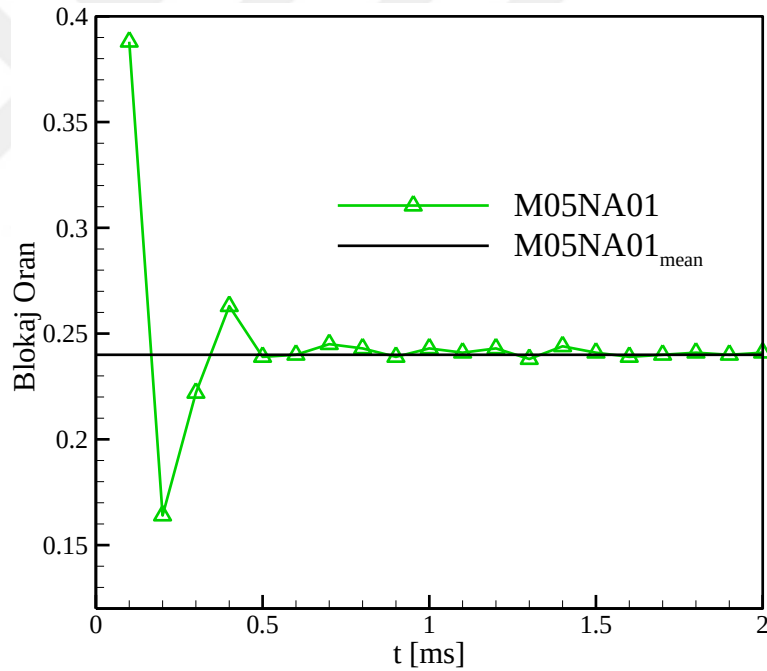


Şekil 5.10. Patlama kanalı giriş ve çıkış yüzeylerinde toplam kütleli debi dağılımları [32]

Doğrulama çalışmaları ile referans çalışmanın karşılaştırılmasına yönelik ikinci değişken olarak, patlama kanalı aktarılan yakıt-oksitleyici karışımı toplam kütleli debi değerleri incelenmiştir. Çözüm ağından ayrıklaştırma çalışmalarında geçiş modu sonrası toplam kütleli debi değerinin zamanla gelişim eğilimindeki salınımların asgari düzeye indiği ve literatürde yer alan çalışmalarında bu durumu destekler nitelikte sonuçları ortaya

koyduğu belirlenmişti. Şekil 5.10’da referans sayısal çalışmada patlama kanalı girişi ve çıkışı yüzeyindeki toplam kütleli debinin zamanla gelişim eğilimlerine yer verilmiştir.

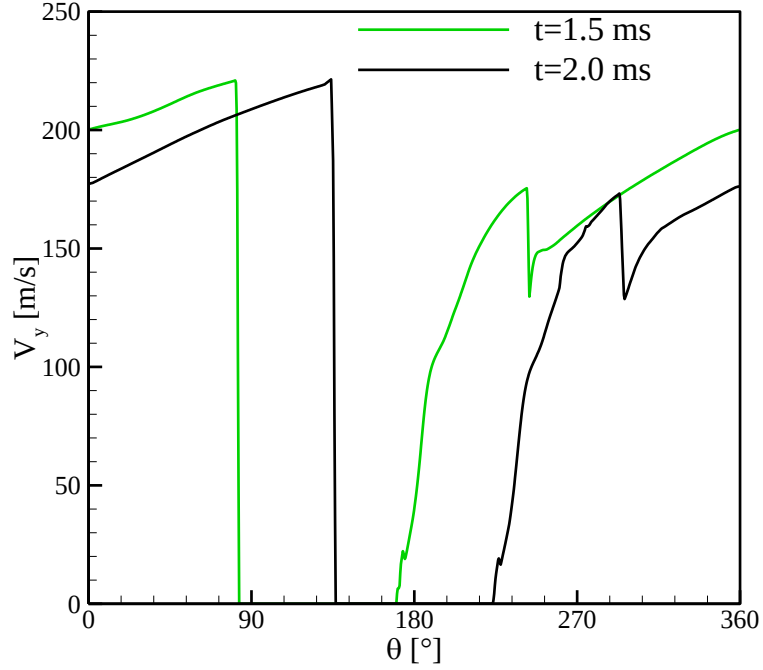
Şekil 5.10’da verilen toplam kütleli debi dağılımları incelendiğinde geçiş modu sonrası patlama kanalı girişi ve çıkışında sabit değerlere ulaşıldığı görülmektedir. Toplam kütleli debi profillerinin zamanla gelişim eğilimlerinde referans sayısal çalışmaya göre uyumlu sonuçlar elde edilmiştir. Patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerinin geçiş modundaki kararsızlığı, patlama dalgası cephesi ve ardında basınç değerlerindeki değişimler ile alakalıdır. Şekil 5.9’da verilen periyodik ve eş basınç profilleri patlama kanalı girişindeki blokaj oranını da neredeyse sabit kılmaktadır. Geçiş modu sonrası belirlenen patlama kanalı girişi ortalama kütleli debi değerleri referans, M05NA01 ve 3D-M05NA01 sayısal çalışmalarında sırası ile 273 g/s, 274.80 ± 0.62 g/s ve 274.89 ± 0.33 g/s’dir.



Şekil 5.11. Patlama kanalı girişinde blokaj oranı dağılımı

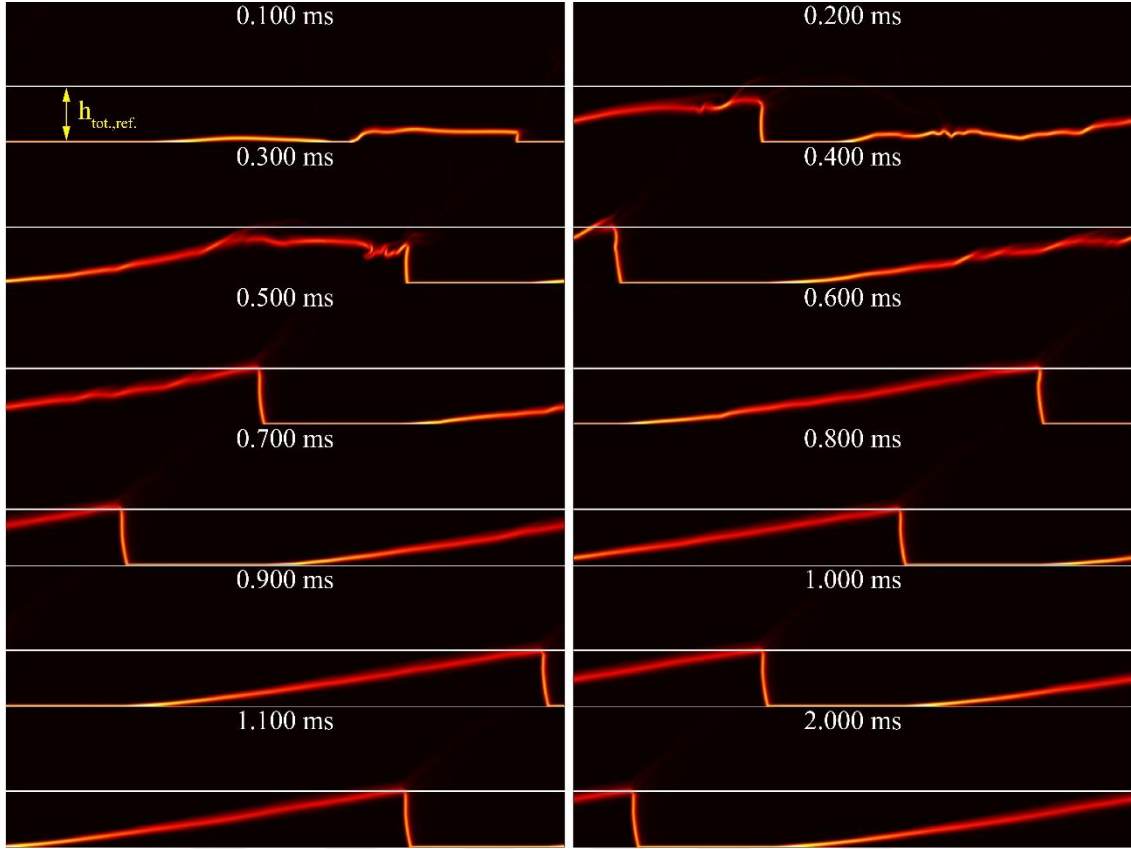
Patlama dalgası cephesi ve ardındaki basınç dağılımının kararsızlığı beraberinde patlama kanalı girişindeki blokaj oranı ve kütle akısı dağılımını etkilemektedir. Patlama kanalı girişinde blokajın meydana geldiği bölgelerde ters akışların varlığı söz konusudur. Patlama kanalı girişinde eksenel hız dağılımları incelenerek hesaplanan blokaj oranı dağılımı Şekil 5.11’de sunulmuştur. Şekil 5.10’da geçiş modundaki kütleli debi

değerinin ani düşüş ve tekrar yükselme eğiliminin gerçekleştiği $t = 0.1 \sim 0.4$ ms aralığında blokaj oranlarında da büyük değişimlerin meydana geldiği görülmektedir. Geçiş modu sonrasında Şekil 5.12’de verildiği üzere benzer eksenel hız dağılımlarının elde edilmesi blokaj oranını neredeyse sabit bir değere ulaşmasını kanıtlar niteliktedir.

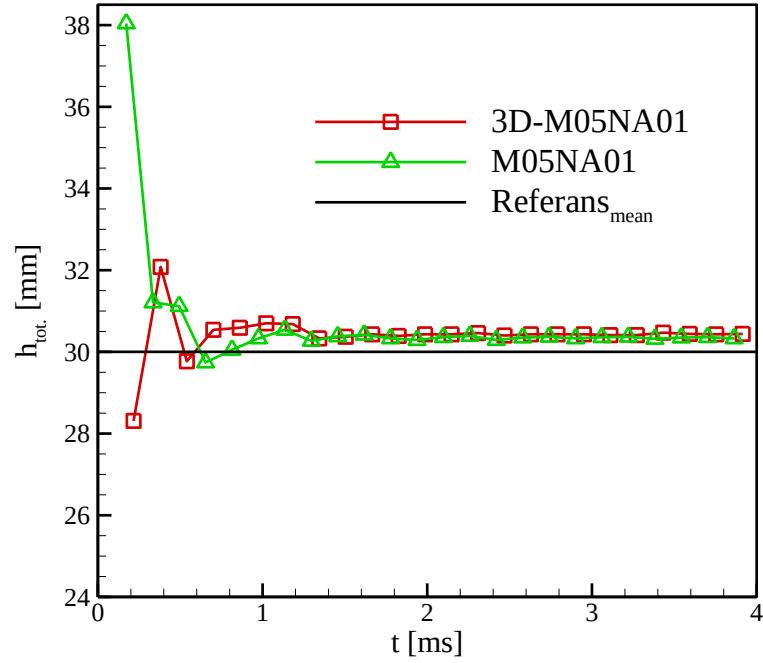


Şekil 5.12. M05NA01 çalışması patlama kanalı girişinde $t = 1.5$ ms ve $t = 2$ ms anlarında eksenel hız dağılımı

Geçiş modu boyunca patlama dalgası şiddetinin değerlendirilebilmesi için patlama dalgası yüksekliğindeki değişimlerin incelenmesi önemlidir. Patlama dalgası yüksekliğindeki artış ve azalışlar, patlama dalgası özelliklerini de etkilemektedir. Şekil 5.13’te geçiş modu süresince M05NA01 çalışmasında patlama dalgası yüksekliği dağılımı sunulmuştur. Referans çalışmada kararlı modda patlama dalgası yüksekliğinin ($h_{tot,ref.}$) yaklaşık 30 mm olduğu belirtilmiştir [32]. Patlama dalgası yüksekliğindeki değişim, Şekil 5.11’de verilen blokaj oranı dağılımına neden olmuştur. Blokaj oranının $t=0.1$ ms anındaki yüksek oranı Şekil 5.14’te verilen patlama dalgası yüksekliğinde azami azalışla bağlantılıdır. Öyle ki patlama dalgası yüksekliğindeki düşüş beraberinde patlama dalgası cephesi ve ardında basınç artışlarına neden olmuştur. Bu durum lokal blokaj oranını artırmıştır. Patlama dalgası yüksekliğinin yeniden artış göstermesi ile blokaj oranı değişimindeki salınımlar asgari düzeye indirgenmiştir.

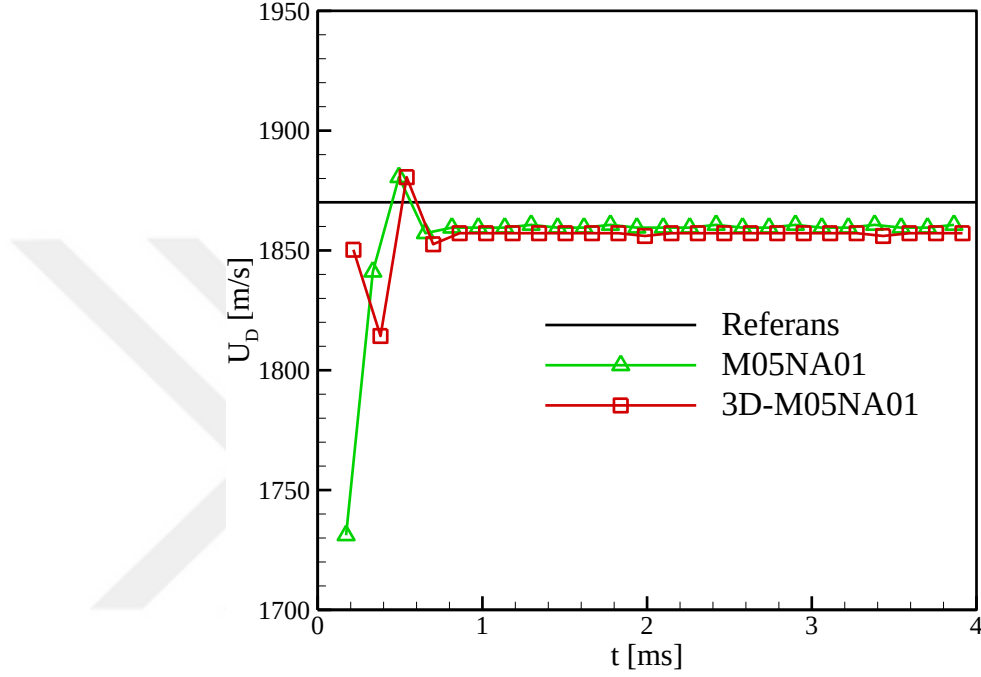


Şekil 5.13. M05NA01 çalışmasında temiz yakıt-oksiteleyici katmanı zamanla gelişimi



Şekil 5.14. Patlama dalgası yüksekliği dağılımı [32]

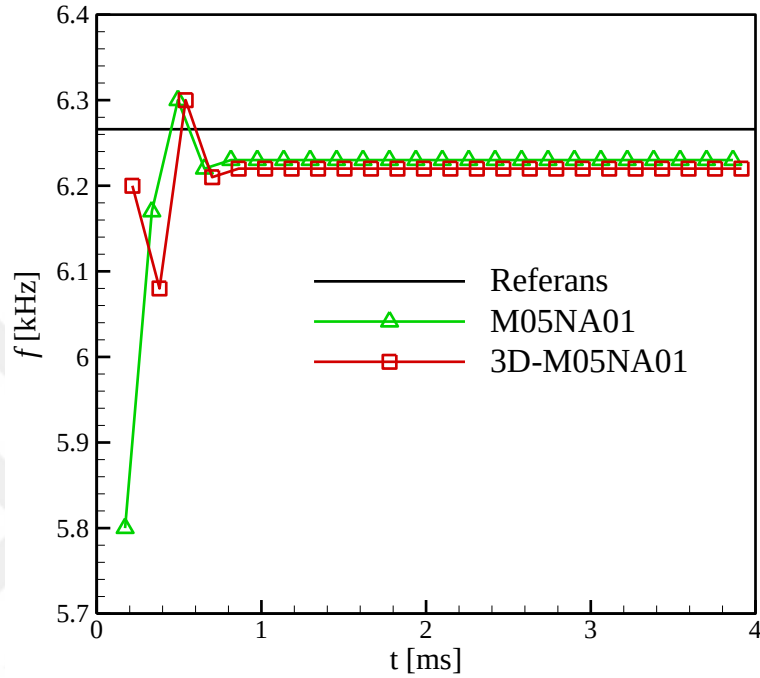
Denklem 4.1’de verilen bağıntı kullanılarak elde edilen patlama dalgası yüksekliği değerlerinin Şekil 5.14’de görüldüğü üzere M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmalarında neredeyse eşit olduğu görülmektedir. Zamanla gelişim eğimlerinin de benzer olduğu M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmalarında geçiş modu sonrası ortalama patlama dalgası yükseklikleri sırası ile 30.36 ± 0.04 mm ve 30.43 ± 0.04 mm’dir.



Şekil 5.15. Patlama dalgası hızı dağılımı [32]

Doğrulama çalışmalarının referans sayısal çalışma ile karşılaştırılmasına yönelik incelenen son değişken dalga hızı ve frekansıdır. Dalga hızının elde edilebilmesi için Denklem 4.2’de verilen bağıntı kullanılmıştır. M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmalarında dalga hız ve frekansının karşılaştırılabilmesi için patlama kanalı orta düzlemindeki sonuçlar referans alınmıştır. Şekil 5.15 ve 5.16’da patlama dalgası hızı ve frekansı dağılımları sunulmuştur. Referans sayısal çalışmada kararlı patlama dalgası hızının orta düzlemde 1870.1 m/s olduğu belirtilmiştir [32]. Doğrulama çalışmalarında geçiş modu sonrası patlama dalga hızlarının benzer eğilimler sergilediği görülmektedir. Geçiş modu sonrası patlama dalgası hızlarının M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmalarında sırası ile 1859.89 ± 0.52 m/s ve 1857.06 ± 0.23 m/s’dir. Tek dalga modunu devamlılığı nedeniyle Şekil 5.15’te sunulan patlama dalgası frekans eğilimlerinin, patlama dalgası hızı gelişim eğilimine oldukça benzer olduğu görülmektedir. Referans

sayısal çalışma kararlı dalga modunda ortalama patlama dalgası frekans değerinin 6.266 kHz olduğu belirtilmiştir. M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmaları kararlı dalga modunda ortalama patlama dalgası frekans değerlerinin sırası ile 6.23 kHz ve 6.22 kHz'dir.



Şekil 5.16. Patlama dalgası frekans dağılımı [32]

Tablo 5.1. Referans, M05NA01 ve 3D-M05NA01 sayısal sonuçlarının karşılaştırılması [32]

Değişken	Referans sayısal çalışma	M05NA01	3D-M05NA01	C-J Değerleri
p [MPa]	2.22	2.28	2.31	-
f [kHz]	6.266	6.23	6.22	6.59
U_D [m/s]	1870.1	1859	1857	1968.1
h_{tot} [mm]	30	30.36	30.43	28.47
$\dot{m}_{in}$ [g/s]	273	274.80	274.89	-

Doğrulama çalışmaları ve referans sayısal çalışma sonuçlarının genel değerlendirmesi Tablo 5.1'de sunulmuştur. Tablo 5.1'deki sonuçlar irdelendiğinde doğrulama çalışmaları ile referans sayısal çalışmasına göre oldukça uyumlu sonuçlar elde edilmiştir. Kararlı modda patlama cephesindeki basınç değerleri incelendiğinde referans sayısal çalışmaya göre M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmalarında sırası ile %2.63 ve %4.05'lik farkın olduğu belirlenmiştir. Referans sayısal çalışma, M05NA01 ve 3D-

M05NA01 çalışmalarında patlama dalgası frekansı değerinin C-J değerine göre oranları sırası ile 0.950, 0.945 ve 0.943'tür. Deneysel çalışmada belirlenen yakıt-oksitleyici karışımı toplam kütleli debi değerine göre referans, M05NA01 ve 3D-M05NA01 sayısal çalışmalarında patlama kanalı girişinde tespit edilen ortalama toplam kütleli debi değeri ile deneysel çalışmada kullanılan yakıt-oksitleyici toplam kütleli debi farkının sırası ile 0.8 g/s, 2.1 g/s ve 2.19 g/s olduğu belirlenmiştir. Patlama dalgası yüksekliğinde ise referans sayısal çalışmaya göre oldukça yakın sonuçlar elde edilmiş ve patlama dalgası yükseklik oranı ($h_{tot.}/h_{tot.,ref.}$) M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmalarında sırası ile 1.012 ve 1.014 olarak hesaplanmıştır.

Sayısal çalışmalarda kimyasal reaksiyon mekanizmasının daha zengin ve çözüm ağında daha yoğun hücre (patlama dalgası ve şok cepheleri ve ardında yer alan bölgeler) kullanımı, patlama dalgası yayılımı fizik ve dalga yapısı konusunda daha zengin veriler sağlayacaktır. Adaptif çözüm ağı tekniğinin ve sabit hücre yapılarının kullanıldığı doğrulama çalışmaları ile referans çalışma sonuçlarının uyumluluğu konusunda elde edilen başarımlar Adaptif çözüm ağı tekniğinin gereksinimlerinin belirlenmesini önemli kılmıştır.

Dönen patlama motoru sayısal çalışmalarındaki yüksek gereksinimin indirgenmesine yönelik akış problemini sadeleştirme uygulamaları yerine çözüm ağı üzerine yapılan iyileştirmenin daha kullanışlı olacağı öngörülmektedir. Bu nedenle Adaptif çözüm ağı tekniği ve sabit hücre yapılandırılmasının kullanıldığı doğrulama çalışma gereksinimleri belirlenmiştir. Gereksinimlerin belirlenmesi uygulamalarına tek basamaklı ve detaylı kimyasal reaksiyon mekanizması gereksinimleri de eklenmiş ve sonuçlar detaylı olarak irdelenmiştir. Gereksinimlerin anlaşılabilir verilere çevrilebilmesi için patlama dalgasının bir turu için gereken CPU-Saat değerleri belirlenmiş ve M05NA01 çalışması için hesaplanan CPU-Saat ile oranlanmıştır.

Tablo 5.2'de Adaptif çözüm ağı tekniği ve sabit hücre boyutlarının kullanıldığı sayısal çalışmalarda patlama dalgasının 1 turu için gereken CPU-Saat oranı verilmiştir. Sabit hücre boyutlarının kullanıldığı çalışmalarda detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanımı tek basamaklı reaksiyon mekanizmasına göre CPU-saat gereksinimini 3.13 kat artırdığı görülmektedir. Tek basamaklı reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı M10A01 ve M05A01 çalışmalarında CPU-saat gereksiniminin neredeyse eşit olduğu ve bu durumun patlama dalgası hızlarındaki farklılık ile ilgili olduğu anlaşılmıştır. Adaptif çözüm ağı tekniğinin verimliliğine dair dikkat çeken en önemli çıktı patlama

dalgası ve şok cephelerindeki hücre yoğunluğunun artırılmasına rağmen daha düşük CPU-saat gereksinimlerinin elde edilmesidir. Öyle ki M05NA19 ve M0125NA19 çalışmalarında aynı reaksiyon mekanizması kullanılmıştır. Bu iki çalışma arasındaki fark, M0125A19 çalışmasında Adaptif çözüm ağı tekniği kullanılarak patlama dalgası ve şok cephelerinde kullanılan hücre boyutunun 4 kat düşürülmesidir. Belirtilen bölgelerde M0125A19 çalışmasında hücre yoğunlaştırılmasına rağmen M05NA19 çalışmasına göre CPU-saat gereksinimi azaltılmıştır.

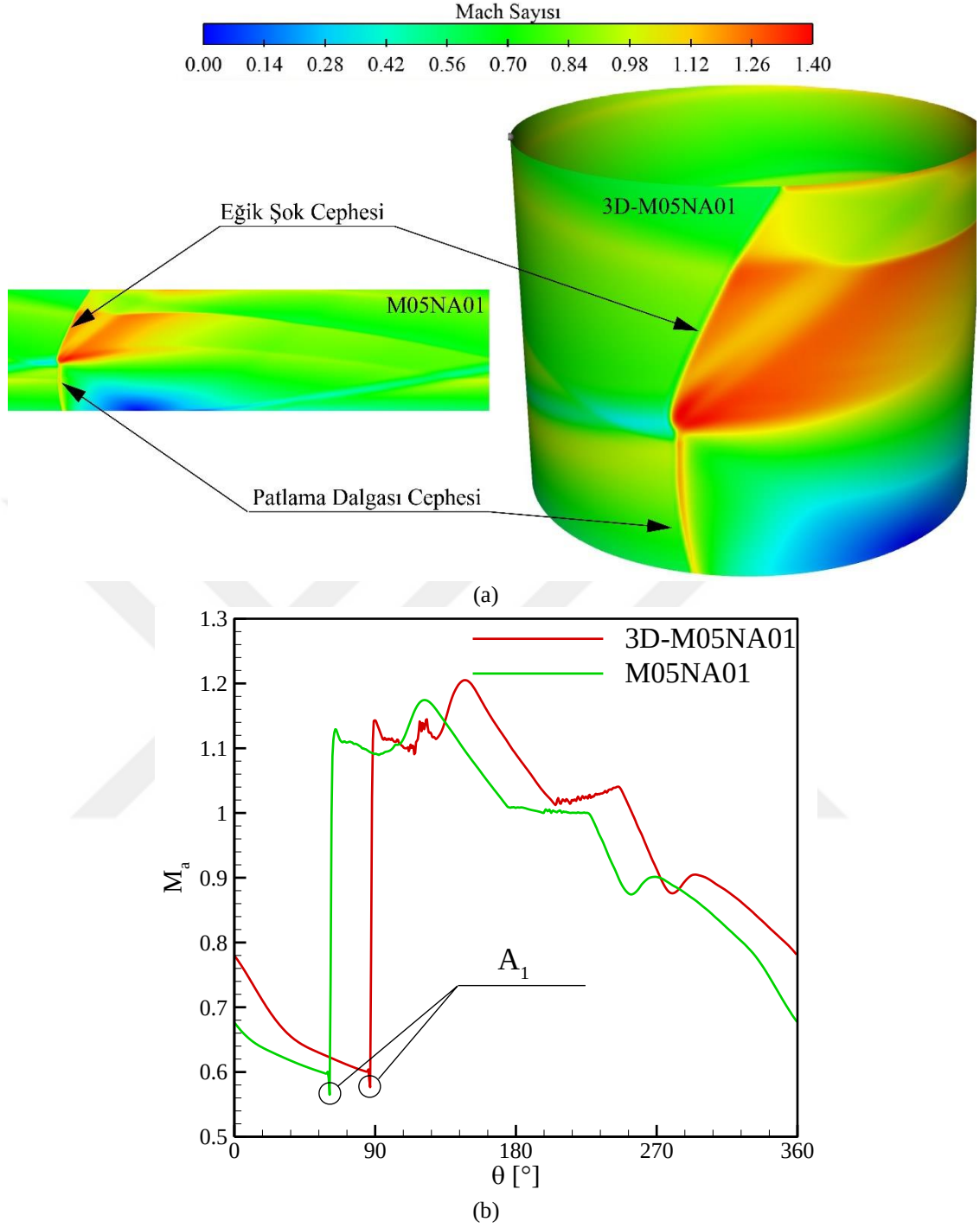
Tablo 5.2. Sayısal çalışmalarda patlama dalgasının bir turu için gereken CPU-saat oranı dağılımı

Sayısal Çalışma	En Küçük Hücre Boyutu [mm]	Toplam Hücre Sayısı	CPU-Saat oranı
M05NA01	0.5	89550	1.00
M05NA19	0.5	89550	3.13
M10A01	1.0	13888	0.39
M05A01	0.5	21602	0.38
M05A19	0.5	23837	0.75
M025A01	0.25	52476	0.80
M025A19	0.25	45268	1.11
M0125A01	0.125	132679	1.15
M0125A19	0.125	131387	2.75

Adaptif çözüm ağı tekniğinin verimliliğine dair diğer önemli çıktı M05NA01 ve M05A19 çalışmaları sonuçlarından elde edilmiştir. Bu iki çalışmada kullanılan en küçük hücre boyutu aynı olup, M05A19 çalışmasında detaylı kimyasal reaksiyon mekanizması kullanılmıştır. M05A19 çalışmasında reaksiyon mekanizmasında yer alan 9 ürün nedeniyle korunum denklem çözümlemelerine M05NA01 çalışmasına göre ilave 5 denklem takımı çözümü eklenmiştir. Buna rağmen CPU-saat gereksinimleri incelendiğinde M05A19 çalışmasında M05NA01 çalışmasına göre daha düşük gereksinimler elde edilmiştir.

5.4. Doğrulama Çalışmaları İle Dönen Patlama Motor Performansının İncelenmesi

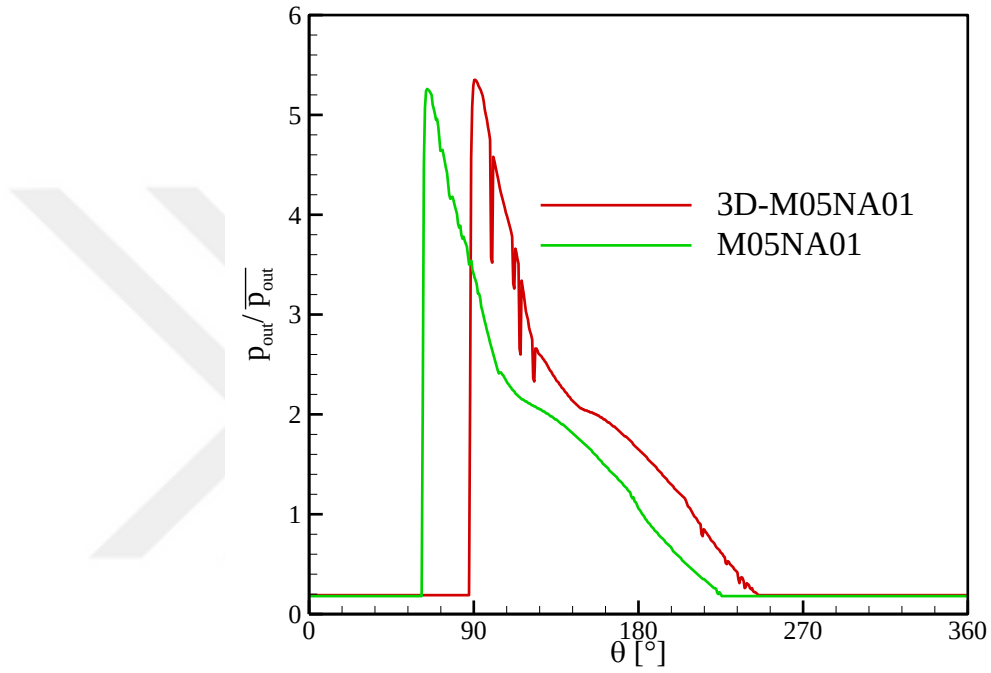
Doğrulama çalışmalarında elde edilen başarımlar sonrası bu bölümde kararlı patlama dalgası modunda, dönen patlama motorunda itki performansı, patlama kanalındaki akış yapısı irdelenmiştir. Bilindiği üzere itkinin momentum ve basınç itki bileşenleri bulunmaktadır. Patlama kanalı çıkışındaki itki dağılımları incelendiğinde üretilen itkinin büyük bir bölümünü basınç itkisi oluşturmaktadır.



Şekil 5.17. $t = 2\text{ms}$ anında a) patlama kanalında b) patlama kanalı çıkışı çevresel doğrultu boyunca Mach sayısı dağılımı

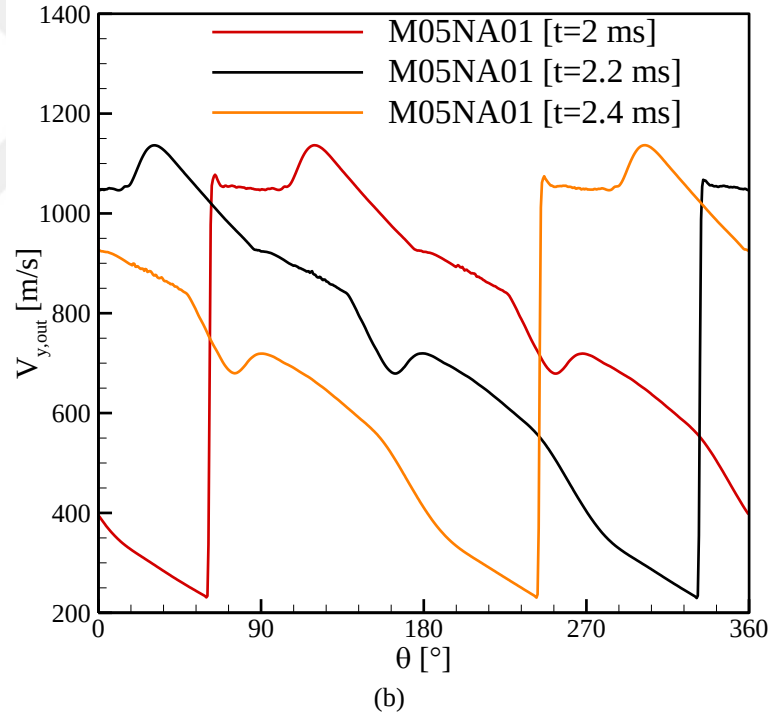
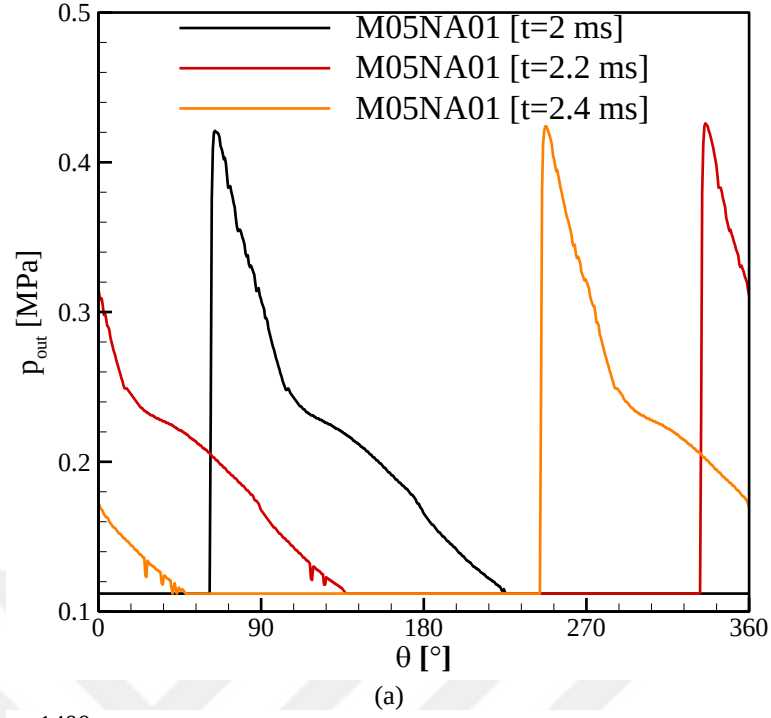
Çözüm açısından bağımsızlaştırma çalışmalarında kararlı patlama dalgası modunda üretilen itkinin neredeyse sabit olduğu belirlenmişti. Bunun yanı sıra patlama kanalı çıkışında eksenel hız profilinin zamanla gelişim eğilimlerinde de benzer dağılımlar elde edilmişti. Dönen patlama motorunda itki üretim performansının incelenmesine yönelik Şekil 5.17’de patlama kanalı çıkışında Mach Sayısı dağılımları verilmiştir.

Mach sayısı dağılımları incelendiğinde M05NA01 ve 3D-M05NA01 benzer eğilimlerin elde edildiği görülmektedir. 3D-M05NA01 ve M05NA01 çalışmaları patlama kanalı çıkışında ortalama Mach Sayısı değerleri sırası ile 0.923 ve 0.911'dir. Eğik şok cephesi (A_1) sonrası Mach sayısında ani artışlar meydana gelmiştir. 3D-M05NA01 çalışmasında patlama kanalı çıkışının %46.16'sında, M05NA01 çalışmasında ise %45.22'sinde akışın ses üstü olduğu belirlenmiştir.



Şekil 5.18. $t = 2$ ms anında patlama kanalı çıkışında basınç oranının çevresel doğrultu boyunca dağılımı

Mach sayısının eğik şok cephesi sonrası ani artışı patlama kanalı çıkışında bu bölgede eksenel hız değerinde de ani artışların meydana geldiğini ortaya koymaktadır. Basınç itki bileşeninin eğik şok cephesi sonrası değişim karakteristiğinin belirlenebilmesi için Şekil 5.18'de patlama kanalı çıkışında basınç oranı verilmiştir. Basınç oranı, patlama kanalı çıkışı boyunca lokal basınç değerinin (p_{out}), ortalama basınç ($\overline{p_{out}}$) değerine oranı ile elde edilmiştir. Basınç oranının eğik şok cephesi sonrası 3D-M05NA01 ve M05NA01 çalışmalarında sırası ile 5.35 ve 5.26 değerlerine ulaştığı görülmektedir. Patlama kanalı çıkışında Mach Sayısı ve basınç oranının artış dağılımları dönen patlama motorunun itki üretim performansını ortaya koymaktadır.



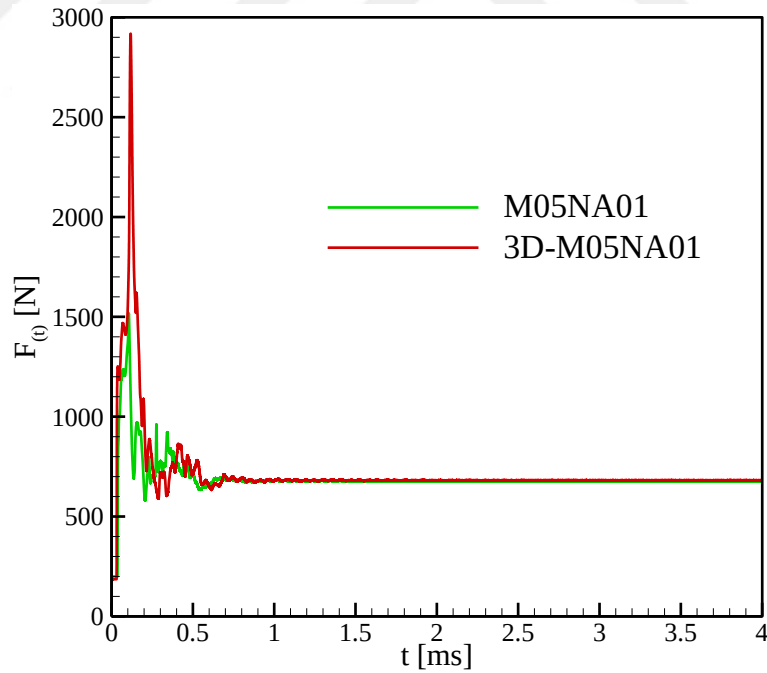
Şekil 5.19. *M05NA01* çalışmasında patlama kanalı çıkışı çevresel doğrultuda a) basınç b)eksenel hız dağılımı

Dönen patlama motoru kararlı modunda patlama kanalı girişindeki akış parametrelerinde ve patlama dalgası özelliklerinde eş-periyodik eğilimlerin meydana geldiği gözlemlenmişti. Şekil 5.19 (a) ve (b)'de sunulan patlama kanalı çıkışındaki basınç ve hız dağılımları incelendiğinde belirtilen eş-periyodik dağılımların elde edildiği

görülmektedir. Bu durum patlama kanalı çıkışında üretilen itkinin bileşenlerinde de zamanla gelişim eğilim kararlılığı göstermektedir.

$$F_{(t)} = \int_{\text{exit}} [\rho u^2 + (p - p_{\infty})] dA \quad (5.1)$$

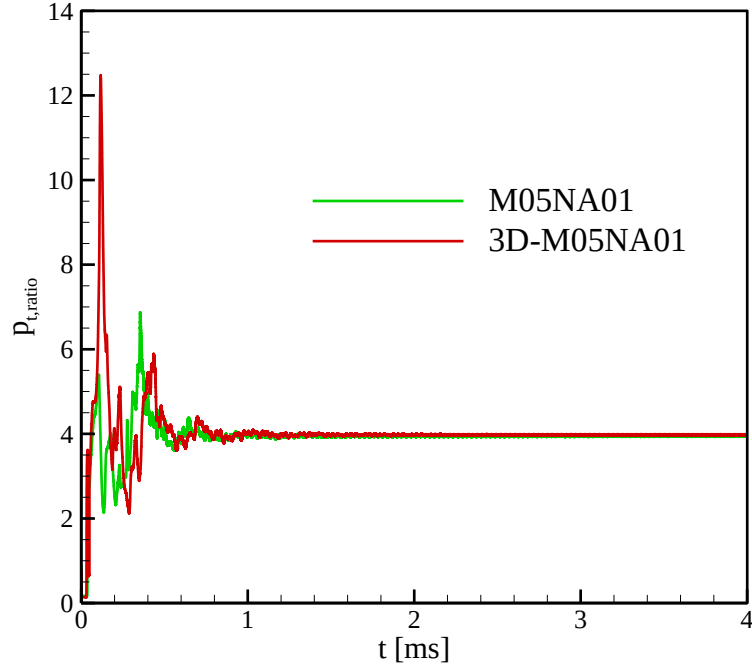
Dönen patlama motoru çıkışında itki dağılımların zamanla gelişim eğilimleri Şekil 5.20’de verilmiştir. Patlama kanalı çıkışında üretilen itki değerleri Denklem 5.1’de verilen bağıntı ile elde edilmiştir [31]. Geçiş modunda patlama dalgası özellikleri ve patlama kanalı girişinde akış değişkenlerindeki değişimler üretilen itki değerinin zamanla gelişim eğiliminde de büyük salınımlara neden olmuştur. Geçiş modu sonrası itki eğilimindeki salınımların asgari düzeye indiği ve üretilen itki değerinde neredeyse sabit değerlerin elde edildiği görülmektedir. M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmalarında kararlı modda üretilen itki değerlerinin oldukça yakın olduğu tespit edilmiştir. Kararlı modda M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmalarında itki değerlerinin sırası ile 678.7 ± 0.335 N ve 681.1 ± 0.497 N’dir.



Şekil 5.20. Dönen patlama motorunda üretilen itkinin zamanla gelişimi

Dönen patlama motorunda basınç kazanım mekanizmasının irdelenebilmesi için patlama kanalı çıkışı ve girişindeki toplam basınç değerleri oranlanmıştır. Şekil 5.21’de sunulan toplam basınç oranının zamanla gelişim profili incelendiğinde geçiş modundaki

toplam basınç oranının kararsızlığı ve anlık değişim oranındaki artışların, kararlı patlama dalgası moduna doğru azaltıldığı görülmektedir. İtke dağılımına benzer şekilde, toplam basınç oranının kararlı patlama dalgası modunda neredeyse sabit değere ulaşmıştır. Kararlı patlama dalgası modunda M05NA01 ve 3D-M05NA01 çalışmalarında ile toplam basınç oranları sırası ile 3.95 ± 0.008 ve 4 ± 0.008 'dir.



Şekil 5.21. Toplam basınç oranı dağılımının zamanla gelişimi

5.5. Doğrulama Çalışmaları ve Adaptif çözüm ağı tekniğine Yönelik Çıkarımlar

Tez çalışmalarının bu bölümünde doğrulama çalışmaları ve Adaptif çözüm ağı tekniğinin performansı değerlendirilmiştir. Bu doğrultuda elde edilen çıkarımlar aşağıda sıralanmıştır.

- Adaptif çözüm ağı tekniği ile patlama dalgası ve şok cephelerinde hücre yoğunlaştırılarak sayısal çalışmalarda daha düşük gereksinimler ile çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Adaptif çözüm ağı tekniğinin performansının belirlenebilmesi için sabit hücre boyutlarından oluşturulan çözüm ağları ile aynı sınır şartlarında sayısal çalışmalar yürütülmüştür.
- Adaptif çözüm ağı tekniği hem detaylı hem de tek basamaklı tersinmez kimyasal reaksiyon mekanizmaları ile yapılan sayısal çalışma sonuçlarının

sabit hücrenin kullanıldığı sayısal çalışma sonuçlarına oldukça uyumlu sonuçlar verdiği belirlenmiştir.

- Adaptif çözüm ağı tekniği ile yalnızca patlama dalgası cephesi ve eğik şok cephesinde hücre yoğunlaştırıldığı için eğik şok ardında üretilen şok cephelerinin daha düşük görünürlüğüne sahip olduğu tespit edilmiştir.
- Sayısal çalışma gereksinimleri karşılaştırıldığında Adaptif çözüm ağı tekniği ile sabit hücre boyutlarına göre gereksinimlerin oldukça düşürüldüğü görülmüştür. Öyle ki en küçük hücre boyutlarının sabit tutulması şartı ile Adaptif çözüm ağı tekniği kullanılarak detaylı kimyasal reaksiyon mekanizması çözümlemeleri için daha düşük gereksinimler elde edilmiştir.
- Aynı reaksiyon mekanizmasının kullanımı ve aynı CPU-saat gereksinimi şartı ile Adaptif çözüm ağı tekniği ile patlama dalgası ve şok cephelerinde daha yoğun hücre yapılandırılması sağlanabileceği belirlenmiştir.
- Doğrulama çalışmaları kapsamında sabit hücre boyutları ile yapılandırılan çözüm ağları kullanılmıştır. Referans çalışmada patlama kanalı modellenmiş ve sayısal çalışmalar yalnızca patlama kanalında ideal enjeksiyon koşulları tanımlanarak gerçekleştirilmiştir. Doğrulama çalışmaları kapsamında patlama kanalı iki ve üç boyutlu olarak modellenmiş ve referans çalışmada yer verilen ideal enjeksiyon koşulları kullanılarak sayısal çalışmalar yürütülmüştür.
- Doğrulama ve referans sayısal çalışma arasında oldukça uyumlu sonuçlar elde edilmiştir. Tanımlanan sayısal yöntem ve araçların doğruluğunun ortaya koyulmasının ardından dönen patlama motorunda itki performansı irdelenmiştir.
- Dönen patlama motorunun geçiş modu süresince itki üretiminde büyük değişim ve salınımların meydana geldiği belirlenmiştir. Bu değişimlerin kararlı dalga modu sonrası asgari düzeye indirildiği tespit edilmiştir. Kararlı dalga modunda itki değerlerindeki bu kararlılığın anlaşılabilmesi için patlama kanalı çıkışındaki eksenel hız ve basınç dağılımları incelenmiştir. Çevresel doğrultuda eksenel hız ve basınç dağılımlarının kararlı patlama dalgası modunda eş-periyodik eğilimler sergilediği belirlenmiştir.

6. ENJEKSİYON KOŞULLARININ DEĞİŞTİRİLMESİ

İtke sistemlerinin, farklı uçuş operasyonlarını yerine getirebilmesi ve farklı modlarda itke üretim kararlılığını sağlayabilmesi gerekmektedir. Bu nedenle dönen patlama motorlarında farklı bir moda geçiş evresinin incelenmesi oldukça önemlidir. Tez çalışmalarının bu bölümünde sunulan enjeksiyon koşullarının değiştirilmesi çalışmalarında, doğrulama çalışmalarında kullanılan sayısal yöntem tanımlanmış ve iki boyutlu akış alanında sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Enjeksiyon koşullarının ani değişimi için UDF dosyaları yeniden derlenmiştir. Belirlenen akış zamanlarında referans alınan enjeksiyon koşulları ani olarak değiştirilmiştir. Çalışmadan elde edilen sonuçlar karşılaştırılarak ani enjeksiyon koşullarının değişimi ile patlama dalgası yapısı ve motor performansında meydana gelen değişimler irdelenmiştir.

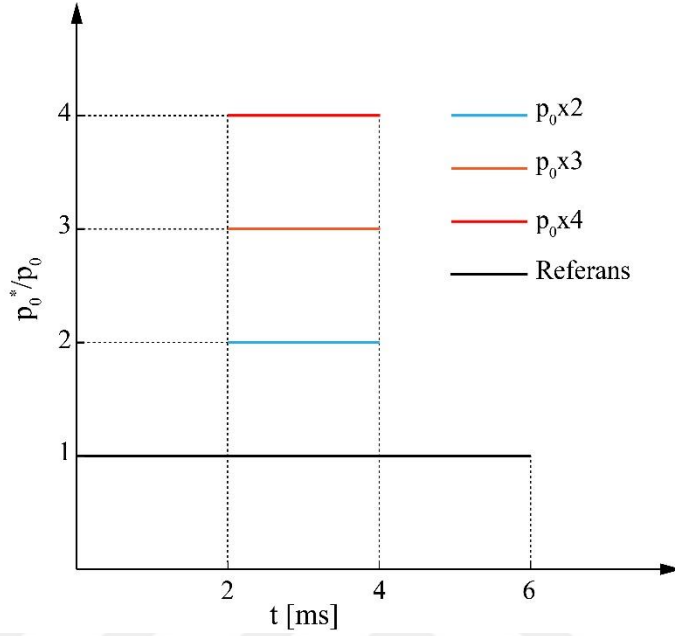
6.1. Ani Enjektör Toplam Basıncının Değişimi

DeneySEL ve sayısal çalışmalar enjeksiyon koşullarının değişimi ile patlama dalgasında kararsız yayınımların meydana geldiğini göstermektedir [127-129]. Sun vd., sayısal çalışmalarında hava kütleSEL debisinin artırılması ile patlama kanalında 2 dalga moduna geçiş yapıldığını belirtmiştir [53]. Değişen enjeksiyon koşullarının oluşturduğu bu kararsızlıkların ortaya koyulması ya da tekrar kararlı yapıya geçiş sürecinin belirlenmesi oldukça önemlidir.

Ani enjektör toplam basıncı değişimi çalışmalarında doğrulama çalışmalarında kullanılan sayısal yöntem tanımlanmıştır. Sayısal çalışmalarda Şekil 5.1’de verildiği üzere ortalama 0.5 mm boyutlarındaki hücrelerden oluşturulmuş çözüm ağı yapısı kullanılmıştır. Doğrulama çalışmalarında kullanılan UDF dosyaları yeniden düzenlenerek ani enjektör basıncı değişimi ideal enjeksiyon koşullarına eklenmiştir. Yeniden derlenen UDF dosyaları EK-2’de sunulmuştur.

Ani enjektör toplam basıncı değişimi senaryosu Şekil 6.1’de sunulmuştur. İlk koşulda dönen patlama motoru sayısal çalışması referans enjeksiyon koşullarına göre başlatılmıştır. Doğrulama çalışmalarında patlama dalgasının $t = 1.1$ ms anında kararlı hale geldiği tespit edilmiştir. Bu nedenle enjektör toplam basıncı $t = 2$ ms anında iki, üç ve dört kat artırılmıştır. Patlama dalgasının yeniden kararlı hale gelebilmesi için artırılmış enjektör toplam basınç tanımı ile sayısal çalışmalar 2 ms daha yürütülmüştür. Dönen patlama motoru enjektör toplam basıncı $t = 4$ ms anında yeniden ilk enjeksiyon koşullarına

düşürülmüştür. Ani enjektör toplam basıncındaki düşüş ile patlama dalgasındaki kararsız yapının kararlı moda geçebilmesi için sayısal çalışmalar $t=6$ ms anında sonlandırılmıştır.



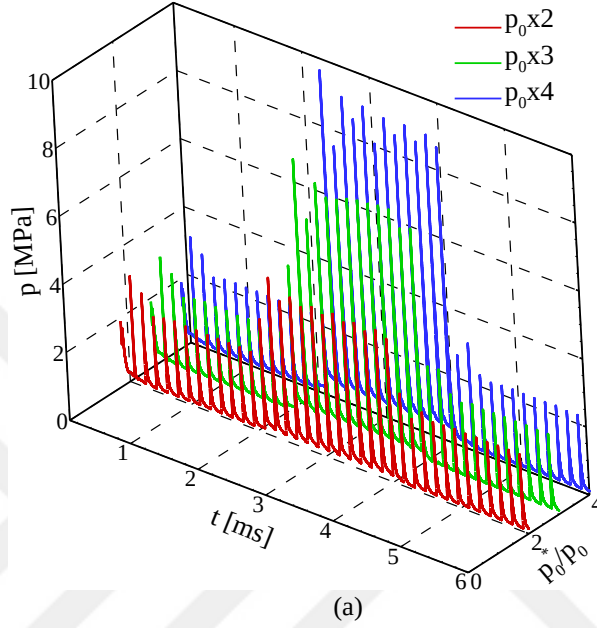
Şekil 6.1. Enjektör toplam basıncının zamanla değişimi ($p_0=0.172$ MPa)

6.2. Enjeksiyon Koşulları Değişiminin Patlama Dalgası Yapısı Üzerine Etkisi

Patlama dalgası yayılımı süresince dalga hızı ve yüksekliği değişkenlik göstermektedir. Lokal blokaj oranlarındaki değişkenlik aynı zamanda patlama kanalına aktarılan z yakıt-oksitleyicinin toplam kütsel debi değerinde salınımlara neden olmaktadır. Bu salınımlar patlama kanalına patlama dalgası hızı ve yüksekliğinin anlık değişimine yol açmaktadır.

Doğrulama çalışmalarında patlama dalgasının $t= 1.1$ ms anında kararlı hale geldiği ve itki dağılımlarındaki salınım genliklerinin asgari düzeye indirildiği belirtilmişti. Patlama kanalında basınç gelişimi incelendiğinde kararlı patlama dalgası ile basınç profilinin periyodik olduğu ve benzer dağılımlara sahip olduğu gözlemlenmişti. Şekil 6.2 (a)'da ani enjektör basıncı değişimi ile patlama kanalındaki basınç dağılımları verilmiştir. Basınç dağılım profilleri incelendiğinde benzer eğilimlerin meydana geldiği görülmektedir. Patlama dalgasının ani enjektör toplam basıncı değişiminin ardından ikinci döngüsünde basınç profilinin azami değerine düşüşlerin meydana geldiği görülmektedir. Bu durum patlama dalgası yüksekliğindeki ani artışın ve patlama dalgası şiddetinin düşüşü ile ilgilidir. Basınç dağılımları incelendiğinde patlama dalgasının

sonraki döngülerde geçiş modundan çıktığı görülmektedir. Ani enjektör basıncının artışı beraberinde patlama dalgası cephesindeki basınç değerinin artışına neden olmaktadır. Ortalama patlama dalgası cephesi basıncı p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında sırası ile 4.281, 6.982, 8.815 MPa olduğu tespit edilmiştir.



(b)

Şekil 6.2. a)Patlama kanalındaki basınç profilleri b)şok cephesi basınç oranları

Şekil 6.2 (b)'de patlama dalgası cephesindeki basınç oranı verilmiştir. Anlık patlama dalgası cephesi basıncının ortalama patlama dalgası cephesi basıncına oranı patlama dalgasının kararlılığını gösteren bir diğer değişkendir. Ortalama patlama dalgası

cephesi basıncının belirlenmesinde doğrulama çalışmasında elde edilen patlama dalgasının kararlı hale gelmesi için gereken süre referans alınmıştır. Referans enjeksiyon koşullarında “A₁” noktası (t=1.1 ms) sonrası anlık ve ortalama patlama dalgası cephesi azami basıncının neredeyse eşit ve basınç oranı değerinin 1.0 ± 0.007 aralığında değişkenlik gösterdiği belirlenmiştir.

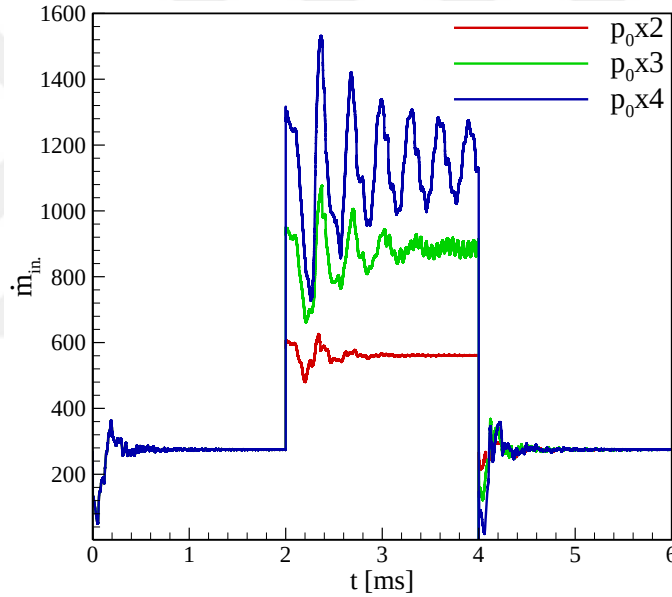
Enjektör toplam basıncının artırılması ile patlama dalgasının kararlı yapısı yok olmuş ve basınç oranı dağılımında büyük salınımların meydana geldiği tespit edilmiştir. Belirtilen salınımların genlikleri incelendiğinde zamanla azalan bir yapıya sahip olduğu görülmektedir. Artan enjektör basıncı, salınım genliklerinin de artışına neden olmuştur. “p_{0x2}” çalışmasında basınç oranı salımı incelendiğinde diğer çalışmalara göre daha kararlı bir yapı elde edilmiştir. Bu çalışmadaki salınımların t=3.1 ms anı sonrası periyodik olduğu belirlenmiştir. “p_{0x3}” ve “p_{0x4}” çalışmalarında patlama dalgası cephesindeki anlık salınımlar sergilediği ve periyodik bir yapının elde edilmediği anlaşılmıştır. Basınç oranı değerlerinin “p_{0x2}”, “p_{0x3}” ve “p_{0x4}” çalışmalarında t=3.1 ms sonrası sırası ile 1 ± 0.0193 , 1 ± 0.0529 , 1 ± 0.0562 aralığında değişkenlik gösterdiği tespit edilmiştir.

Patlama dalgasının kararlı yapıya ulaşması ile elde edilen periyodik ve benzer basınç profilleri sonrası patlama kanalına aktarılan kütleli debi değerinin de neredeyse sabit bir değere ulaşmaktadır. Enjeksiyon koşullarının değişimi öncesi Şekil 6.3’te verildiği üzere patlama kanalı girişindeki toplam kütleli debi değerinin 274.8 ± 2.86 g/s aralığında değişkenlik gösterdiği belirlenmiştir. Enjektör toplam basıncının artışı ile patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerinde de ani bir artış gerçekleşmiştir. Enjeksiyon koşullarının değişimi sonrası Şekil 6.2 (b)’de verilen basınç oranı değişimi patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi dağılımını doğrudan etkilemektedir. “p_{0x2}” çalışmasında basınç oranının t=3.1 ms sonrası periyodik salınımların meydana geldiği ve patlama dalgasının yeniden kararlı yapıya ulaşması nedeniyle patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerinin de neredeyse sabit bir değere ulaştığı görülmektedir.

“p_{0x3}” çalışmasında patlama dalgasının geçiş modu için gereken süre değerinin 1.6 ms olduğu ve t=3.6 ms sonrası patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi salınımlarının periyodik hale geldiği görülmektedir. “p_{0x4}” çalışmasında ise geçiş modundan çıkış süresi olarak 2 ms’nin yeterli olmadığı tespit edilmiştir. Patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerinin büyük salınımlar ile değişim gösterdiği belirlenmiştir. Patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerinin t=3.1 ms sonrası

p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında sırası ile 560.6 ± 3.4 g/s, 883.2 ± 44.4 g/s, 1146.3 ± 159.6 g/s'dir.

Enjektör basıncındaki ani düşüş ($t = 4$ ms) beraberinde patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerinde de ani düşüşlere neden olmuştur ve $t = 4.001$ ms anında asgari düzeyde kütle transferi gerçekleşmiştir. Öyle ki p_{0x2} çalışmasında 130.3 g/s yakıt-oksitleyici karışımı aktarılırken bu anda p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında patlama kanalı girişinde tam blokaj meydana gelmiştir. Patlama dalgasının geçiş modundan çıkması ile patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerindeki salınımlar asgari düzeye inmiş ve $t = 4.1$ ms sonrasında patlama kanalına aktarılan ortalama toplam kütleli debi değerinin 274.8 g/s olduğu belirlenmiştir.



Şekil 6.3. Patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debinin zamanla gelişimi

Enjektör toplam basıncı artışı ve azalışında toplam kütleli debi değerindeki ani değişimler enjeksiyon duvarında meydana gelen blokaj oranı ile daha net açıklanabilir. Patlama dalgası geçişi anında, patlama cephesi ve ardında yer alan yüksek basınçlı rejim enjeksiyon kanalında lokal blokajlara neden olmaktadır. Bu durum bölgesel sıfır kütle akısı anlamını ifade etmektedir.

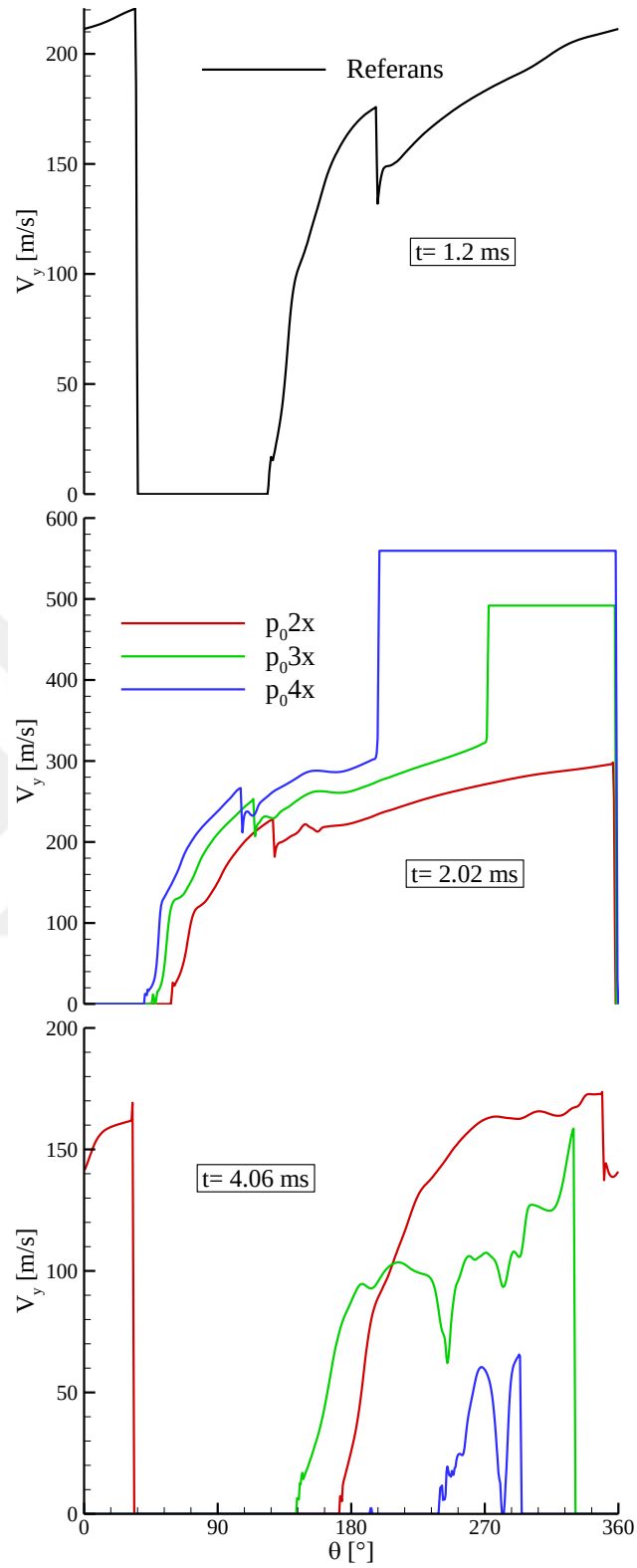
Şekil 6.4'te enjeksiyon toplam basıncının ani değişimi sonrasında patlama kanalı girişindeki eksenel hız dağılımları verilmiştir. Referans enjeksiyon koşulları ile $t = 1.2$ ms anında patlama kanalı girişindeki eksenel hız (V_y) profili incelendiğinde $\theta = 36.2^\circ$ konumunda hız değerinde ani düşüşün meydana geldiği görülmektedir. Şekil 6.4'te

belirtildiği üzere $\theta=36.2^\circ \sim 124.2^\circ$ aralığındaki bölgede blokajın meydana geldiği ve tersine akışın oluştuğu belirlenmiştir.

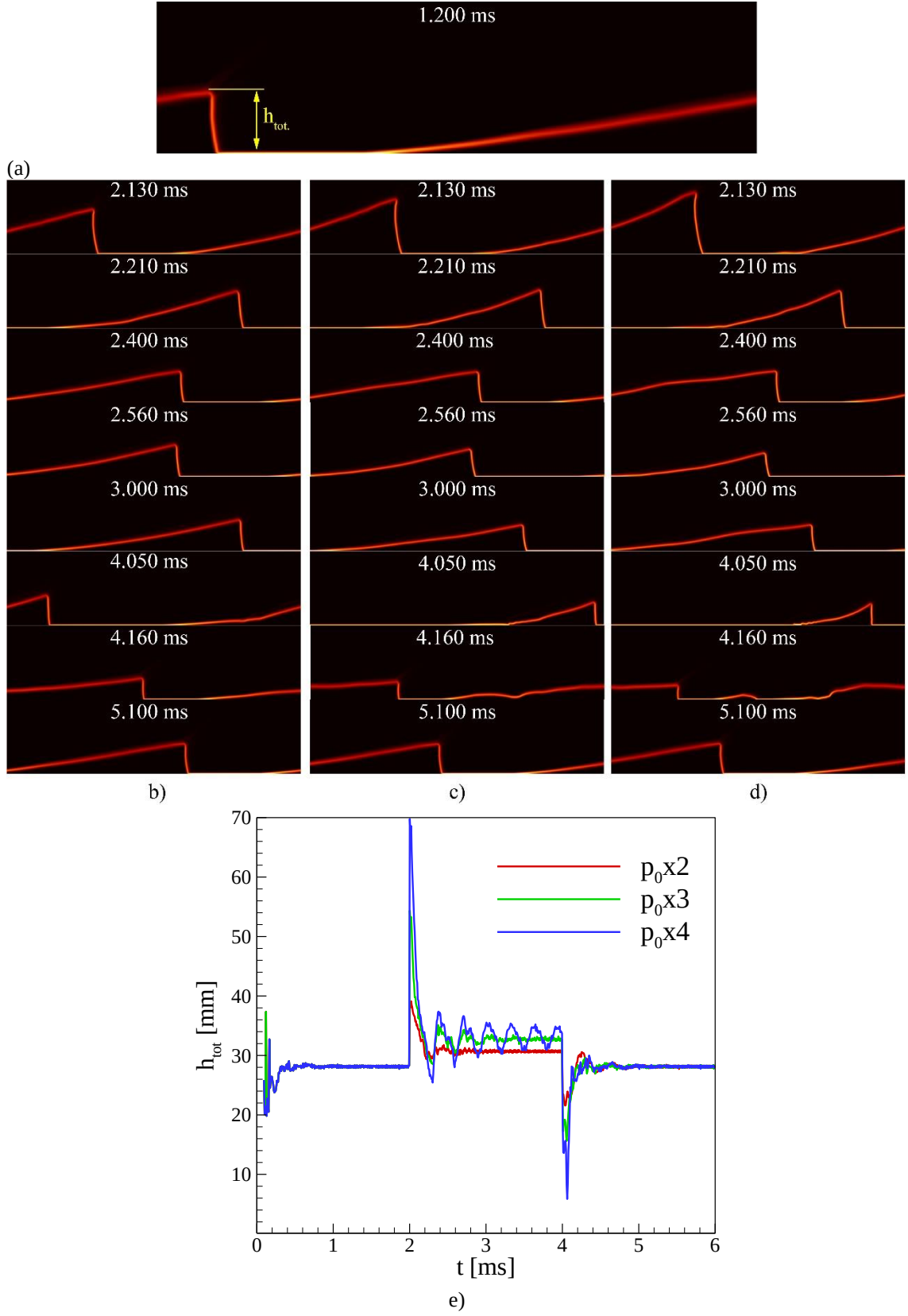
Enjeksiyon basıncının ani artışı ile Şekil 6.3'te görüldüğü üzere ani kütleli debi artışı meydana gelmiştir. Bu kütle artışları enjeksiyon basıncının artışı ile doğrusal bir ilişkiye sahip olup Şekil 6.4'te görüldüğü üzere doğrulama çalışmalarında patlama dalgasının kararlı olması halindeki blokaj oranından daha düşük değerlere indirildiği belirlenmiştir. Referans enjeksiyon koşullarında $t=1.2$ ms anında blokaj oranı 0.24 iken, $t=2.02$ ms anında p_{02x} , p_{03x} ve p_{04x} çalışmalarında blokaj oranları sırası ile 0.17, 0.132 ve 0.113'tür.

Enjektör toplam basıncındaki ani düşüş ve patlama kanalında var olan yüksek basınç dağılımı nedeniyle $t=4$ ms sonrası blokaj oranlarında ani bir artış gözlemlenmiştir. p_{03x} ve p_{04x} çalışmalarında $t=4.001$ ms anında tam blokaj gözlemlenirken, $t=4.06$ ms anında blokaj oranları anında p_{02x} , p_{03x} ve p_{04x} çalışmalarında sırası ile 0.385, 0.48 ve 0.849'dur.

Patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değeri patlama dalgası yüksekliğini belirlerken, patlama dalgası yüksekliğinin değişimi patlama dalgası şiddetini etkilemektedir. Patlama dalgası yüksekliğinde değişim ivmesi patlama dalgası kararlılığını olumsuz yönde etkilemektedir. Şekil 6.5'te enjeksiyon koşullarının değişimi ile patlama dalgası yapısında meydana gelen değişkenlikler sunulmuştur. Patlama dalgası ve yakıt-oksidleyici karışım katmanının incelenbilmesi için hidrojen kütle fraksiyon gradyanı değişkeni kullanılmıştır. Referans enjeksiyon koşullarında patlama dalgasının kararlı yapısı elde edilmesi ile ($t=1.1$ ms) belirlenen patlama dalgası yüksekliğinin (h_{tot}) değeri 30.36 mm olduğu hesaplanmıştı. Patlama dalgasının yayılımı süresince dalga yüksekliğinin değişkenlik gösterdiği belirlenmişti. Patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişim profilindeki salınımların kararlı hale gelmesi ile asgari düzeye indiği tespit edilmişti.



Şekil 6.4. Farklı akış zamanlarında patlama kanalında girişinde eksenel hız profilleri



Şekil 6.5. a) Doğrulama çalışmalarında kararlı patlama dalgası formu, enjektör toplam basıncının ani artışı ve azalışı sonrası b) $p_0 \times 2$, c) $p_0 \times 3$ ve d) $p_0 \times 4$ çalışmalarında patlama dalgasının gelişimi e) patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişimi

Enjektör toplam basıncının ani artışı sonrası patlama dalgası yüksekliğinde de ani bir artış gözlemlenmiştir. Öyle ki p_{0x4} çalışmasında patlama dalgası yüksekliğinin ($h_{tot}=69.78$ mm) neredeyse patlama kanalı çıkışına ulaştığı belirlenmiştir. p_{02x} ve p_{03x} çalışmalarında ise patlama dalgası yüksekliği sırası ile 39.12 mm ve 54.35 mm seviyelerine erişmiştir. Patlama dalgası sonraki turlarında, dalga yüksekliğinin azaldığı belirlenmiştir. p_{02x} çalışmasında geçiş evresi sonrası patlama dalgası yüksekliği değerinin zamanla gelişimdeki gösterdiği salınımların yeniden asgari düzeye indirildiği görülmektedir. p_{03x} çalışmasında da $t=3.6$ ms sonrası patlama dalgası yüksekliği değerindeki salınımların periyodik ve salınım genliklerinin p_{02x} çalışmasına göre daha yüksek olduğu belirlenmiştir. p_{0x2} ve p_{0x3} çalışmalarında $t=3.1$ ms sonrasında ortalama patlama dalgası yükseklikleri sırası ile 30.67 ± 0.29 mm ve 32.7 ± 0.78 mm'dir.

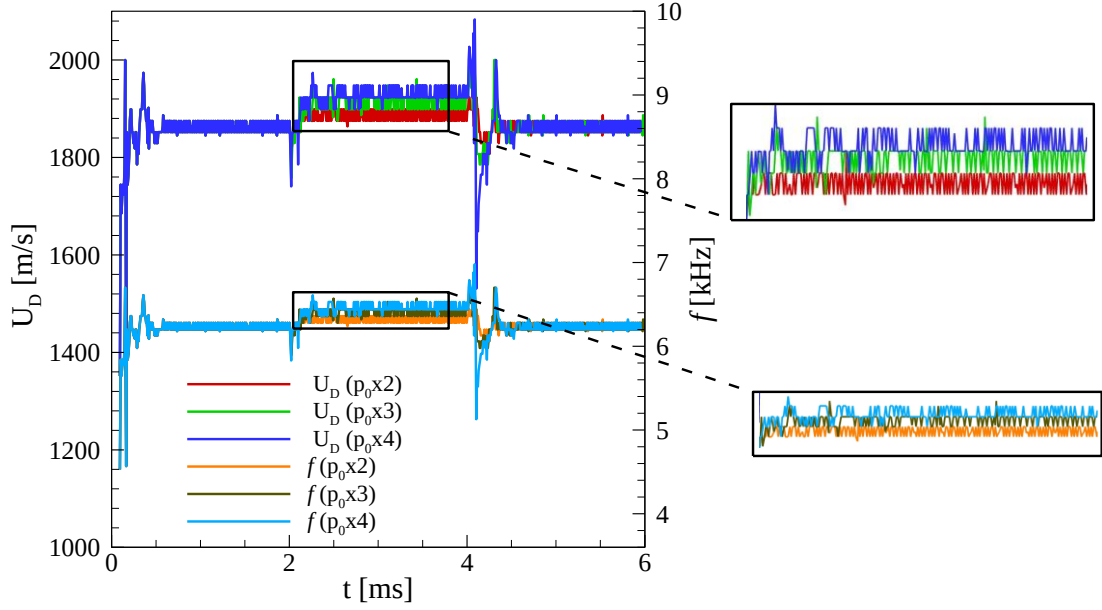
“ p_{0x4} ” çalışmasında patlama dalgası yüksekliğinde $t=2.9$ ms sonrası periyodik salınımlar elde edilmiştir. Bu salınının yüksek genliklere sahip oluşu patlama dalgasının $t=2\sim4$ ms aralığında kararlı hale gelmesine engel olmuştur. Patlama dalgasındaki bu salınımlar Denklem 4.1’de verilen bağıntıda yer aldığı üzere toplam kütleli debi değerindeki değişkenliktir. Patlama dalgası yüksekliğindeki değişkenlik patlama dalgası cephesi ve ardındaki basınç değerinde de değişkenliklere neden olmaktadır. Bu durum patlama kanalı girişindeki blokaj oranında da anlık değişimlere yol açmaktadır. “ p_{0x4} ” çalışmasında patlama dalgası yüksekliği $t=2.9 \sim 4$ ms sonrasında değeri 33.1 ± 2.64 mm aralığında değişkenlik gösterdiği belirlenmiştir.

Enjektör toplam basıncının ani olarak azaltılması ile patlama dalgası yüksekliğinde düşüşler meydana gelmiştir. Bu evrede patlama kanalında var olan yüksek basınç gereği Şekil 6.3’te görüldüğü üzere patlama kanalı girişindeki enjektör blokaj oranı artmıştır. Patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerindeki düşüş patlama dalgası yüksekliğinin de asgari düzeye indirgenmesine neden olmuştur. Enjektör toplam basıncının ani azalışı sonrası p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında benzer eğilimler meydana gelmiştir. Yalnız enjektör blokaj oranının p_{0x4} çalışmasında en yüksek seviyelere ulaşması nedeniyle asgari patlama dalgası yüksekliği yine bu çalışmada meydana gelmiştir. Patlama dalgası yüksekliği enjektör toplam basıncının ani azalışı ile p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında sırası ile 21.57 mm, 17.24 mm ve 8.3 mm'dir. Patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişim profilindeki salınım genliklerinin $t=5.1$ ms sonrasında asgari düzeye inmesi, patlama dalgasının geçiş modundan çıkarak yeniden kararlı hale geldiğini göstermektedir.

Enjeksiyon koşullarının değiştirilmesi çalışmasında Şekil 6.5'te görüldüğü üzere tek dalga modunda yayılım söz konusudur. Doğrulama analizlerinde elde edilen sonuçlar neticesinde patlama dalgasının zamanla gelişim profilleri incelendiğinde anlık dağılımlarda salınımların meydana geldiği belirlenmiştir. Bu durum patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişimindeki değişkenlikler ile ilgilidir. Patlama dalgası yüksekliği ve dolayısıyla patlama dalgası şiddetindeki değişim patlama dalgası hızının anlık değerlerinde de salınımlara neden olmaktadır. Belirtilen salınımlar patlama dalgasının kararlı hale gelmesi ile asgari düzeye indirildiği belirlenmiştir.

Enjektör toplam basıncındaki ani artışın patlama dalgasında ani bir düşüşe neden olduğu görülmektedir. Bu ani azalış Şekil 6.5'te verilen patlama dalgası yüksekliğindeki ani artış ile ilgilidir. Patlama dalgası yüksekliğinde ani artış patlama dalgası şiddetini azaltmıştır. Bu nedenle patlama dalgası hızı p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında sırası ile 1791 m/s, 1757 m/s ve 1740 m/s değerlerine indirildiği görülmektedir. Patlama dalgasının sonraki turlarında patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değerindeki artış ile patlama dalgası hızının da artışını sağlamıştır. Patlama dalgasının zamanla gelişim profilindeki salınımlar incelendiğinde p_{0x2} ve p_{0x3} çalışmalarında periyodik dağılımın meydana geldiği görülmektedir. Buna karşın p_{0x4} çalışmasında patlama dalgası yüksekliğindeki değişimler dalga hızının zamanla gelişim profilinde periyodik olmayan salınımları üretmiştir. Patlama dalgası hızlarının $t = 3.1$ ms sonrasında ortalama değerleri p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında sırası ile 1888 m/s, 1916 m/s ve 1931 m/s'dir.

Enjektör toplam basıncının ani düşüşü ile patlama kanalına aktarılan toplam kütleli debi değeri beraberinde patlama dalgası yüksekliğini de asgari düzeye indirmiştir. Bu durum patlama dalgası şiddetini ve hızını ani olarak artırmıştır. p_{0x4} çalışmasında patlama dalgası yüksekliği en düşük seviyelere inmesi nedeniyle patlama dalgası hızında en yüksek artış belirtilen enjeksiyon koşulunun değişimi ile gerçekleşmiştir. Patlama dalgası hızları p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında sırası ile 1923 m/s, 2000 m/s, 2083 m/s seviyelerine yükselmiştir. Geçiş modu sonrasında patlama dalgası hızının 1857 m/s olduğu belirlenmiştir.



Şekil 6.6. Patlama dalgası hızı ve frekansı dağılımı

6.3. Enjeksiyon Koşulları Değişiminin Dönen Patlama Motoru Performansı Üzerine Etkisi

Enjeksiyon toplam basıncının artışı ve azalışı ile patlama dalgası yapısında meydana gelen değişim motor performansını da etkilemektedir. Patlama dalgası yüksekliği ve şiddetindeki değişimler, eğik şok cephesi ve patlama kanalı çıkışındaki akış rejimini etkilemektedir. Bu bölümde enjeksiyon koşulları değişimi ile eğik şok cephesi, patlama kanalı çıkışındaki akış yapısı ve basınç kazanım oranının nasıl etkilendiği irdelenmiştir.

Dönen patlama motorunda itki üretimi Denklem 5.1’de verilen bağıntıda görüldüğü üzere momentum ve basınç bileşenlerinden oluşmaktadır. Bu nedenle patlama dalgası çıkışı normali hız bileşeni ve basınca yönelik kazanımlar motor performansını artırmaktadır. Doğrulama analizlerden elde edilen sonuçlar neticesinde kararlı patlama dalgası modunda patlama kanalı çıkışı eğik şok cephesi ardı bölgelerde akışın ses üstü ve toplam basınca yönelik kazanım oranının 3.95 ± 0.008 olduğu belirlenmiştir.

Bilindiği üzere eğik şok ve patlama dalgası cephesinde basınç gradyanlarında yüksek artışlar meydana gelmektedir. Bu nedenle enjeksiyon koşulları değişiminin eğik şok cephesi üzerine etkisinin incelenebilmesi için patlama kanalındaki basınç gradyanları dağılımları incelenmiştir. Enjektör koşullarının eğik şok cephesi formuna ve açısına etkisi üç evrede irdelenmiştir. İlk evre enjektör toplam basıncı artışı ile geçiş modunu, ikinci

evre kararlılık modunu ve son evre ise enjektör toplam basıncının düşürülmesi ile tekrarlanan geçiş modunu içermektedir.

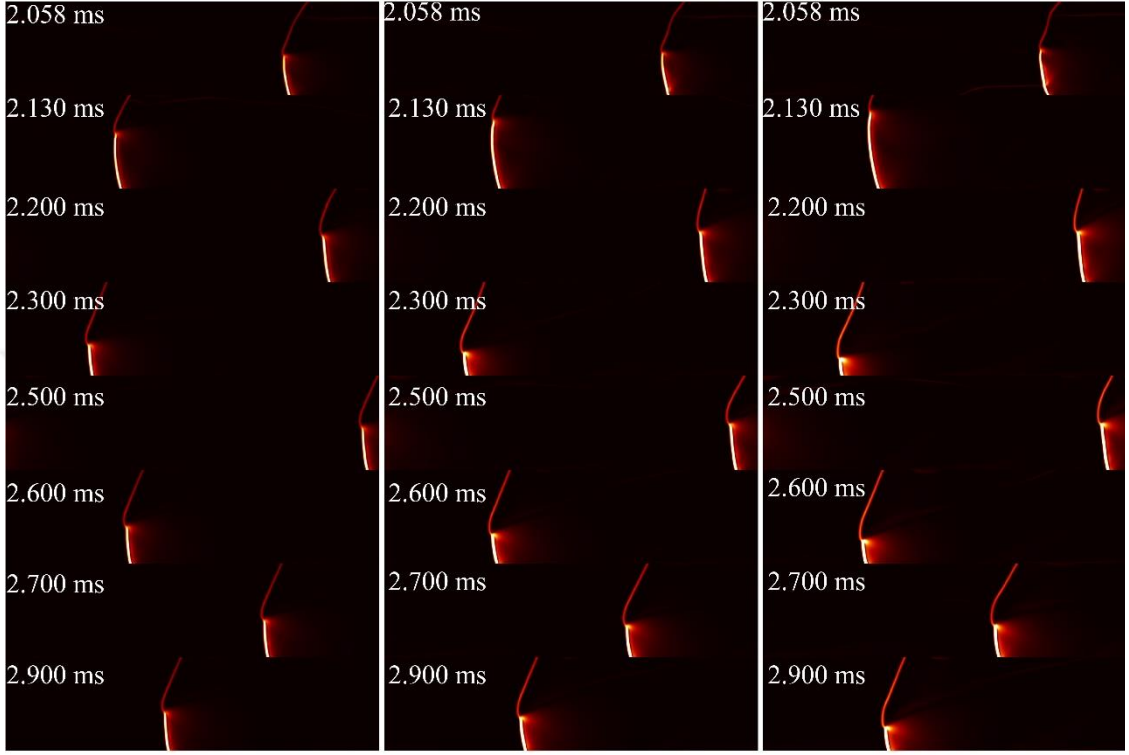
Referans enjeksiyon koşulları ile patlama dalgasının kararlı hale gelmesi sonrası eğik şok cephesi formu ve açısındaki değişimlerin oldukça düşük olduğu ve ortalama eğik şok açısının 63.4° olduğu belirlenmişti. Enjeksiyon koşullarının artış ve azalış senaryolarında patlama dalgasının yüksekliğindeki değişimler eğik şok açısı ve formunu etkilemiştir. Şekil 6.7’de verilen basınç gradyanları dağılımları incelendiğinde $t = 2.058$ ms anında eğik şok açısında lokal varyasyonların meydana geldiği ve $t = 1.200$ ms anındaki formunu yitirdiği görülmektedir.

Patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişim profilindeki salınımlar eğik şok açısını da etkilemektedir. p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında $t = 2.300$ ms anında ortalama eğik şok açıları sırası ile 68.2° , 67.4° ve 67.1° iken $t = 2.500$ ms anında açı değerleri sırası ile 65.2° , 61.8° ve 64.7° olduğu belirlenmiştir. Ortalama eğik şok açısındaki değişim p_{0x2} çalışmasında $t = 2.500$ ms anı sonrası asgari düzeye indiği ve benzer formların elde edildiği görülmektedir. Şekil 6.5’te patlama dalgası yüksekliğinin $t = 2.500$ ms anı sonrası değişim salınımlarının asgari düzeyi indirgenmesi bu durumu kanıtlar niteliktedir. p_{0x3} çalışmasında $t = 2.500$ ms sonrasında ortalama eğik şok açısı değişim gösterirken, eğik şok formunda benzer yapıların elde edildiği görülmektedir. p_{0x4} çalışmasında ise patlama dalgası yüksekliğindeki değişimler hem eğik şok formunun hem de ortalama eğik şok açısının sürekli değişime uğramasına neden olmuştur. Öyle ki p_{0x4} çalışmasında $t = 2.700$ ms anında ortalama eğik şok açısı 59.3° iken $t = 2.900$ ms anında 67.3° olduğu belirlenmiştir.

Enjeksiyon koşullarının değiştirilmesi sonrası patlama dalgasının yeniden kararlı moda geçiş evresinde ($t = 3.1 \sim 4.0$ ms) patlama dalgası açısı ve formunda meydana gelen değişimler Şekil 6.8’de verilmiştir. p_{0x2} çalışmasında patlama dalgası $t = 3.1$ ms sonrasında yeniden kararlı hale gelmiş ve Şekil 6.5’te görüldüğü üzere patlama dalgası yüksekliğindeki değişim asgari düzeye inmiştir. Bu nedenle eğik şok cephesi formunda herhangi bir değişim gözlemlenmemiştir ve ortalama eğik şok açısı 66.8° ’dir. p_{0x3} çalışmasında $t = 3.1 \sim 3.7$ ms aralığında eğik şok formunda herhangi bir değişiklik meydana gelmemiştir ve ortalama eğik şok açısı $64.8 \pm 0.9^\circ$ ’dir. p_{0x4} çalışmasında ise Şekil 6.8’de görüldüğü üzere hem eğik şok formunda hem ortalama eğik şok açısında değişimler sürmektedir. Ortalama eğik şok açısının $65.4 \pm 1.1^\circ$ olduğu tespit edilmiştir.



a)

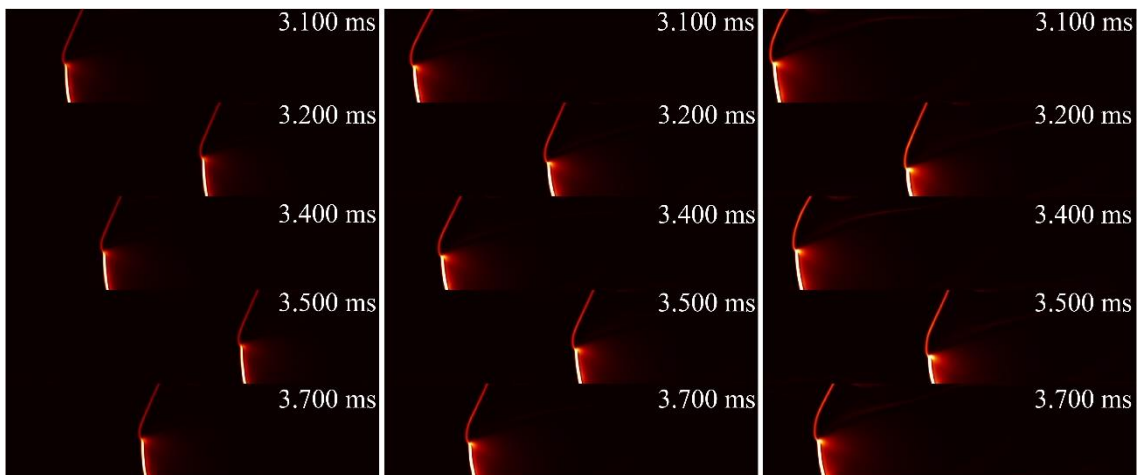


b)

c)

d)

Şekil 6.7. $t=2\sim 2.9$ ms aralığında a) p_{0x2} b) p_{0x3} ve c) p_{0x4} çalışmalarında patlama dalgası ve eğik şok cephesindeki değişimler



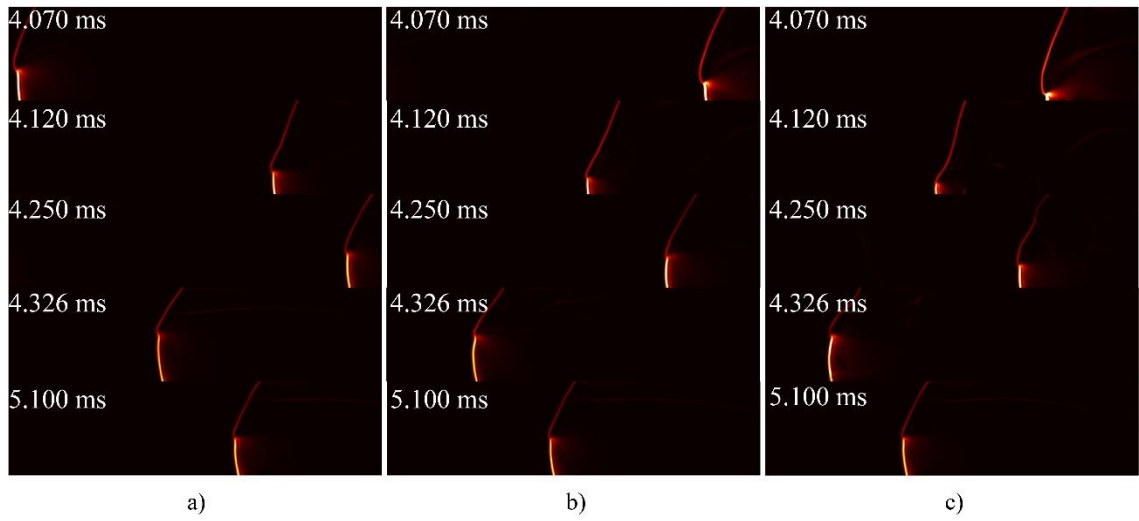
a)

b)

c)

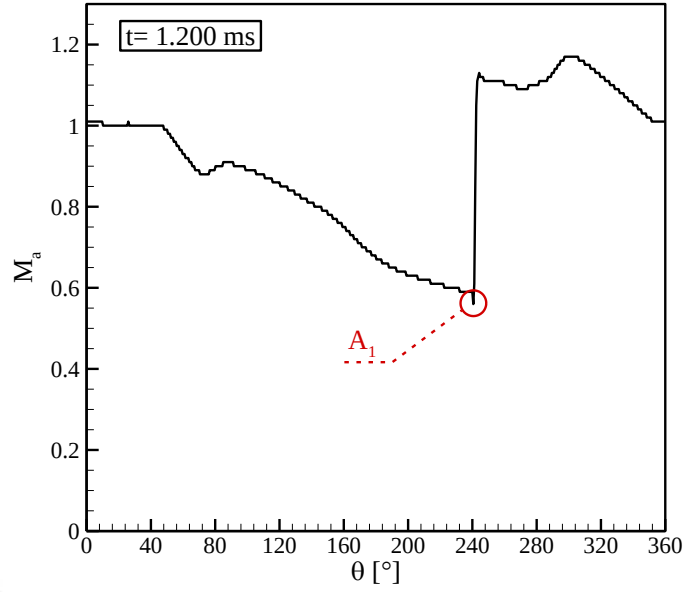
Şekil 6.8. $t=3.1\sim 3.7$ ms aralığında a) p_{0x2} b) p_{0x3} ve c) p_{0x4} çalışmalarında patlama dalgası ve eğik şok cephesindeki değişimler

Enjektör toplam basıncının ani düşüşü sonrası patlama dalgası yüksekliğinde ve blokaj oranlarındaki değişim Şekil 6.9’da görüldüğü üzere patlama dalgasının kararlı yapıdaki formu büyük oranda değişmiştir. Eğik şok cephesindeki lokal açı değişim dağılımları incelendiğinde blokaj oranındaki artışın eğik şok cephesi açısı ve formunda önemli derecede etkili olduğu görülmektedir. Eğik şok cephesi formundaki bozunmaların p_{0x2} ve p_{0x3} çalışmalarına göre p_{0x4} çalışmasında daha büyük ölçekte meydana geldiği tespit edilmiştir. Patlama dalgasının yeniden kararlı yapıya ulaşması ile ($t= 5.1$ ms) üç çalışmada da benzer eğik şok açıları ve formları elde edilmiştir.



Şekil 6.9. $t=4.0\sim5.1$ ms aralığında a) p_{0x2} b) p_{0x3} ve c) p_{0x4} çalışmalarında patlama dalgası ve eğik şok cephesindeki değişimler

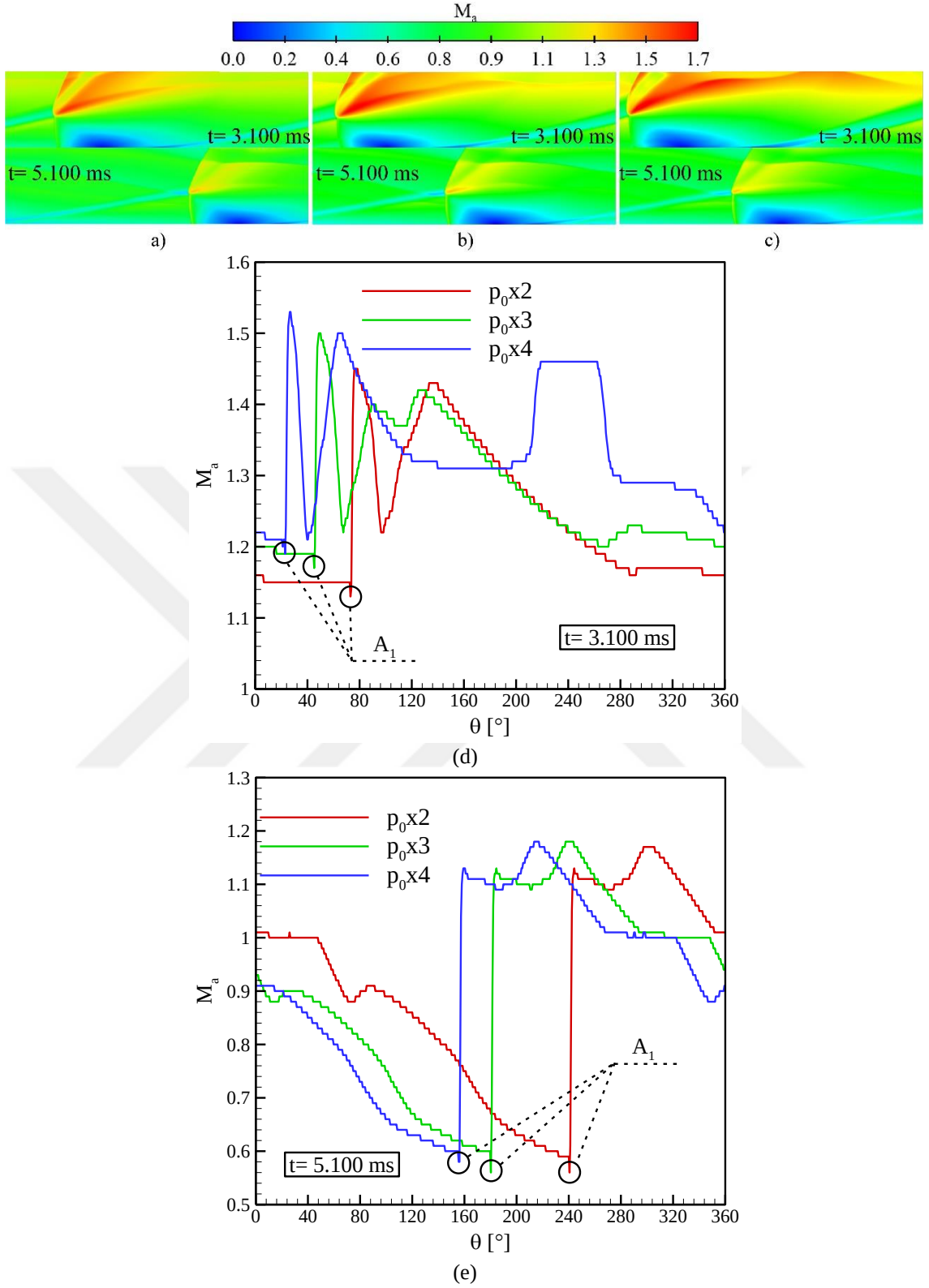
Dönen patlama motoru performansının değerlendirilmesinde bir diğer önemli değişken patlama kanalındaki Mach Sayısı dağılımıdır. Patlama dalgası cephesinde akış ses üstü hıza ulaşmakta ve eğik şok cephesi ardında ise Mach Sayısında ani artışlar meydana gelmektedir. Şekil 6.10’da görüldüğü üzere patlama kanalı çıkışında $\theta = 242.4^\circ$ ’de (A_1) eğik şok cephesinin konumlandığı ve Mach sayısında ani artışın meydana geldiği görülmektedir. Mach Sayısı dağılımı incelendiğinde patlama kanalı çıkışının % 45.7’sinde ses üstü rejimin elde edildiği görülmektedir.



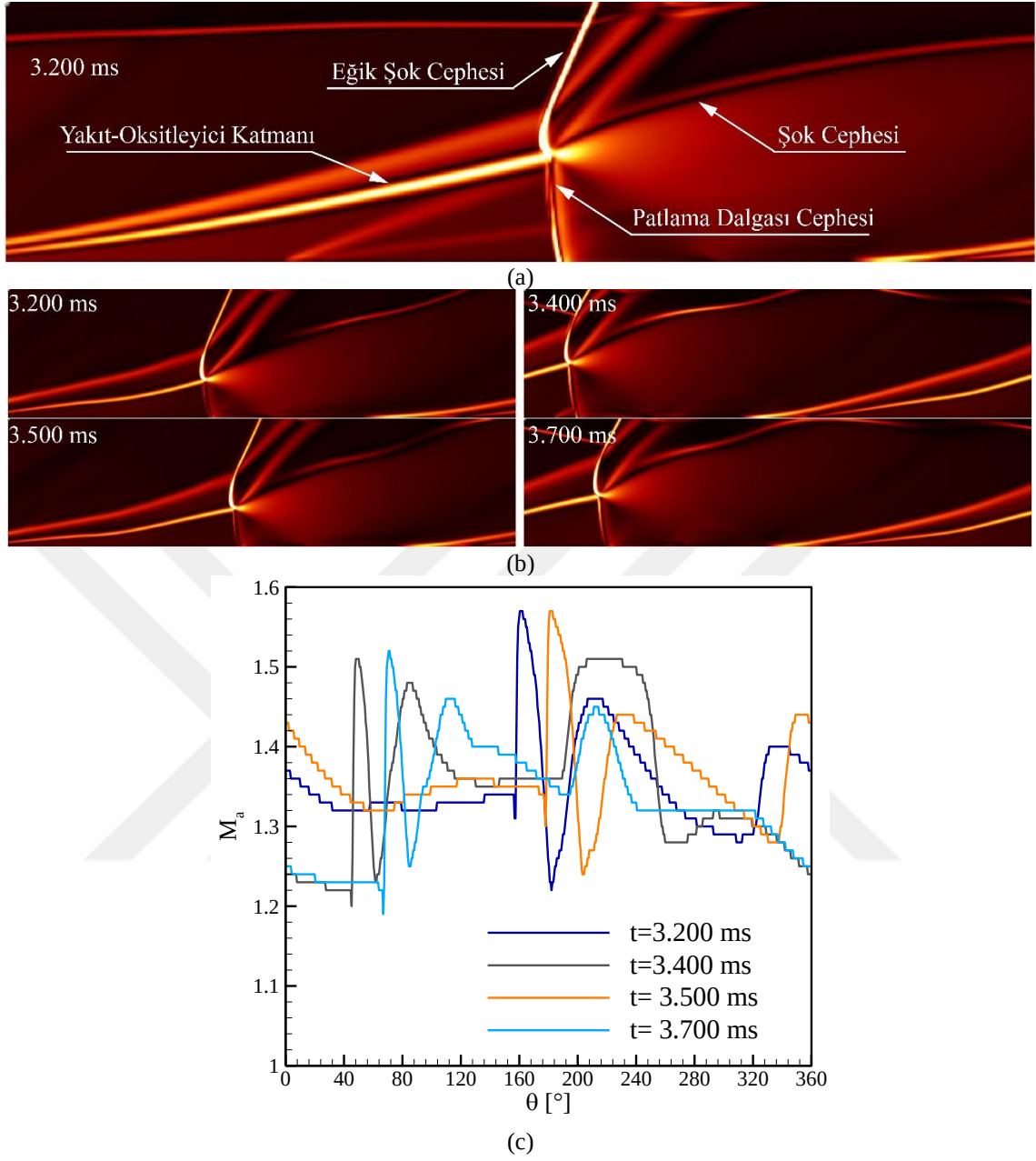
Şekil 6.10. $t = 1.200$ ms anında a)patlama kanalında b)patlama kanalı çıkışında Mach Sayısı dağılımı

Enjeksiyon koşullarının değişimine yönelik patlama kanalındaki Mach Sayısı değişiminin irdelenebilmesi için patlama dalgasının yeniden kararlı olduğu akış zamanları referans alınmıştır. Şekil 6.11’de $t = 3.100$ ms ve $t = 5.100$ ms anında patlama kanalı ve çıkışındaki Mach Sayısı dağılımları verilmiştir. Mach sayısının eğik şok cephesi sonrası 1.7 değerine yükseldiği görülmektedir. Patlama kanalı çıkışı Mach Sayısı dağılımı incelendiğinde $t = 3.100$ ms anında p_{0x2} ve p_{0x3} çalışmalarında benzer eğilimlerin meydana geldiği belirlenmiştir. Eğik şok cephesi ardında meydana gelen şok cephelerinin çıkış düzlemine nüfuz etmesi nedeniyle p_{0x4} çalışmasında $\theta = 211.7^\circ$ konumunda Mach sayısının yeniden artış gösterdiği tespit edilmiştir. Enjektör toplam basıncının artışı ile p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında patlama kanalı çıkışında akışın tamamen ses üstü görülmektedir ve ortalama Mach sayıları sırası ile 1.24, 1.28 ve 1.34’tür.

Enjektör toplam basıncı artışı sonrası p_{0x4} çalışmasında kararlı patlama dalgasının elde edilememesi beraberinde patlama dalgası yüksekliği ve eğik şok cephesinde de anlık değişimlerin meydana gelmesine neden olmuştur. Eğik şok cephesi ardında meydana gelen şok dalgalarının formlarını da etkilediği belirlenmiştir. Eğik şok cepheleri ardında meydana gelen şok cepheleri formlarındaki değişimlerin irdelenebilmesi için p_{0x4} çalışmasında Mach sayısı gradyanları kullanılmıştır.



Şekil 6.11. a) $p_0 \times 2$, b) $p_0 \times 3$ ve c) $p_0 \times 4$ çalışmalarında patlama kanalında d) $t= 3.100$ ms, e) $t= 5.100$ ms anlarında patlama kanalı çıkışında Mach Sayısı dağılımı

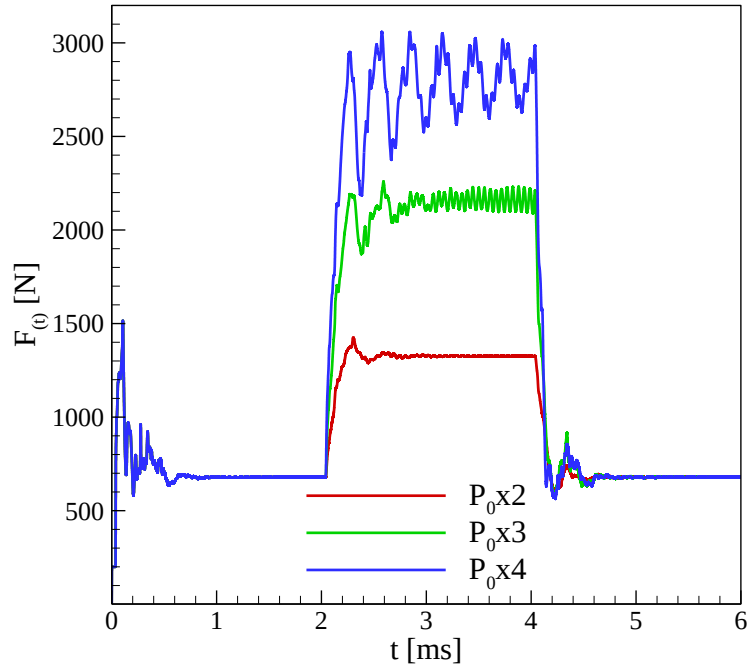


Şekil 6.12. a) $t = 3.200$ ms anında p_{0x2} çalışmasında, b) farklı akış zamanlarında p_{0x4} çalışmasında patlama kanalın eğik şok cephesi ve ardında oluşan şok cephesi yapısı c) farklı akış zamanlarında p_{0x4} çalışması patlama kanalı çıkışında Mach sayısı dağılımı

Kararlı dönen patlama motoru performansı irdelendiğinde eğik şok cephesi ve ardında oluşan şok cephelerinin formlarında asgari düzeyde değişimlerin meydana geldiği bilinmektedir. Şekil 6.12’de patlama kanalında Mach sayısı gradyanları verilmiştir. p_{0x2} çalışmasında $t = 3.100$ ms sonrasında eğik şok ve ardında oluşan şok cephelerinin formlarında asgari düzeyde değişimlerin meydana geldiği belirlenmiştir. Eğik şok cephesi ardında oluşan şok cephesinin patlama kanalına nüfuz etmediği Şekil 6.12 (a)’da görülmektedir. p_{0x4} çalışmasında patlama dalgasının kararsız yapısı bu şok

dalgalarının patlama kanalı çıkışına nüfuz etmesine yol açtığı belirlenmiştir. Bu durum Şekil 6.12 (c)'de görüldüğü üzere patlama kanalı çıkışında lokal mach sayıları ani artışına neden olmuştur. Lokal Mach Sayısındaki artış beraberinde patlama kanalı çıkış hız profilinde değişkenliğe neden olmuştur. Bunun yanında eğik şok cephesi ardındaki şok cepheleri temiz yakıt-hava karışımı katmanını etkileyerek kararsızlığı artırıcı etkiler oluşturmıştır.

Patlama dalgasının kararlı yapısı ile dönen patlama motorunda itki üretiminde sabit değerlere ulaşılabilir. Şekil 6.13'te enjeksiyon koşullarının değişimi ile dönen patlama motorunda üretilen itkinin zamanla gelişimi verilmiştir. Patlama dalgasının $t = 1.200$ ms anında neredeyse sabit olduğu ve enjektör basıncının ani artışı ile üretilen itki değerlerinde de ani artışların meydana geldiği görülmektedir. p_{0x2} çalışmasında $t = 3.100$ ms anında patlama dalgası yeniden kararlı yapıya ulaşması ile neredeyse sabit itki üretimi gerçekleştirilmiştir. İtki üretimi dağılımlarındaki salınımlar, patlama dalgası cephesi ve dahası eğik şok cephesinin formundaki kararlılık ile doğrudan ilgilidir. $t = 3.100$ ms sonrasında eğik şok açısı ve patlama dalgası yüksekliğinde değişimin asgari düzeye indirgenmesi p_{0x2} çalışmasında geçiş modu sonrası neredeyse sabit değerde itki üretimin gerçekleşmesini sağlamıştır. p_{0x3} çalışmasında, p_{0x2} çalışmasına göre patlama dalgası yüksekliği ve ortalama eğik şok açısında daha büyük değişimlerin meydana gelmesi üretilen itkinin zamanla gelişim genlikleri dağılımını kanıtlar niteliktedir. Üretilen itkinin zamanla gelişim profili p_{0x3} çalışmasında her ne kadar periyodik olsa da p_{0x2} çalışmasına göre daha büyük genliklere sahiptir. p_{0x4} çalışmasında ise sağlanamayan patlama dalgası kararlılığı, itki dağılımında büyük salınımlara yol açmıştır. Enjektör toplam basıncının ani artışı sonrası $t = 3.1 \text{ ms} \sim 4.0 \text{ ms}$ aralığında hesaplanan ortalama itki değerleri p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında sırası ile $1326 \pm 3.6 \text{ N}$, $2160 \pm 68.5 \text{ N}$ ve $2810 \pm 243 \text{ N}$ 'dur. Enjektör toplam basıncının ilk basınca düşürülmesi sonrası itkinin zamanla gelişim eğilimi benzer olup, geçiş modu sonrasında ($t = 5.1 \text{ ms}$) üretilen itkinin neredeyse sabit değerlerde seyir ettiği görülmektedir. Geçiş modu sonrası üretilen ortalama itki değeri 678.7 N olup, $t = 1.1 \text{ ms} \sim 2 \text{ ms}$ aralığındaki üretilen ortalama itki değerine eşittir.



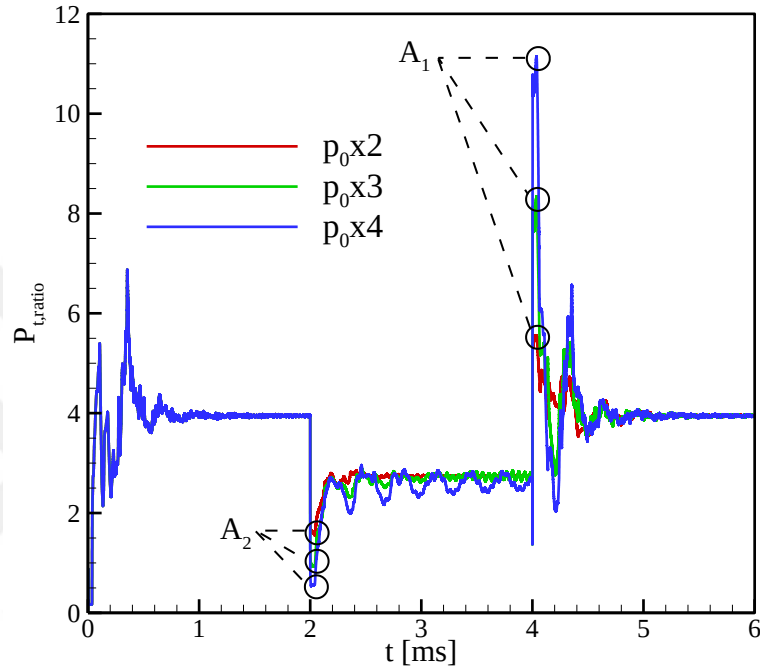
Şekil 6.13. Patlama kanalı çıkışında itkinin zamanla dağılımı

Dönen patlama motorunda basınç kazanımının incelenebilmesine dair patlama kanalı çıkışı ve girişindeki toplam basınç oranı dağılımı incelenmiştir. Şekil 6.14'te verilen toplam basınç oranı dağılımı incelendiğinde geçiş modunda yüksek değişimlerin meydana geldiği ve kararlı moda geçilmesi ile toplam basınç oranı gelişim eğilimindeki salınımların asgari düzeye indirildiği görülmektedir. Kararlı dalga modunda ($t=1.1\sim 2$ ms) başlangıç enjektör toplam basıncı ile dönen patlama motorunda toplam basınç oranının 3.95 ± 0.0138 'dir.

Enjektör toplam basıncının ani artışı ile toplam basınç oranlarında ani bir düşüşün (A_2) meydana geldiği görülmektedir. Bu durum patlama kanalı çıkışı çevresel doğrultusu boyunca başlangıç enjektör koşulları ile elde edilen ortalama toplam basınç değeri ile ilgilidir. Enjektör toplam basıncının tekrar ilk koşullara ani olarak düşürüldüğü $t=4.000$ ms anında toplam basınç oranlarında ani artışların (A_1) meydana geldiği belirlenmiştir. A_2 ile gösterilen düşüşlere paralel olarak A_1 bölgelerinde gerçekleşen artışlar, patlama kanalı çıkışında artırılmış enjektör toplam basıncı ile elde edilen patlama kanalı çıkışı çevresel doğrultu boyunca ortalama toplam basınç değeri ile ilgilidir.

Enjektör toplam basıncının ani artışı sonrası p_{0x2} çalışmasında $t= 3.1$ ms sonrası toplam basınç oranı gelişimi yeniden kararlı hale gelmiştir. p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında ise toplam basınç oranı gelişim eğiliminin $t=3.1$ ms sonrasında periyodik ve p_{0x2}

çalışmasına büyük genliklere sahip salınımlar sergilemiştir. Enjektör toplam basıncının artışı ile toplam basınç oranı dağılımında her üç çalışmada da referans enjektör koşullarına göre düşük değerler elde edilmiştir. Öyle ki $t = 3.1$ ms sonrasında p_{0x2} , p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında ortalama toplam basınç oranlarının sırası ile 2.745 ± 0.0031 , 2.734 ± 0.0455 ve 2.61 ± 0.1097 'dir.



Şekil 6.14. Toplam basınç oranının zamanla gelişim profilleri

6.4. Enjektör Koşullarının Değişimi Çalışmalarına Yönelik Çıkarımlar

Literatür taraması kapsamında enjektör koşullarındaki değişim ile deneysel ve sayısal çalışmalarda patlama dalgası yapısı, özellikleri, yayılımı ve kararlılığına dair önemli farklılıkların meydana geldiği belirlenmiştir. Bu nedenle tez çalışmasının bu bölümünde enjektör toplam basınçları ani olarak artırılarak patlama dalgası yapısı, yayılımı ve dönen patlama motoru performansındaki değişimler irdelenmiştir. Enjektör koşullarının değişimi çalışmalarına yönelik çıkarımlar aşağıda sıralanmıştır.

- Enjektör toplam basıncının ani artışı ile patlama dalgası cephesi basınç değerinin de artışı gerçekleşmiştir.
- Enjektör toplam basıncının ani artışı ile patlama dalgası yayılım kararlılığı bozulmuş ve patlama kanalı girişi anlık blokaj oranlarında değişimler meydana gelmiştir. p_{0x2} çalışmasında patlama dalgasının yeniden kararlı hale geldiği

belirlenmiş ve patlama kanalı girişindeki toplam kütleli debi değeri salınımları yeniden asgari düzeye indirgenmiştir. Belirtilen zaman aralığında p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında ise patlama kanalı girişindeki toplam kütleli debi değeri salınımlar meydana gelmiş ve bu salınımların periyodik olarak değişim gösterdiği belirlenmiştir.

- Patlama kanalı girişi toplam kütleli debi değeriindeki bu değişimler patlama dalgası yüksekliğini de etkilemiştir. Öyle ki patlama dalgası yüksekliği enjektör toplam basıncı artışı sonrası p_{0x2} çalışmasında yeniden kararlı hale gelirken, p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında kararlılığını yitirmiştir. Belirtilen zaman diliminde patlama dalgası yüksekliği değişim eğiliminin p_{0x4} çalışmasında p_{0x3} çalışmasına göre daha büyük salınım genliklerine sahip olduğu tespit edilmiştir.
- Enjektör toplam basıncı artışı ile tüm çalışmalarda patlama kanalı çıkışının neredeyse tamamı ses üstü rejime sahip olduğu belirlenmiştir.
- Dönen patlama motorunda itki üretimi enjektör basıncının artışı ile artış göstermiştir. Patlama dalgasının kararlı yeniden kararlı hale geldiği p_{0x2} çalışmasında itki üretimi de yeniden kararlı hale gelmiştir. p_{0x3} ve p_{0x4} çalışmalarında itki eğilim salınımlarının periyodik ve p_{0x2} çalışmasına göre daha büyük genliklere sahip olduğu gözlemlenmiştir.

7. ENJEKTÖR KONFIGÜRASYON PERFORMANSLARININ BELİRLENMESİ

Kararlı dalga yapısının korunumu ve yayılım devamlılığının sağlanabilmesi için yüksek karışım verimliliğine sahip yakıt ve oksitleyici katmanının oluşturulması gerekmektedir. Doğrulama analizlerinde patlama dalgası hızının 1870 m/s mertebelerine ulaştığı düşünüldüğünde, patlama kanalının yeniden doldurulması ve yakıt-oksitleyici karışım uygulamasının gerçekleştirilmesi için gereken süre milisaniyeden daha düşük seviyelerdedir. Bu nedenle dönen patlama motoru uygulamalarında doğru enjektör konfigürasyonun elde edilmesi kritik öneme sahiptir.

Tez çalışmasının bu bölümünde dönen patlama motoru tam ölçekli sayısal çalışmaları öncesi enjektör konfigürasyonlarının performansı değerlendirilmiştir. Sayısal çalışmalar için periyodik akış hacimleri oluşturulmuştur. Sayısal çalışmalar kimyasal reaksiyon olmaksızın gerçekleştirilmiştir. Sonuç olarak enjektör konfigürasyonlarının karışım verimliliği ve toplam basınç kayıpları hesaplanarak ideal enjektör konfigürasyonu belirlenmiştir.

7.1. Kimyasal Reaksiyon Olmaksızın Gerçekleştirilen Sayısal Çalışmalar

Literatürde yer alan çalışmalar incelendiğinde yakıt ve oksitleyici, önceden karışmış ve karışmamış olarak patlama kanalı yönlendirilmektedir. Önceden karışmış enjeksiyon modeli ile yakıt ve oksitleyicinin patlama kanalına aktarılması sonrası tam yanma ve yakıt-oksitleyici katmanında patlama dalgası ile yüksek sıkıştırılabilirlik kabiliyeti elde edilmektedir [106]. Önceden karışmış enjeksiyon modelinin bu avantajlarının yer almasının yanı sıra, dönen patlama motoru uygulamalarında bu enjeksiyon modeli ile büyük riskler de meydana gelebilmektedir. Gaillard vd., bu riskleri iki ana başlıkta açıklamaktadır. İlk olarak geri basıncın besleme basıncından yüksek olması durumunda ses altı yanma ile yayılan yüksek sıcaklığa sahip türlerin nüfuzudur. İkinci durum ise patlama dalgasının enjektör boyunca iletimidir. İkinci durum oldukça önemli bir risk olup, enjektör çaplarının patlama dalgası hücre boyutlarından küçük olması halinde önlenebilmektedir. Bu koşul üretim açısından oldukça zordur [106].

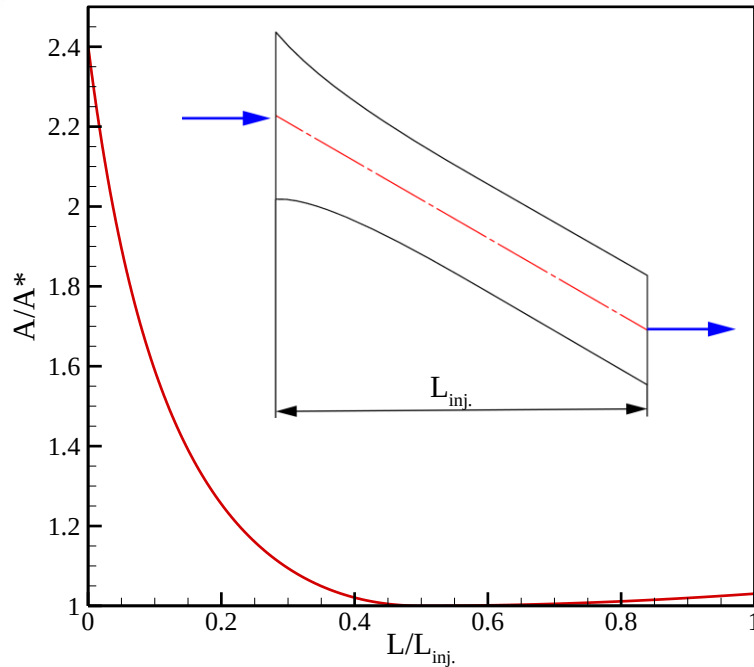
Belirtilen riskler nedeniyle deneysel çalışmalarda yakıt ve oksitleyici önceden karışmamış olarak patlama kanalına aktarılmaktadır. Yakıt ve oksitleyicinin önceden karışmamış enjeksiyon yöntemi ile patlama kanalına yönlendirilmesi durumunda asgari basınç kayıplarının sağlanabilmesi gerekmektedir. Bu nedenle enjektör performansının

belirlenebilmesinde patlama kanalında karışım verimliliğinin yanı sıra enjektörlerde meydana gelen toplam basınç kayıpları da irdelenmelidir.

Enjektör konfigürasyon performansının belirlenmesine yönelik sayısal çalışmalarda periyodik akış hacimleri kullanılmıştır. Tam ölçekli sayısal çalışmaların yüksek gereksinimleri nedeniyle enjektör performanslarının belirlenmesine yönelik çalışmaları kimyasal reaksiyon mekanizması olmaksızın gerçekleştirilmiştir. Patlama dalgası yayılımı ve blokaj oluşumları göz ardı edilmesi nedeniyle bu çalışmalarda periyodik akış hacimleri kullanılmıştır. Toplam basınç kayıplarının belirlenebilmesi için periyodik akış hacimlerine yakıt ve oksitleyici kanalları da eklenmiştir.

7.2. Yakınsak-İraksak Enjektör Konfigürasyonu

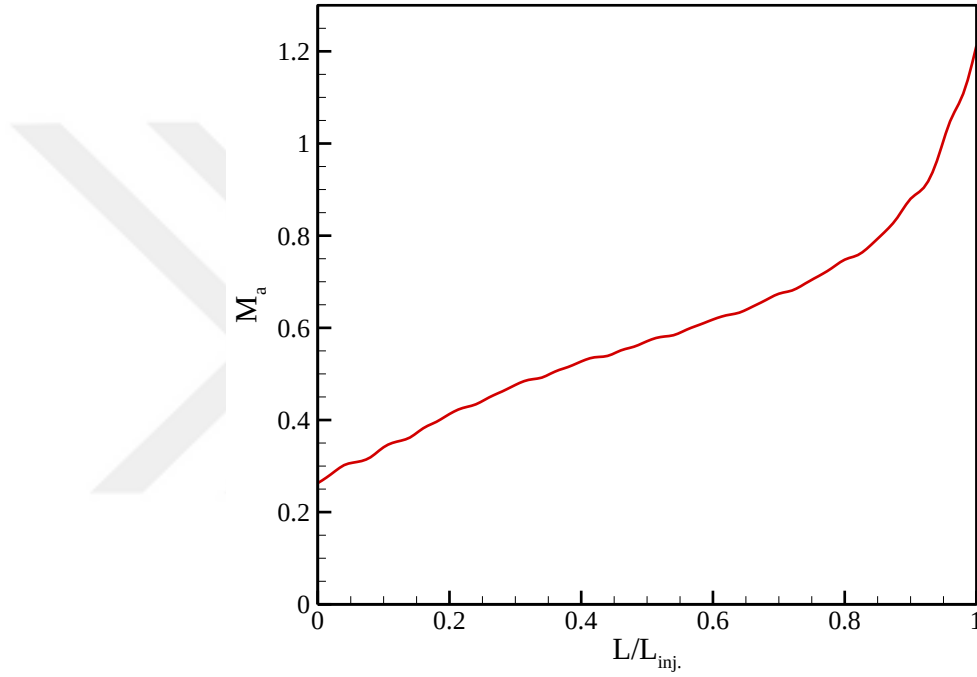
Enjektör performansı üzerine toplam basınç kaybı etkisi düşünülerek 1. Enjektör konfigürasyonu çalışma matrisinde yer alan yakınsak-ıraksak nozül ile Model-1 oluşturulmuştur. Model-1 için hava enjektörü modellenmesinde çıkış Mach Sayısının 1.2'ye eşit olması durumu referans alınmıştır. Enjektör açısının 30° olduğu hava enjektörünün geometri detayları Şekil 7.1'de sunulmuştur.



Şekil 7.1. Model-1 hava enjektörü geometrik detayları

Şekil 7.1'de Model-1 hava enjektörünün modellenmesinde Mach Sayısının eksenel akış doğrultusu boyunca doğrusal değişimi referans alınarak geometrik detayları

belirlenmiştir. Akışın $L/L_{inj}=0.5$ konumunda boğulmuş ve enjektör çıkışında ise ses üstü olması hedeflenmiştir. Model-1 hava enjektör konfigürasyonunda akış doğrultusu boyunca kütle ağırlık ortalamalı Mach Sayısı dağılımı verilmiştir. Mach Sayısı dağılımı incelendiğinde çıkış yüzeyinde 1.2 Mach Sayısının elde edildiği görülmektedir. Mach gelişiminin $L/L_{inj}=0.8$ konumuna kadar doğrusal bir artış sergiler iken bu konumdan itibaren daha yüksek artışların meydana geldiği belirlenmiştir. Bunun yanı sıra hava enjektörü içerisinde şok cephelerine rastlanmamıştır.



Şekil 7.2. Model-1 hava enjektörü akış doğrultusu boyunca kütle ağırlık ortalamalı Mach sayısı dağılımı

7.3. Karışım Verimliliğinin Belirlenmesi

Dönen patlama motorunda karışım verimliliği patlama dalgası yayılım devamlılığı ve kararlılığı konusunda oldukça önemli bir değişkendir. Karışım verimliliğindeki düşüşler patlama dalgası yayılımının sonlanmasına ve ses altı yanma moduna geçişine neden olabilmektedir. George vd., çalışmalarında yüksek global eşdeğerlilik oranlarının patlama dalgasının sonlanmasına neden olduğunu belirtmişlerdir [7]. Bunun yanı sıra önceden karışmamış enjeksiyon modelinde patlama kanalı içerisindeki eşdeğerlilik oranı değişimi patlama dalgası özelliklerini de etkilemektedir.

Eşdeğerlilik oranının patlama kanalındaki değişimi beraberinde farklı yanma modlarının meydana gelmesine ve patlama dalgası cephesinde akış değişkenlerinde lokal değişimlere neden olmaktadır. Patlama dalgası cephesindeki bu değişimler patlama

dalgası ardını ve dahası enjektör çıkışındaki akış profilini etkilemektedir. Bu durum kararsızlığı artırmak ve patlama dalgasının ses altı yanma moduna dönüşmesi ile sonuçlanabilmektedir. Denklem 7.1’de patlama kanalında karışım verimliliğinin belirlenmesinde kullanılan bağıntı verilmiştir. Verilen bağıntıda “ ρ ” yoğunluk, “ w ” aksel hız, “ $Y_{H_2}^r$ ” yanabilir hidrojen kütle fraksiyonunu, “ Y_{H_2} ” ise toplam hidrojen kütle fraksiyonudur. Yanabilir hidrojen fraksiyonu Denklem 7.2’de verilen bağıntı ile elde edilmiştir. Denklem 7.2’de verilen bağıntıda “ $Y_{H_2}^{stok.}$ ” Değişkeni, stokiyometrik hidrojen kütle fraksiyonu olup bu değişkenin değeri 0.0283’dir [129-131].

$$\eta_{mix} = \frac{\iint Y_{H_2}^r \cdot \rho w \cdot dx dy}{\iint Y_{H_2} \cdot \rho w \cdot dx dy} \quad (7.1)$$

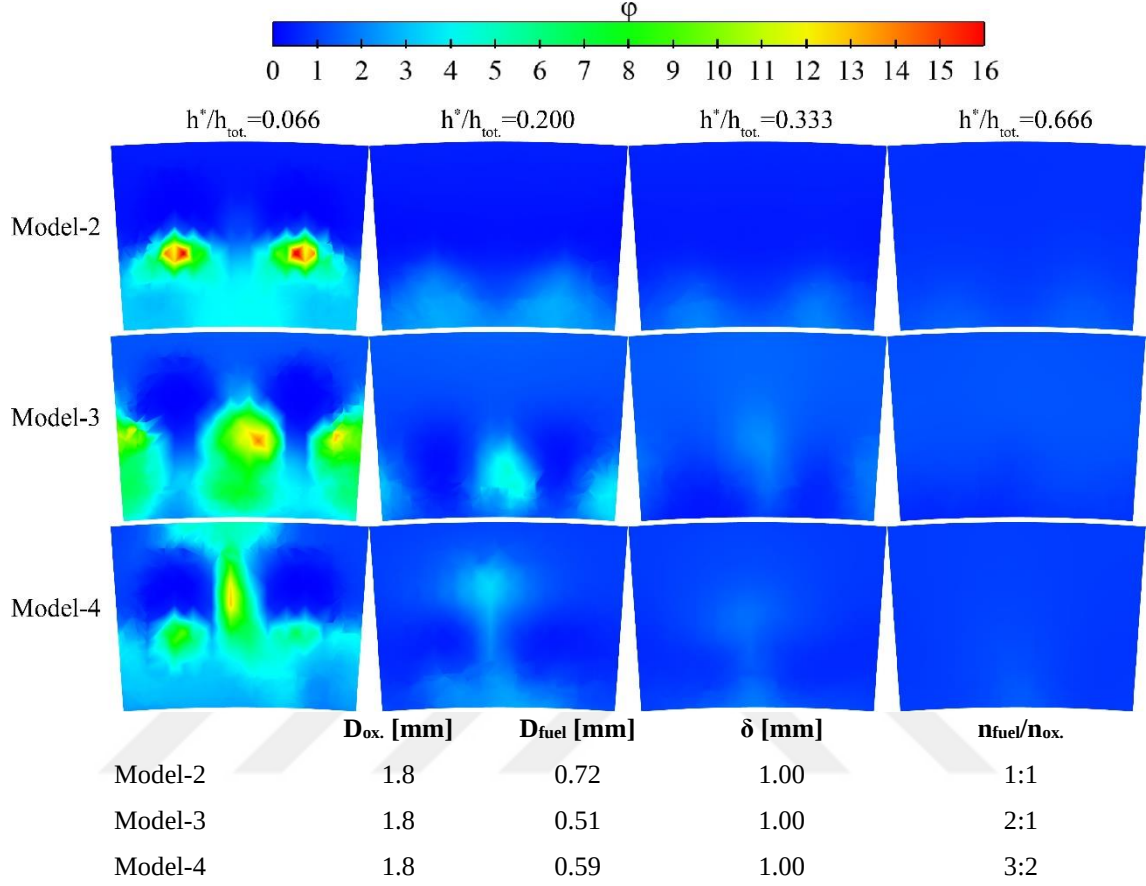
$$Y_{H_2}^r = \begin{cases} Y_{H_2} & Y_{H_2} \leq Y_{H_2}^{stok.} \\ \left(\frac{1 - Y_{H_2}}{1 - Y_{H_2}^{stok.}} \right) Y_{H_2}^{stok.} & Y_{H_2} > Y_{H_2}^{stok.} \end{cases} \quad (7.2)$$

Denklem 7.1 ve 7.2’de verilen bağıntılar incelendiğinde stokiyometrik karışıma yaklaştıkça karışım verimliliği artmakta ve stokiyometrik karışımın sağlanması halinde ise karışım verimliliği 1’e eşit olmaktadır. Bu nedenle patlama kanalındaki karışım verimliliğinin incelenmesinin öncesinde aksel doğrultu boyunca eşdeğerlilik oranları dağılımları belirlenmiştir. Lokal eşdeğerlilik oranı Denklem 7.3’te verilen bağıntı ile hesaplanmıştır. Denklem 7.3’te Mw_{hava} ve Mw_{H_2} değişkenleri sırası ile hava ve hidrojenin molar kütleleridir [106].

$$\phi = \frac{Mw_{hava} Y_{H_2}}{Mw_{H_2} Y_{hava}} \quad (7.3)$$

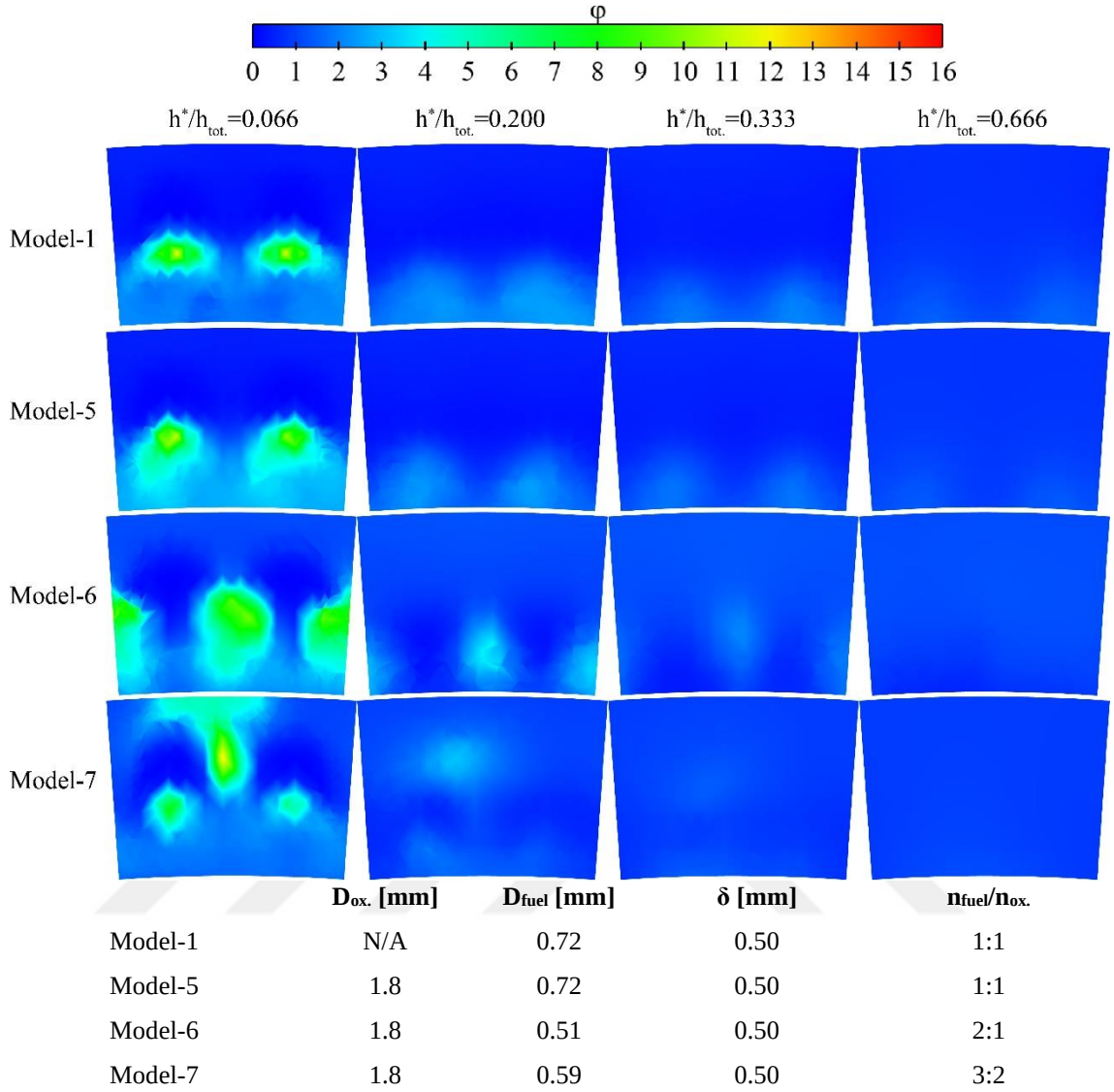
Patlama kanalında lokal eşdeğerlilik oranı değişiminin asgari düzeye indirgenmesi patlama dalgasının kararlı yayılımını olumlu doğrultuda etkilemektedir. Tam ölçekli sayısal çalışmalar öncesinde enjektörlerin bu kapsamda performanslarının belirlenmesi oldukça önemlidir. Referans sayısal çalışmada kararlı patlama dalgası yüksekliğinin ($h_{tot.}$) 30 mm olduğu belirtilmişti [32]. Periyodik sayısal çalışmalarda lokal eşdeğerlilik oranı dağılımı h_{tot} yüksekliğine kadar incelenmiştir. Şekil 7.3’de $\delta = 1$ mm için patlama kanalının aksel doğrultusu boyunca eşdeğerlilik oranı değişimi sunulmuştur. Lokal eşdeğerlilik oranının enjektör duvarına yakın cidarlarda artış sergilediği görülmektedir. Öyle ki Model-2’de bu oranın lokal olarak 20’ye kadar yükseldiği belirlenmiştir. Model-

3 ve Model-4’de lokal eşdeğerlilik oranının en yüksek değerlerinin sırası ile 15.9 ve 14’dür.



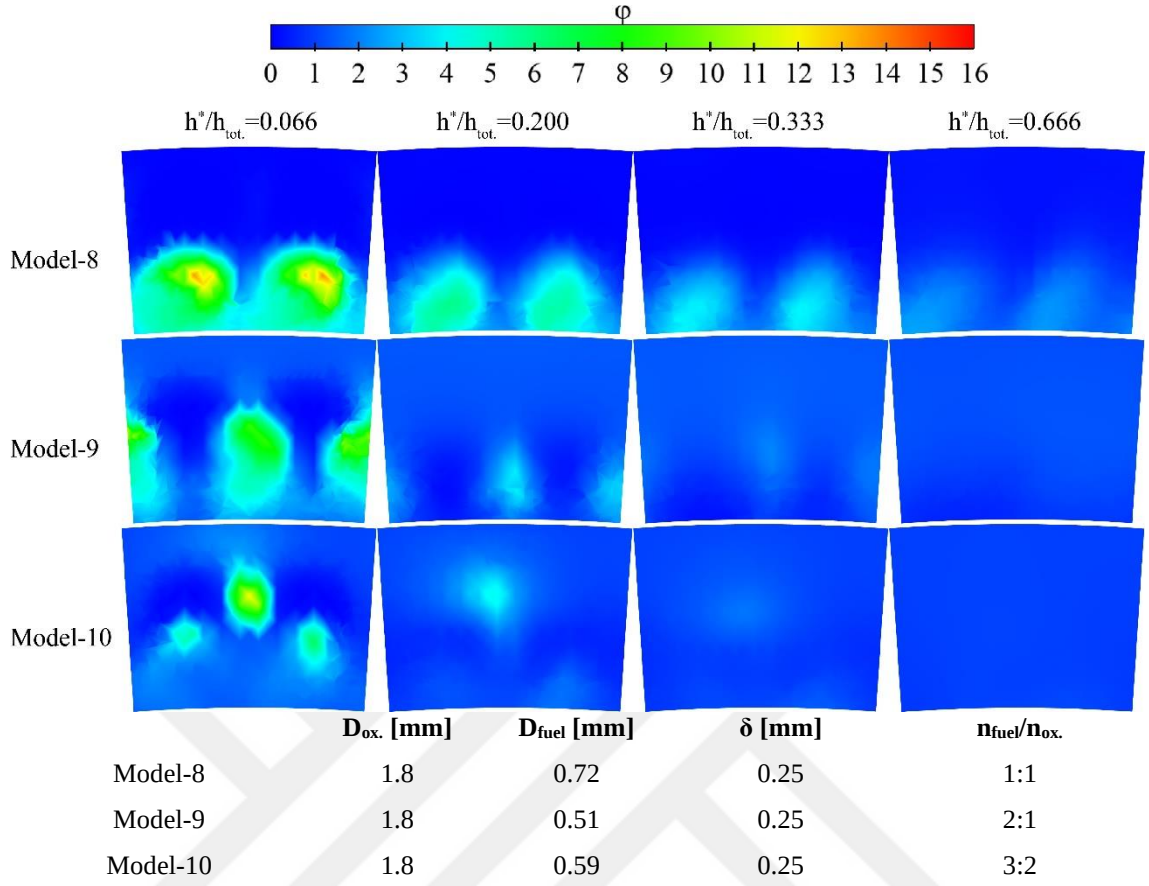
Şekil 7.3. Enjektör aralığının (δ) 1 mm olması halinde patlama kanalında eşdeğerlilik oranı dağılımı

Enjektör aralığının 0.5 mm olması durumunda yine enjektör duvarına yakın bölgelerde lokal eşdeğerlilik oranlarında artışların meydana geldiği görülmektedir. Şekil 7.4’de görüldüğü üzere enjektör duvarından patlama kanalı çıkışına doğru lokal eşdeğerlilik oranının stokiyometrik orana yaklaştığı belirlenmiştir. $h^*/h_{tot}=0.066$ düzleminde Model-1, Model-5, Model-6 ve Model-7’de lokal eşdeğerlilik oranının en yüksek değerleri sırası ile 12.9, 14.7, 10.5 ve 12.5’dir.

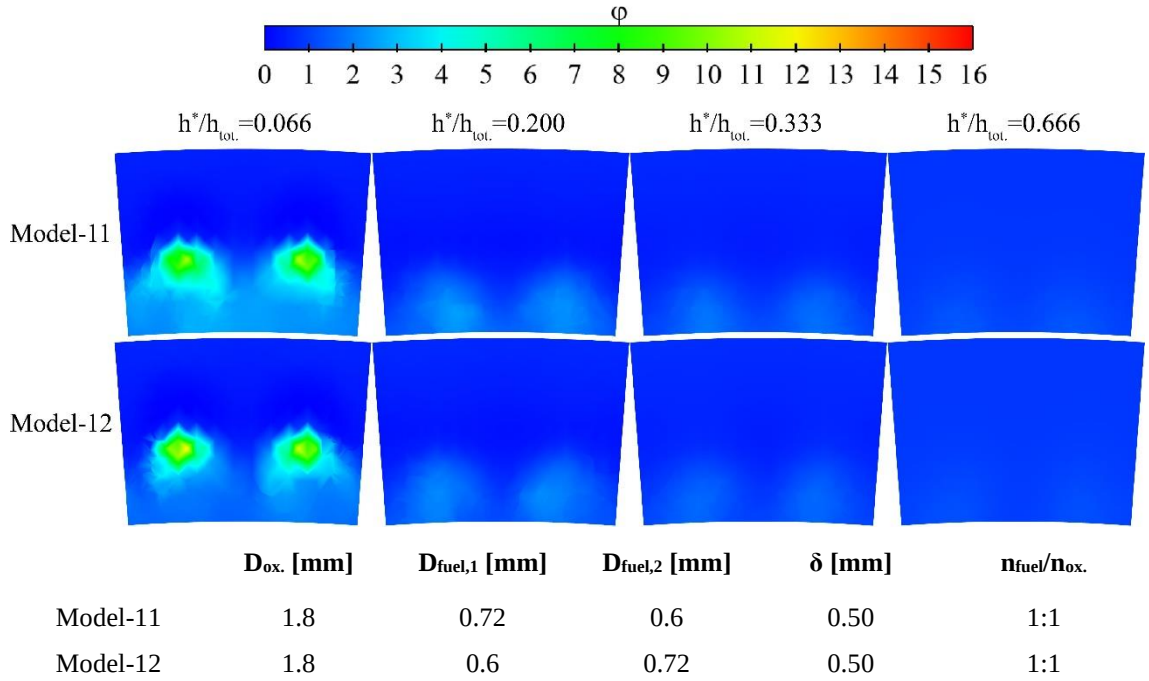


Şekil 7.4. Enjektör aralığının (δ) 0.5 mm olması halinde patlama kanalında eşdeğerlilik oranı dağılımı

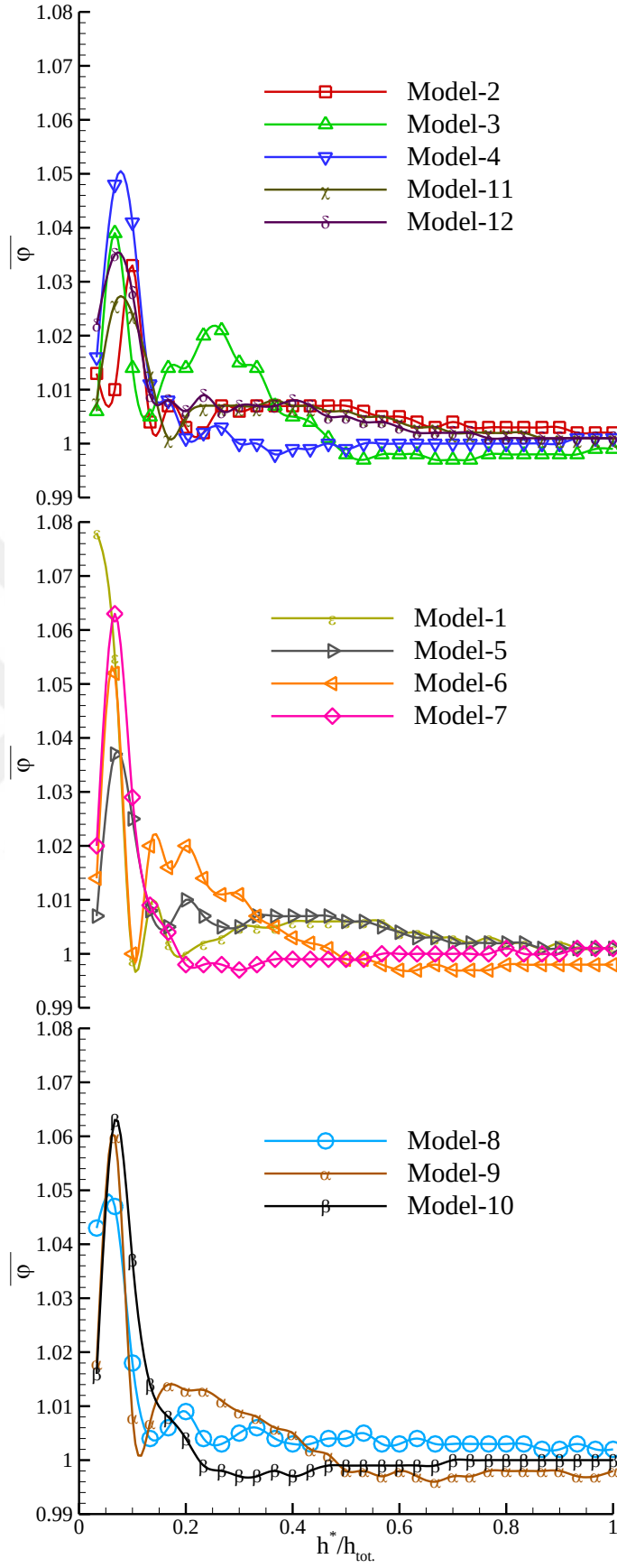
Şekil 7.5 ve Şekil 7.6’da görüldüğü üzere enjektör aralığının 0.25 mm ve eliptik yakıt enjektör çıkış formlarında da diğer enjektör konfigürasyonları ile uyumlu sonuçlar elde edilmiştir. $h^*/h_{tot.}=0.333$ oranına kadar lokal eşdeğerlilik oranlarında ani değişimlerin meydana geldiği görülmektedir. $h^*/h_{tot.}=0.333$ oranından sonra lokal eşdeğerlilik oranında üniform dağılımlar elde edilmiştir. Model-8’de, Model-9 ve Model-10’a göre daha yüksek eşdeğerlilik oranı dağılımı meydana gelmiştir. Bununla birlikte eliptik yakıt enjektörü çıkış formlarında, eliptik formun eksenel değişimi eşdeğerlilik oranı dağılımına etkisinin göz ardı edilebilir seviyede olduğu tespit edilmiştir.



Şekil 7.5. Enjektör aralığının (δ) 0.25 mm olması halinde patlama kanalında eşdeğerlilik oranı dağılımı



Şekil 7.6. Eliptik yakıt enjektör çıkış formunun patlama kanalında eşdeğerlilik oranı dağılımı üzerine etkisi



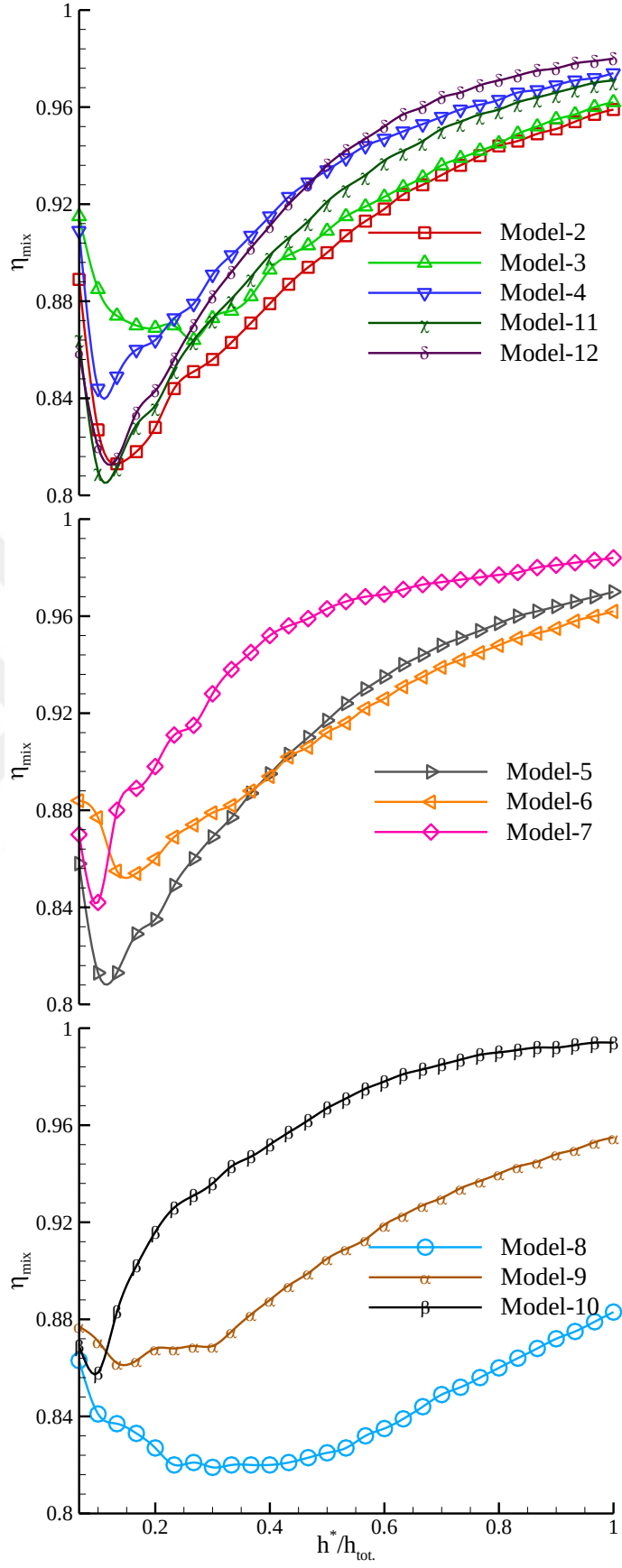
Şekil 7.7. Patlama kanalı eksenel doğrultu boyunca kütle ağırlık ortalama eşdeğerlilik oranı dağılımı

Patlama kanalı eksenel doğrultusu boyunca kütle ağırlıklı eşdeğerlilik oranı dağılımı, üniform dağılımın başlangıcına dair detaylı sonuçlar sunmaktadır. Öyle ki Şekil 7.7’de görüldüğü üzere Model-7, $h^*/h_{tot}=0.2$ konumundan itibaren kütle ağırlıklı ortalama eşdeğerlilik oranı dağılımının neredeyse sabit olduğu görülmektedir. Diğer konfigürasyonlardan Model-4 ve Model-8, $h^*/h_{tot}= 0.3$ konumundan itibaren kütle ağırlıklı ortalama eşdeğerlilik oranı değerinin neredeyse sabit bir değere ulaştığı belirlenmiştir. Model 10 enjektör konfigürasyonu ile kütle ağırlıklı ortalama eşdeğerlilik oranı değerinin $h^*/h_{tot}= 0.6$ konumu ile sabit değere ulaştığı görülmektedir.

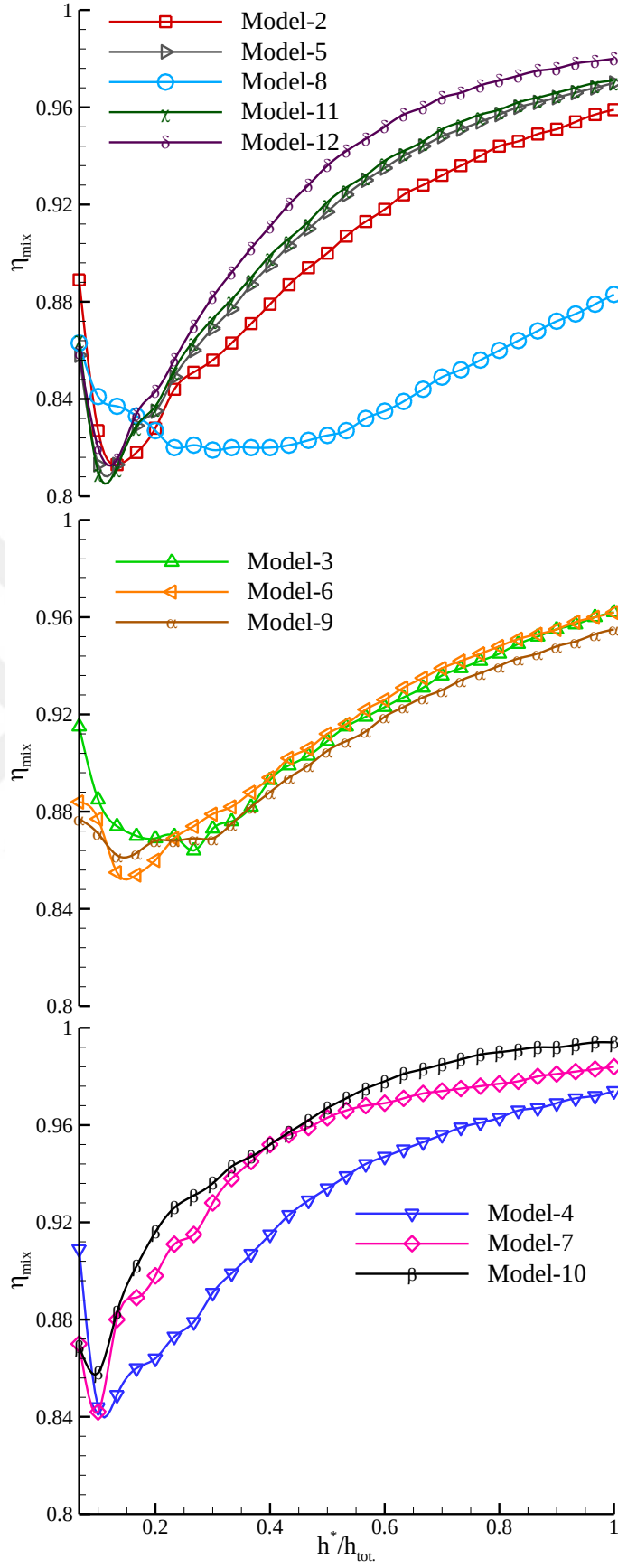
Enjektör konfigürasyonlarının karışım verimliliği iki sınıflandırma ile irdelenmiştir. İlk sınıflandırma enjektör aralıklarının sabit ve enjektör alan oranlarının değişimi, ikinci sınıflandırma ise enjektör oranları sabit ve enjektör aralıklarının değişkenliği göz önüne alınarak oluşturulmuştur. Şekil 7.8’de patlama kanalı eksenel doğrultusu boyunca karışım verimliliğinin tüm konfigürasyonlarda benzer gelişim eğilimleri gösterdiği belirlenmiştir. $h^*/h_{tot} < 0.1$ aralığına kadar ani düşüşlerin meydana geldiği ve sonrasında ise tekrar yükselme eğilimine geçiş yaptığı görülmektedir. Şekil 7.7’de sunulan kütle ağırlık ortalamalı eşdeğerlilik oranında ise bu aralığa kadar ani artış ve sonrasında ise ani düşüşler elde edilmiştir. Bu durum karışım verimliliğinin stokiyometrik orana yaklaştıkça artış göstereceğini belirtmektedir.

Şekil 7.8’de enjektör aralığının sabit ve enjektör sayısı oranının değişkenlik gösterdiği sınıflandırmada karışım verimliliği dağılımı incelendiğinde enjektör sayısı oranındaki artışın karışım verimliliğine de pozitif etki oluşturduğu görülmektedir. Bunun yanı sıra eliptik yakıt enjektör konfigürasyonları da Model-4’e benzer karışım verimliliği dağılımı sergilenmektedir.

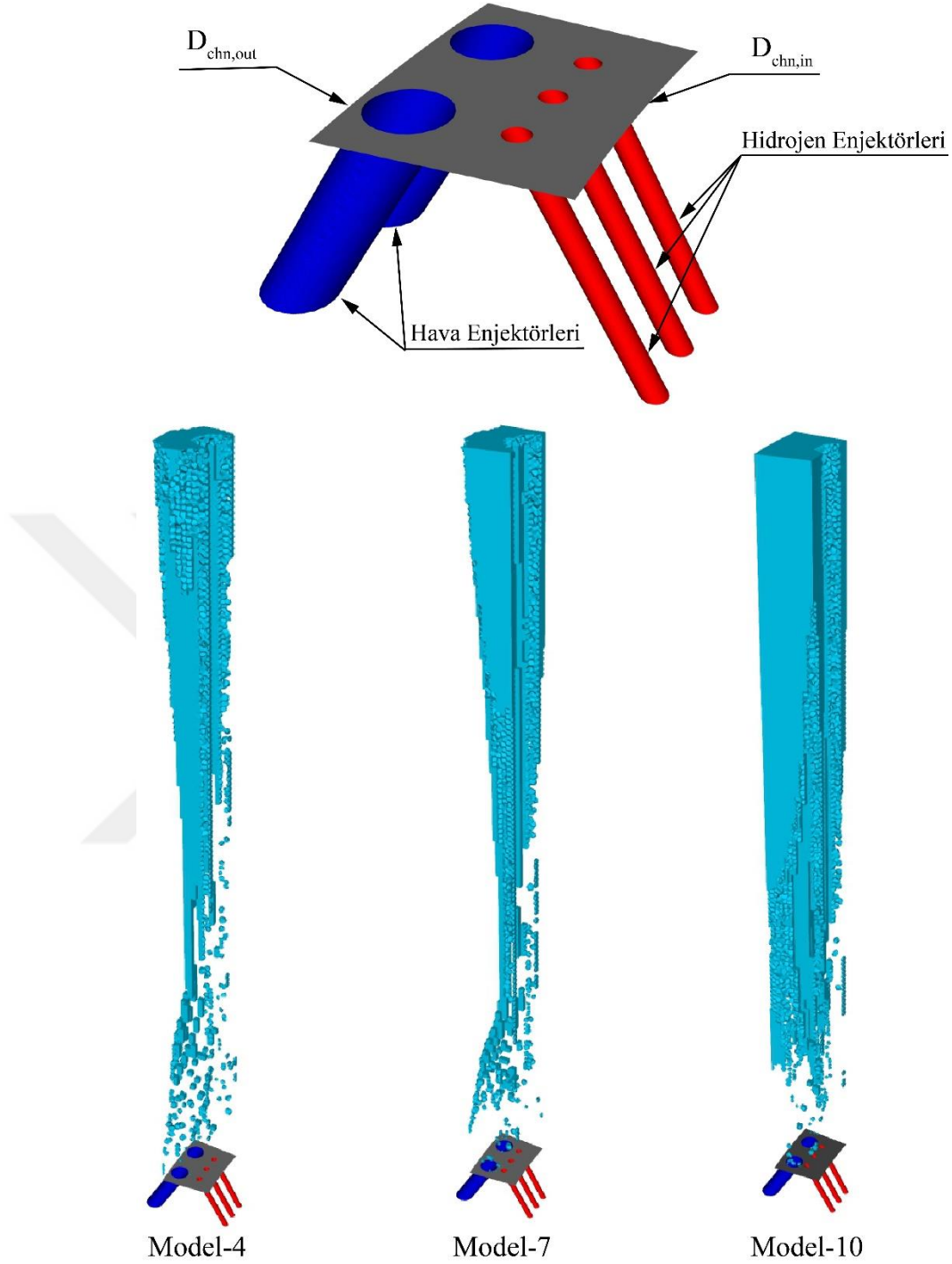
Şekil 7.9’da enjektör sayısı oranının sabit ve enjektör aralığının değişkenlik gösterdiği sınıflandırmada patlama kanalı eksenel doğrultusu boyunca karışım verimliliği gelişimi sunulmuştur. Enjektör aralığındaki azalışın karışım verimliliğinde artışlara neden olduğu görülmektedir. En yüksek verimliliğe sahip Model-4, Model-7 ve Model-10’da $h^*/h_{tot}=1$ düzleminde karışım verimlilikleri sırası ile 0.974, 0.984 ve 0.994’tür. Model-11 ve Model-12’de ise bu düzlemdeki karışım verimlilikleri sırası ile 0.971 ve 0.98’dir.



Şekil 7.8. Patlama kanalı eksenel doğrultu boyunca (enjektör aralığına göre) karışım verimliliği dağılımı



Şekil 7.9. Patlama kanalı aksenal doğrultu boyunca (enjektör sayısı oranına göre) karışım verimliliği dağılımı

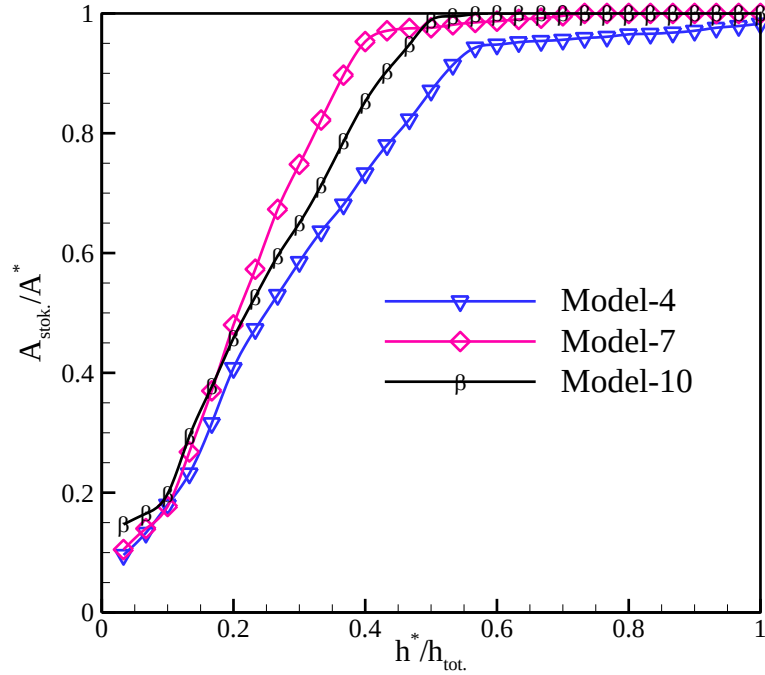


Şekil 7.10. $n_{fuel}/n_{ox}=2:1$ enjektör oranına sahip konfigürasyonlar ile patlama kanalında stokiyometrik eşdeğerlilik oranına sahip bölgeler

Enjektör konfigürasyonları karışım verimliliklerinin $h^*/h_{tot} < 0.1$ konumuna kadar düşük seviyelerde olması ve kütle ağırlıklı ortalama eşdeğerlilik oranındaki değişimler nedeniyle, belirlenen en yüksek verimliliğe sahip enjektör konfigürasyonları ile patlama kanalındaki stokiyometrik karışım dağılımının incelenmiştir. Stokiyometrik karışım dağılımı için patlama kanalında eş-hacimler (ing. iso-volume) oluşturulmuştur. Eş-

hacimler için stokiyometrik eşdeğerlilik oranı referans alınmıştır. Şekil 7.10'da verilen eş-hacim yapıları incelendiğinde en yoğun stokiyometrik eşdeğerlilik oranına sahip enjektör konfigürasyonunun Model-10 ile elde edildiği görülmektedir.

Model-4, Model-7 ve Model-10 konfigürasyonu kullanılması halinde patlama kanalı aksenal doğrultusu boyunca stokiyometrik eşdeğerlilik oranının dağılımlarının detaylı olarak irdelenebilmesi için stokiyometrik alan oranları (A_{stok}/A^*) belirlenmiştir. Alan oranı değişkeninde incelenen düzlemde stokiyometrik eşdeğerlilik oranının yayılımı belirlenmiştir. A_{stok} değişkeni incelenen düzlemde eşdeğerlilik oranının 0.8~1.2 aralığında karışımın elde edildiği toplam alan değeri olup, A^* ise o düzleme ait alan değeridir. Şekil 7.11'de verilen stokiyometrik alan oranı incelendiğinde $h^*/h_{\text{tot.}}=0.6$ konumundan itibaren Model-10 enjektör konfigürasyonu ile tüm kesitte stokiyometrik karışımın elde edildiği görülmektedir. $h^*/h_{\text{tot.}}=0.6$ konumunda Model-4 ve Model-7'de stokiyometrik alan oranları sırası ile 0.948 ve 0.987'dir. Enjektör duvarına yakın bölgeler ($0 < h^*/h_{\text{tot.}} \leq 0.2$) stokiyometrik alan oranları Model-4 ve Model-7'de benzer dağılımlar elde edilmiştir ve Model-10 ile stokiyometrik alan oranı dağılımında bu bölgelerde de diğer enjektör konfigürasyonlarına göre daha yüksek değerlerin elde edildiği belirlenmiştir.



Şekil 7.11. Stokiyometrik alan oranının patlama kanalı aksenal doğrultusu boyunca dağılımı

7.4. Toplam Basınç Korunumunun Belirlenmesi

Toplam basınç korunumu enjektör performansını belirleyen önemli değişkenlerden biridir. Dönen patlama motorunda kullanılan enjektör kanalları oldukça düşük çap değerlerine sahiptir. Genellikle uygulamada sonik enjeksiyon modunun kullanıldığı düşünüldüğünde enjektör kanalı için akış ses hızına ulaşmaktadır. Boğulmuş akışın meydana geldiği enjektörlerde toplam basınç korunumu enjektör çıkışlarındaki statik basınç dağılımını da etkilemektedir.

Yarı jet çarpan enjektör modelinde verimli yakıt-oksitleyici karışımın elde edilebilmesi için enjektör çıkışlarındaki statik basınç değerlerinin birbirine yakın olması gerekmektedir. Statik basıncın üstünlük sağlaması durumunda lokal blokajlar ve lokal eşdeğerlilik oranında stokiyometrik koşullardan uzaklaşma meydana gelebilmektedir. Böyle bir durumun oluşması patlama dalgasının ses altı yanma moduna geçişini hızlandıracaktır.

Çalışma matrisinde yer alan enjektörler ile toplam basınç korunumu iki ana başlıkta irdelenmiştir. İlk olarak enjektör giriş ve çıkışlarındaki toplam basınç kayıp oranları incelenmiştir. İkinci olarak da patlama kanalındaki toplam basınç korunumu referans patlama dalgası yüksekliği ($h_{tot.}$) boyunca belirlenmiştir. Patlama kanalında toplam basınç korunum oranı ($\eta_{rec.}$) Denklem 7.3’de verilen bağıntı ile hesaplanmıştır. Denklem 7.4’te verilen “ $\bar{p}_{t,z}$ ”, patlama kanalı eksenel doğrultusu boyunca kütle ağırlık ortalamalı toplam basınçtır. “ $\bar{p}_{t,inj.}$ ” değişkeni ise enjektör girişlerindeki toplam basınçtır. “ $\bar{p}_{t,inj.}$ ” Değişkeni Denklem 7.5’de verilen bağıntı ile elde edilmiştir. Bu bağıntıda $\bar{p}_{t,hava}$ ve $\bar{p}_{t,hid.}$ değişkenleri sırası ile hava ve hidrojen enjektör girişlerindeki toplam basınçtır [106].

$$\eta_{rec.} = \frac{\bar{p}_{t,z}}{\bar{p}_{t,inj.}} \quad (7.4)$$

$$\bar{p}_{t,inj.} = \frac{\dot{m}_{hava}\bar{p}_{t,hava} + \dot{m}_{hid.}\bar{p}_{t,hid.}}{\dot{m}_{hava} + \dot{m}_{hid.}} \quad (7.5)$$

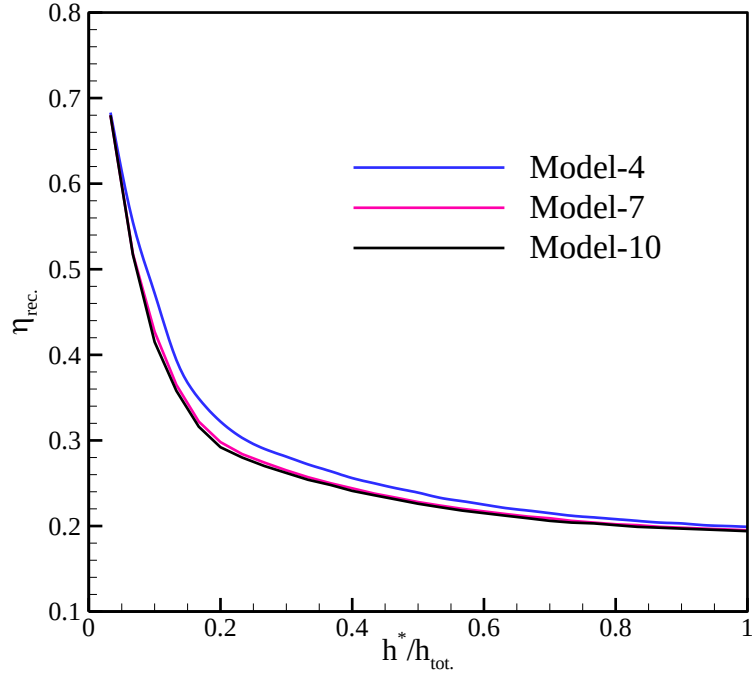
Enjektör toplam basınç kayıp oranlarının verildiği Tablo 7.1’de verilen dağılımlar incelendiğinde toplam basınç kayıplarının enjektör konfigürasyonlarında oldukça yakın olduğu görülmektedir. Model-4 enjektör konfigürasyonunda hava enjektöründe toplam basınç kaybının artış gösterdiği görülmektedir. Bunun yanı sıra Model-1’de hava enjektör kayıplarının %2 oranına düşürüldüğü belirlenmiştir. Model-1’de elde edilen bu toplam

basınç korunum oranındaki bu iyileşme, hava enjektör konfigürasyonunda yakınsak-ıraksak nozül kullanımı ile ilgilidir. Öyle ki yakıt enjektöründe yakınsak-ıraksak nozül kullanılmamıştır ve diğer konfigürasyonlara göre toplam basınç kayıp oranında yakın bir sonuç elde edilmiştir. Toplam basınç kayıp oranının enjektör aralığının değişiminden çok etkilenmediği görülmektedir. Toplam basınç oranının değişimine enjektör sayısı oranının daha etkin olduğu tespit edilmiştir. Özellikle yakıt enjektör konfigürasyonlarında enjektör sayısı oranı artışı toplam basınç kayıplarını artırıcı bir etkiye neden olmuştur.

Tablo 7.1. *Enjektör konfigürasyonları toplam basınç korunum oranı*

Enjektör Konfigürasyonu	$\eta_{rec,hava}$	$\eta_{rec,hid.}$
Model-1	0.980	0.740
Model-2	0.875	0.742
Model-3	0.876	0.717
Model-4	0.798	0.733
Model-5	0.879	0.743
Model-6	0.872	0.718
Model-7	0.876	0.734
Model-8	0.859	0.746
Model-9	0.880	0.716
Model-10	0.874	0.730
Model-11	0.879	0.754
Model-12	0.876	0.753

Patlama kanalı aksenal doğrultusu boyunca toplam basınç korunum oranının verildiği Şekil 7.12’de yer alan dağılımlar incelendiğinde karışım verimliliğinin hızlı artış gösterdiği bölgelerde toplam basınç kayıplarında da ani artışların meydana geldiği görülmektedir. Yüksek karışım verimliliğine sahip Model-10 konfigürasyonunda toplam basınç kayıplarının daha fazla olduğu tespit edilmiştir. Referans patlama dalgası yüksekliği boyunca toplam basınç kayıp oranı Model-4, Model-7 ve Model-10’da sırası ile %48 ,%48.5 ve % 48.6’dır. Model-10 konfigürasyonu ile Şekil 7.9’da görüldüğü üzere $h^*/h_{tot.}=0.6$ düzleminde yoğun stokiyometrik orana yakın karışım elde edilmişti. Bu konumu referans aldığımızda karışım için toplam basınçta %46.5 oranın kayıp yaşandığı belirlenmiştir.



Şekil 7.12. Patlama kanalı aksenal doğrultusu boyunca toplam basınç korunum oranı

7.5. Enjektör Konfigürasyon Performanslarının Belirlenmesine Yönelik Çıkarımlar

Tez çalışmasının bu bölümünde enjektör konfigürasyonlarına yönelik kimyasal reaksiyon olmaksızın gerçekleştirilen sayısal çalışmalar sonuçları ile enjektör performansları belirlenmiştir. Kimyasal reaksiyon olmaksızın gerçekleştirilen periyodik analizler sonrası elde edilen çıkarımlar aşağıda sıralanmıştır.

- Kimyasal reaksiyon olmaksızın gerçekleştirilen sayısal çalışmalar öncesinde Enjektör konfigürasyonu çalışma matrisinde yer alan Model-1 için hava enjektörü yakınsak-ıraksak olarak modellenmiştir.
- Model-1 ile gerçekleştirilen sayısal çalışmada modelleme parametrelerinden olan çıkış Mach Sayısının için hedeflenen sonuçlara ulaşıldığı belirlenmiştir.
- Lokal eşdeğerlilik oranlarının enjektör duvarına yakın bölgelerde oldukça yüksek değerlere ulaştığı ve akış doğrultusunda eşdeğerlilik oranı değerlerinde düşüşlerin elde edildiği tespit edilmiştir.
- Karışım verimliliğinin analizine yönelik enjektör konfigürasyonu iki başlık altında gruplandırılmıştır. Enjektör aralığının sabit ve enjektör sayısı oranının değişkenlik gösterdiği grupta karışım verimliliği dağılımı

incelendiğinde enjektör sayısı oranındaki artışın karışım verimliliğine de pozitif etki oluşturduğu belirlenmiştir.

- Enjektör sayısı oranının sabit ve enjektör aralığının değişkenlik gösterdiği sınıflandırmada enjektör aralığındaki azalışın karışım verimliliği artışlarını sağladığı gözlemlenmiştir.
- Yakınsak-ıraksak lüle yapısının kullanıldığı Model-1 enjektör konfigürasyonu hava enjektöründe toplam basınç kayıpları %2 oranına düşürülmüştür. Diğer enjektör konfigürasyonları yakıt ve oksitleyici enjektörlerinde toplam basınç kayıplarının oldukça yakın olduğu belirlenmiştir.
- En yüksek karışım verimliliğine sahip enjektörler olarak Model-4, Model-7 ve Model-10 ile patlama kanalı akış doğrultusu boyunda toplam basınç kayıpları incelendiğinde en yüksek kayıpların Model-10'da gerçekleştiği belirlenmiştir. Bu durumda yüksek karışım verimliliği elde edilmesinin bir sonucu olduğu anlaşılmıştır.

8. TAM ÖLÇEKLİ SAYISAL ÇALIŞMA SONUÇLARI

Enjektör performanslarının belirlenmesinin ardından en verimli enjektör konfigürasyonu kullanılarak tam ölçekli sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Kimyasal reaksiyon olmaksızın gerçekleştirilen periyodik sayısal çalışmalarda en yüksek karışım verimliliğine sahip enjektör konfigürasyonunun Model-10 olduğu belirlenmiştir. Tez çalışmasının bu bölümünde Model-10 enjektör konfigürasyonu kullanılarak tam ölçekli sayısal çalışmalar için akış hacmi ve sayısal çözüm ağı yeniden oluşturulmuştur. Referans deneysel koşullar kullanılarak tam ölçekli sayısal çalışmalar yürütülmüş ve patlama dalgasının yayılımı irdelenmiştir.

Model-10 ile gerçekleştirilen tam ölçekli çalışmalarda patlama dalgasının ses altı yanma moduna geçiş yaptığı belirlenmiştir. Bunun üzerine yakıt ve oksitleyicinin patlama kanalı orta düzlemine yakın bölgelerde karışımının sağlanabilmesi için Enjektör konfigürasyonu çalışma matrisinde yer almayan Model-13 oluşturulmuştur. Model-10 ve Model-13 ile gerçekleştirilen sayısal çalışmalar karşılaştırılarak patlama dalgası yayılımının sonlanma senaryoları, kararlı yayılım için gereksinimler detaylı olarak irdelenmiştir. Son olarak Model-13'ün kullanıldığı dönen patlama motorunun itki performansı incelenmiştir.

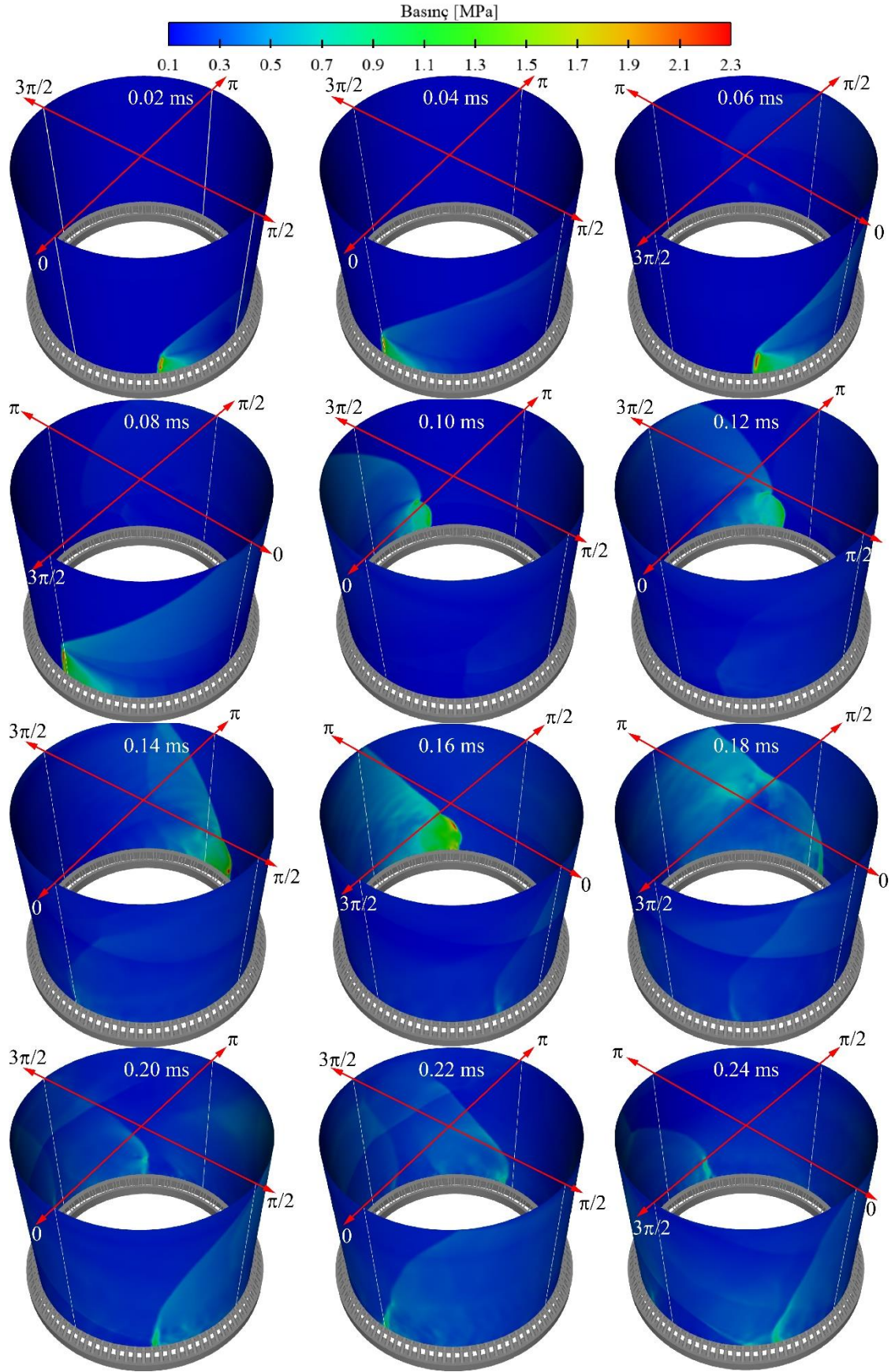
8.1. Model-10 Tam Ölçekli Sayısal Çalışma Sonuçları

Model-10 enjektör konfigürasyonunda enjektör aralığı 0.25 mm ve enjektör sayısı oranı 3:2'dir. Hava ve hidrojen enjektör çapları sırası ile 1.8 mm ve 0.59 mm'dir. Periyodik sayısal çalışmalarda tüm akış hacminin 1/45'i kullanılmıştır. Bu nedenle Model-10 enjektör konfigürasyonun kullanıldığı sayısal çalışmalarda tüm akış hacmi yeniden oluşturulmuştur. Tüm akış hacmi, tam ölçekli sayısal çalışma için doğrulama çalışmalarında belirlenen hücre boyutları kullanılarak sayısal çözüm ağı da yeniden oluşturulmuştur. Şekil 8.1'de Model-10 enjektör konfigürasyonu ile patlama kanalı orta düzleminde basınç dağılımları verilmiştir. Sayısal çalışmanın ateşlemeyi başlatma stratejisi kapsamında patlama kanalında tanımlanan stokiyometrik yakıt-oksitleyici katmanı ile patlama dalgasının $t = 0.1$ ms anına kadar şiddetini koruyabildiği görülmektedir. Şekil 8.2'de verilen patlama dalgası orta düzlemindeki sıcaklık dağılımı incelendiğinde eğik şok ve karışım bölgelerinin oluştuğu da tespit edilmiştir.

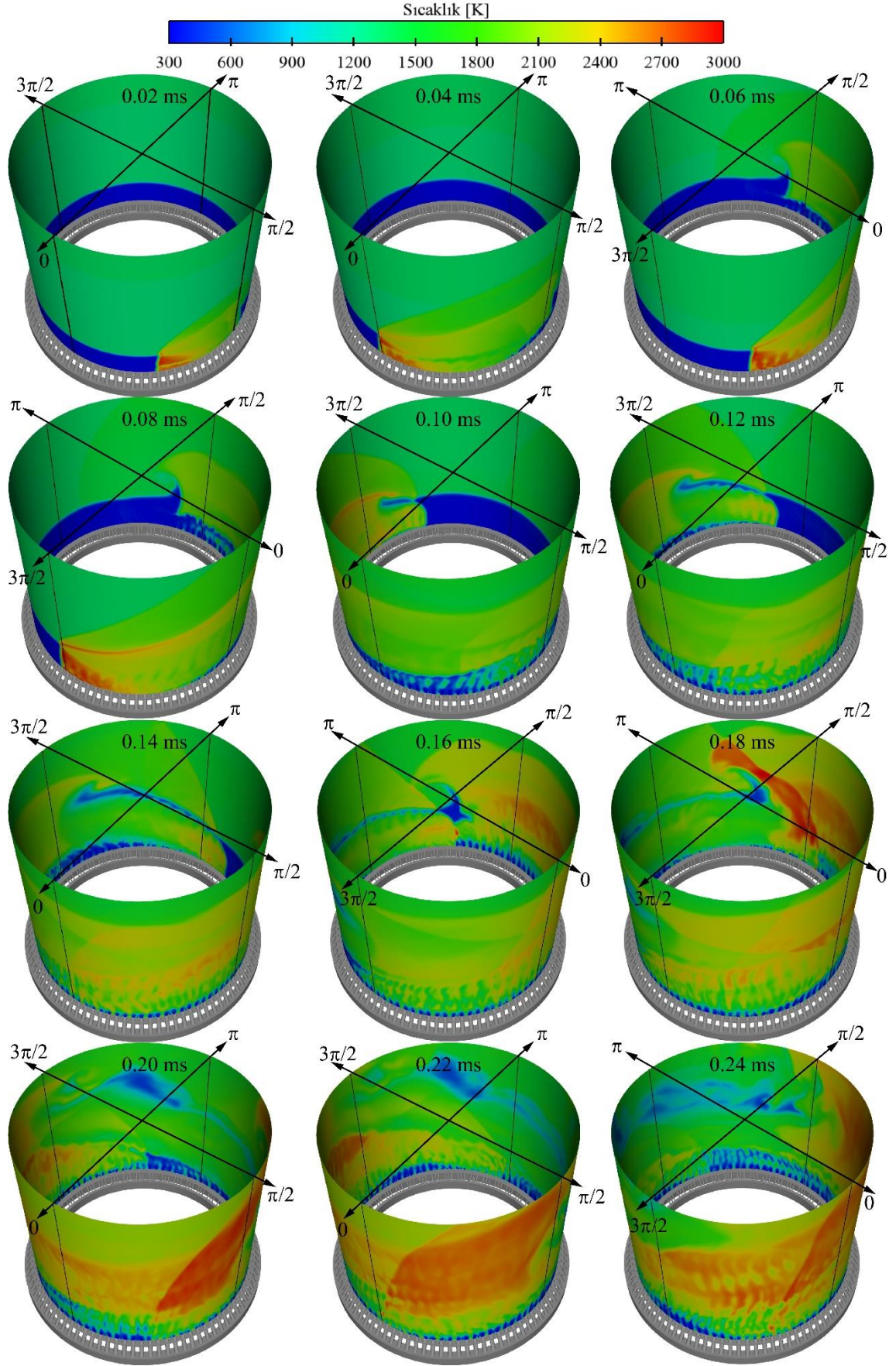
Patlama dalgası $t = 0.1$ ms anında önceden karışmamış enjeksiyon yöntemi ile aktarılan yakıt-oksitleyici karışım katmanı ile patlama dalgasının etkileşimi

gerçekleşmiştir. Patlama dalgası şiddeti belirtilen akış zamanında azalış sergilemiştir ve patlama dalgası cephesindeki basıncın yaklaşık 1 MPa değeri düştüğü belirlenmiştir. Karışım verimliliğinin artış göstermesi neticesinde $t=0.12$ ms anında patlama dalgası şiddetinde yeniden artış gözlemlenmiş ve patlama dalgası cephesinde basıncın lokal artışların meydana geldiği belirlenmiştir. Belirtilen akış zamanında lokal karışım verimliliği yüksek bölgelerin oluşması ile patlama dalgasının etkileşimi, patlama dalgası cephesindeki kimyasal reaksiyon ısısının artış gösterdiği sağlamıştır. Şekil 8.2’de patlama kanalı orta düzleminde patlama dalgası cephesinde lokal sıcaklık artışı bu durumu kanıtlar niteliktedir. Patlama dalgası yayılım kararlılığının $t= 0.18$ ms anında yeniden bozulduğu ve $t= 0.16$ ms anına göre patlama dalgası şiddetinde büyük oranda düşüşlerin meydana geldiği görülmektedir. Şekil 8.2’de belirtilen akış zamanında sıcaklık değerlerinin enjektör duvarı ve karışım katmanında daha yüksek seviyelerde olduğu ve $t= 0.16$ ms anına göre reaksiyon hızın ve ısısında düşüşlerin meydana geldiği gözlemlenmiştir. Patlama dalgası şiddetindeki bu düşüş patlama dalgasının ses altı yanma moduna dönüşmesi ile sonuçlanmıştır.

Patlama dalgası cephesinin $t=0.18$ ms anında enjektör duvarına yakın bölgelerde yüksek karışım verimliliğine sahip bölgelerin elde edilememesi patlama dalgasının şiddetinde artışlara engel olduğu tespit edilmiştir. Öyle ki $t= 0.18 \sim 0.24$ ms aralığında patlama dalgası cephesindeki sıcaklık ve basınç dağılımlarında önemli bir değişimin meydana geldiği görülmektedir. $t= 0.18$ ms anında patlama dalgası cephesindeki ortalama sıcaklık ve basınç değerleri sırası ile 2600 K ve 1.1 MPa’dır. $t= 0.24$ ms anında ise patlama dalgası cephesindeki ortalama sıcaklık ve basınç değerleri 2300 K ve 0.9 MPa’dır. Patlama dalgası cephesinde $t= 0.18 \sim 0.24$ ms aralığında belirlenen sıcaklık ve basınç değişimi patlama dalgası modundan ses altı yanma moduna geçişin gerçekleştiğini desteklemektedir. Ses altı yanma moduna geçiş evresi irdelendiğinde $t= 0.16$ ms anında patlama dalgası yayılımına devam ederken, $\theta= 3\pi/2 \sim 0$ aralığında ses altı yanma dalgasının yayılımı gerçekleştiği görülmektedir. Patlama dalgası şiddetinin azalarak $t= 0.18$ ms anında ses altı yanma moduna geçişi ile patlama kanalında iki ses altı yanma dalgasının yayılımının meydana geldiği belirlenmiştir. Dalga cephelelerinde reaksiyon ısısı seviyelerindeki düşüş ses altı yanma dalgalarının yeniden patlama dalgasına dönüşmesine engel olmaktadır ve patlama kanalında iki ses altı yanma dalgasının yayılımının hakim olduğu görülmektedir.



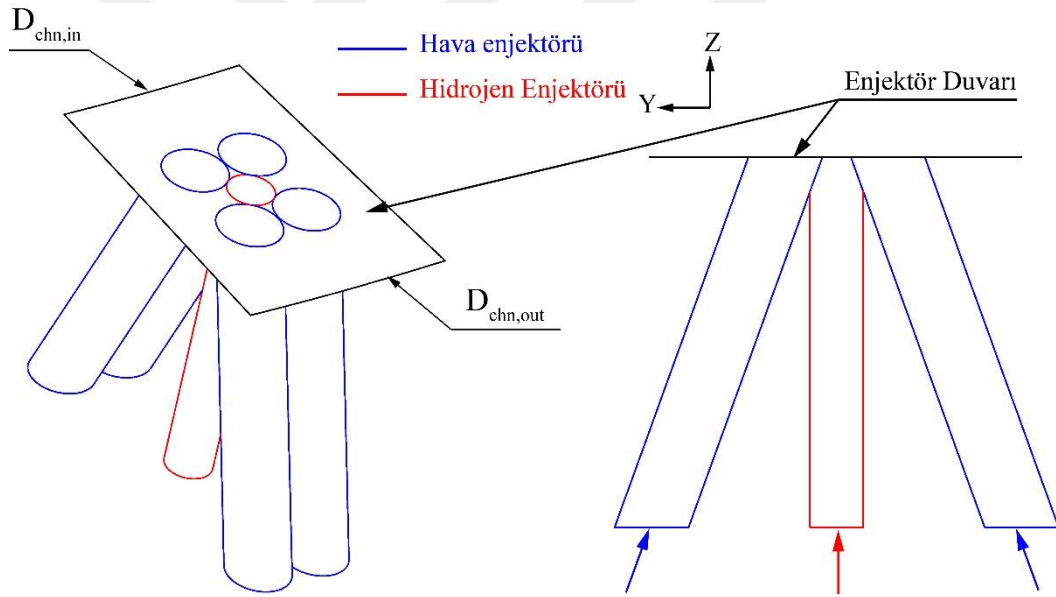
Şekil 8.1. Model-10 enjektör konfigürasyonunun ile patlama kanalında basınç dağılımı



Şekil 8.2. Model-10 enjektör konfigürasyonu ile patlama kanalında sıcaklık dağılımı

8.2 Model-10 ve Model-13 Enjektör Konfigürasyonları ile Gerçekleştirilen Tam Ölçekli Sayısal Çalışma Sonuçlarının Karşılaştırılması

Model-10 konfigürasyonu ile gerçekleştirilen tam ölçekli sayısal çalışmada patlama dalgasının yayılım kararlılığının, stokiyometrik karışım oranına sahip bölgelerin azalması nedeniyle yitirdiği ve patlama dalgasının ses altı yanma moduna geçiş yaptığı belirlenmişti. Bu durum patlama kanalı enjektör duvarına yakın bölgelerde stokiyometrik karışım oranına yakın bölgelerin yoğunluğunun artırılması gerekliliğini ortaya koymuştur. Patlama kanalı orta düzleminde stokiyometrik orana yakın karışım bölgeleri yoğunluğunun artırılması kapsamında Şekil 3.10’da verilen Enjektör Konfigürasyon Çalışma Matrisine ek olarak yeni bir enjektör konfigürasyonu (Model-13) oluşturulmuştur. Hava enjektör çıkışındaki momentumun karışım üzerine etkisinin artırılmasına yönelik Şekil 8.3’de verilen enjektör konfigürasyon dizilimi türetilmiştir.



Şekil 8.3. Model-13 enjektör konfigürasyon dizilimi

Model-13 enjektör konfigürasyonunda ilk olarak hava enjektör çıkış toplam alanı artırılarak, hava enjektör çıkışlarındaki statik basınç dağılımının yakıt enjektörü çıkış statik basıncına yakın değerlere ulaşması sağlanmıştır. Karışım verimliliği dağılımı sonuçları, enjektör aralığındaki azalışın karışım verimliliğine pozitif yönde etkilediğini göstermektedir ve bu nedenle yeni enjektör konfigürasyonunda yakıt ve oksitleyici enjektör çıkışları teğetsel olarak yerleştirilmiştir. Hava enjektör çapının yakıt enjektör çapına yakın değerlere indirgenebilmesi için $n_{fuel}/n_{ox}=1:4$ enjektör sayısı oranı

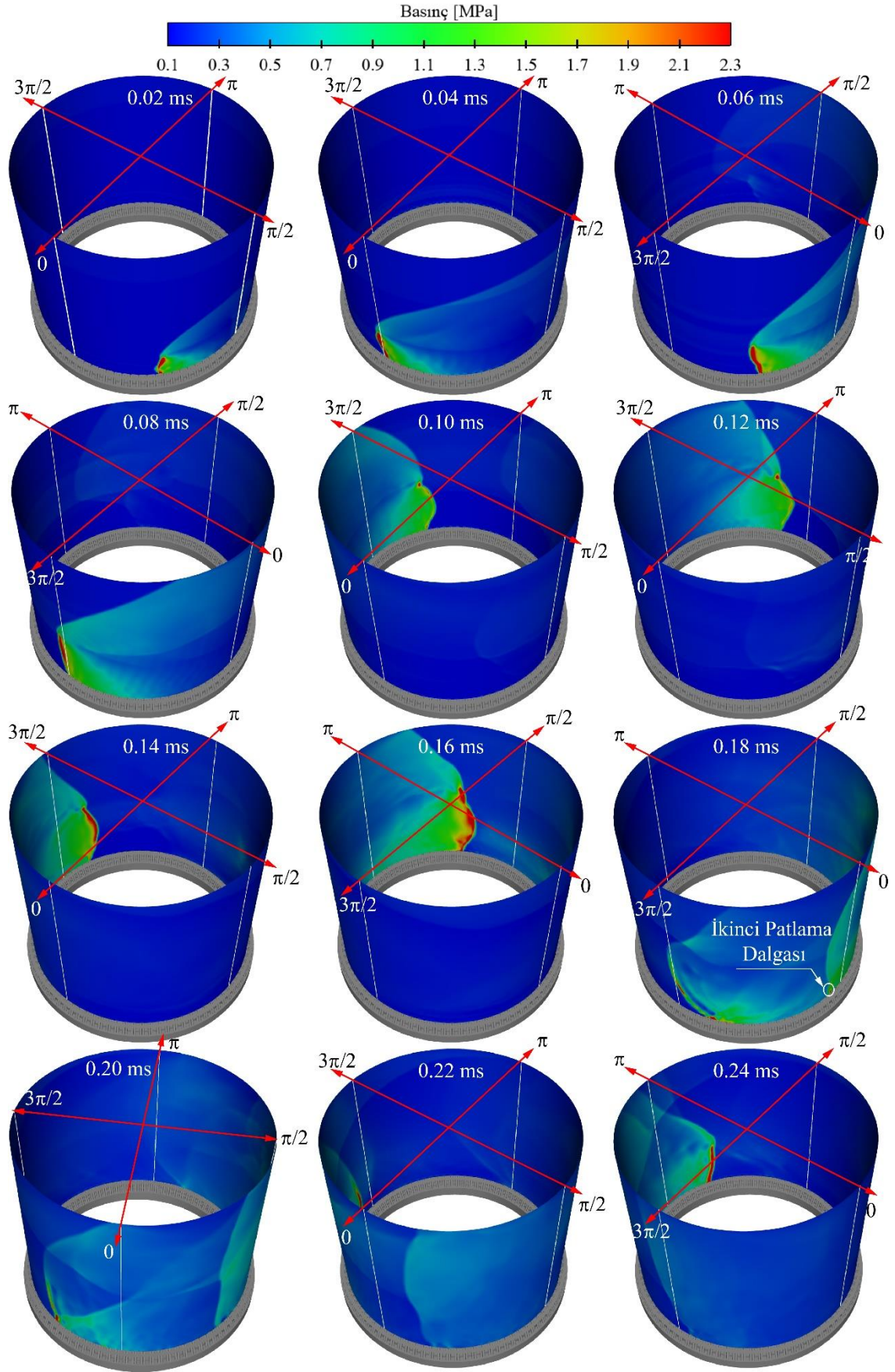
kullanılmıştır. Şekil 8.3'te görüldüğü üzere hidrojen patlama kanalına aksenal olarak, hava ise 20°'lik açı ile patlama kanalına aktarılmaktadır.

Şekil 8.4'te Model-13 enjektör konfigürasyonu ile patlama kanalındaki basınç gelişimi incelendiğinde $t = 0.1$ ms anına kadar Model-10 enjektör konfigürasyonlu dönen patlama motoruna benzer olarak kararlı patlama dalgası yayılımı görülmektedir. $t = 0.1$ ms anında başlatma stratejisi kapsamında tanımlanan stokiyometrik yakıt-oksitleyici katmanının tüketilmiş ve belirtilen akış zamanında önceden karışmamış olarak yönlendirilen yakıt-oksitleyici katmanı ile patlama dalgasının etkileşimi gerçekleşmiştir. Model-10 enjektör konfigürasyonunun kullanıldığı dönen patlama motorunda $t = 0.1$ ms anında patlama dalgası şiddetinde büyük düşüşler meydana geldiği belirlenmişti. Benzer şekilde Mode-13 enjektör konfigürasyonunun kullanıldığı dönen patlama motorunda, patlama dalgası şiddetinde de azalışların meydana geldiği görülmektedir. Yalnız bu azalış Model-10 enjektör konfigürasyonuna göre büyük oranda engellenmiştir. Öyle ki $t = 0.1$ ms anında Model-10 ve Model-13 enjektör konfigürasyonunun kullanıldığı dönen patlama motorlarında, patlama dalgası cephesindeki ortalama basınç değerleri sırası ile 1.0 MPa ve 1.7 MPa'dır.

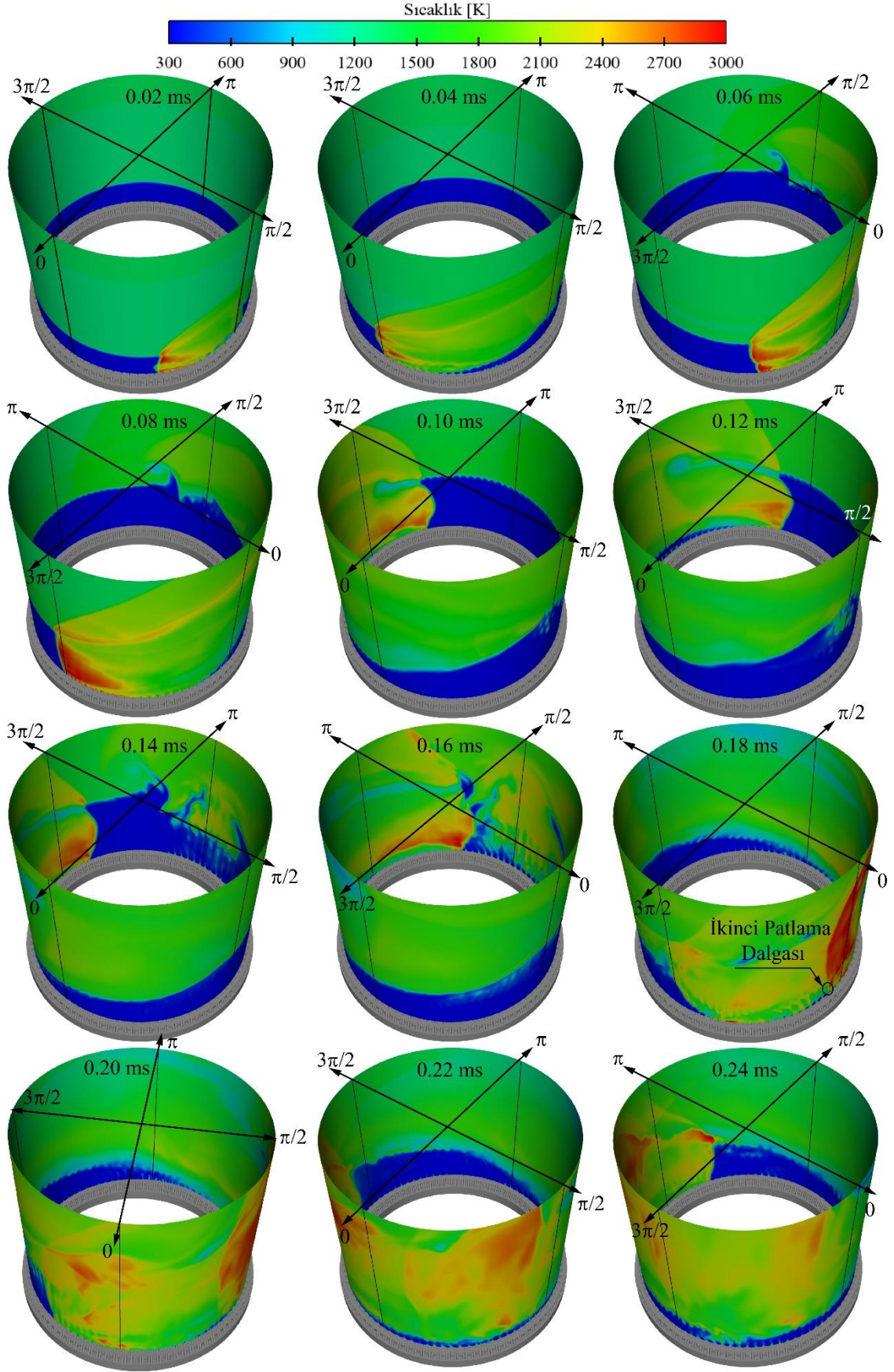
Model-13 enjektör konfigürasyonunun kullanıldığı dönen patlama motorunda $t = 0.1$ ms sonrası patlama dalgası şiddetinde yeniden artışların meydana geldiği belirlenmiştir. Şekil 8.5'te verilen patlama kanalı orta düzleminde sıcaklık dağılımı incelendiğinde $t = 0.1$ ms sonrası patlama dalgası cephesindeki sıcaklık artışı, bu bölgede reaksiyon ısısı ve var olan enerji salınımının da artış gösterdiğini kanıtlamaktadır.

Model-13 enjektör konfigürasyonu ile enjektör duvarına yakın bölgelerde patlama dalgasının yayılımını sağlayabilecek karışım verimliliğinin elde edilişi $t = 0.16$ ms anında patlama kanalında ikinci dalga yapısının oluşmasını sağlamıştır. Oluşan ikinci dalga formu ilk patlama dalgası yapısına göre daha düşük şiddete ve patlama dalgası yüksekliğine sahiptir.

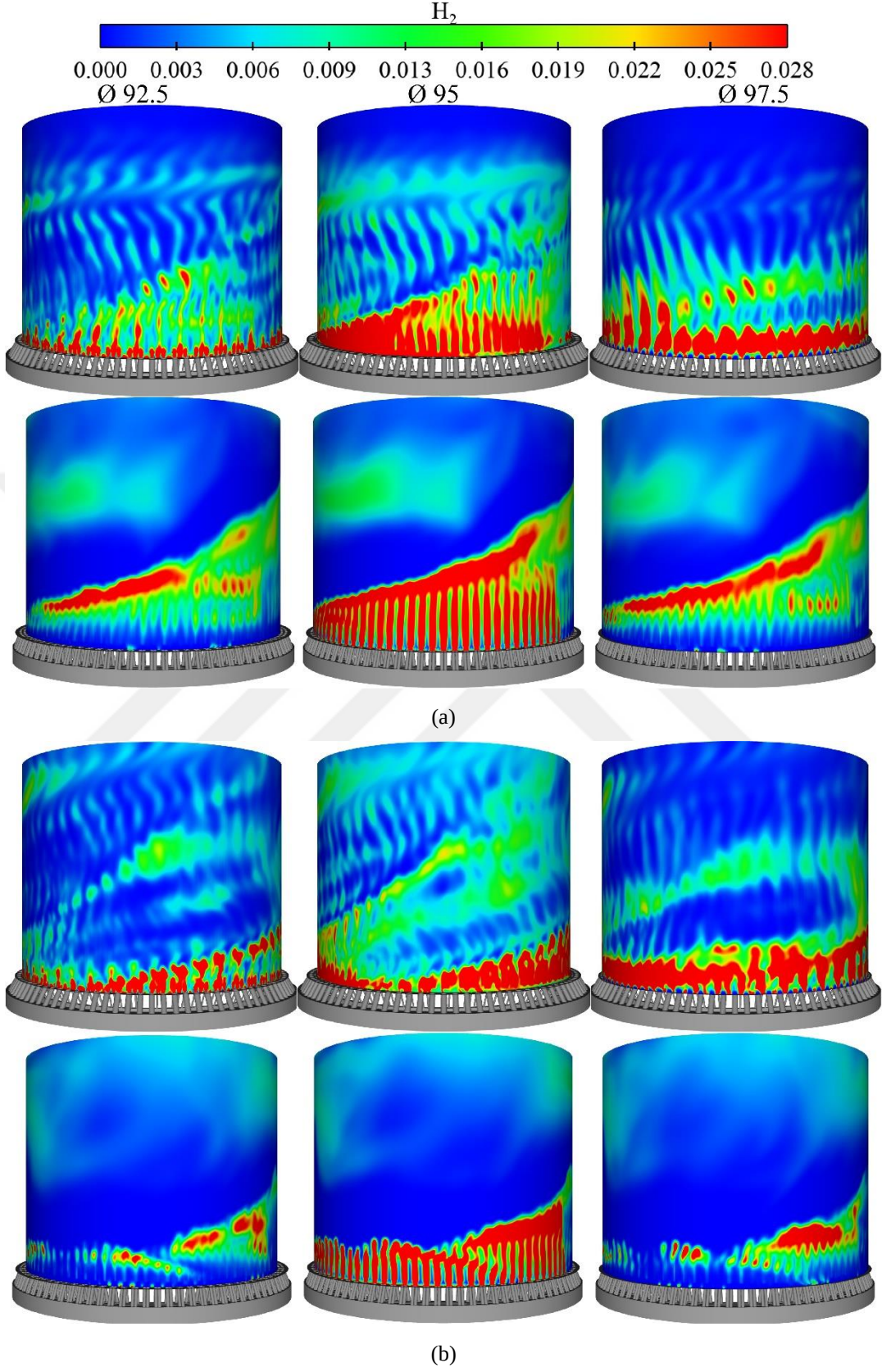
Şekil 8.4 ve 8.5'te görüldüğü üzere $t = 0.18$ ms anında ikinci patlama dalgası yapısı da birinci patlama dalgası yapısı ile aynı doğrultuda hareket etmektedir. $t = 0.20$ ms ve $t = 0.22$ ms akış zamanlarındaki patlama dalgası yayınımları incelendiğinde ikinci patlama dalgası cephesindeki enerji salınımlarının azaldığı ve patlama dalgası cephesindeki basıncın ani düşüş yaşadığı belirlenmiştir. Patlama dalgaları yayınımları incelendiğinde $t = 0.24$ ms anında ikinci patlama dalgasının sönümlendiği görülmektedir.



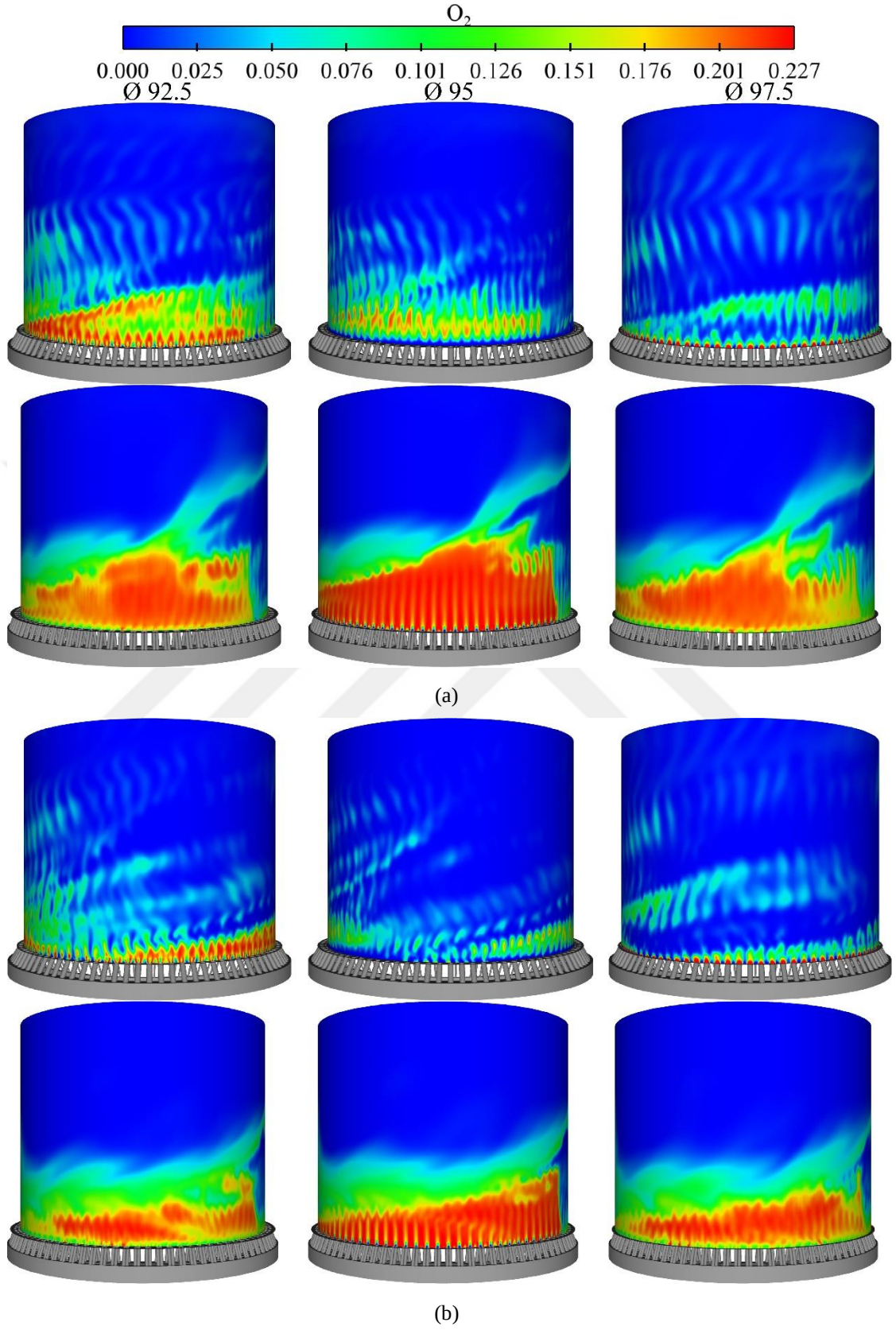
Şekil 8.4. Model-13 enjektör konfigürasyonu ile patlama kanalında basınç dağılımı



Şekil 8.5. Model-13 enjektör konfigürasyonu ile patlama kanalında sıcaklık dağılımı



Şekil 8.6. a) $t= 0.2 \text{ ms}$ ve b) $t= 0.24 \text{ ms}$ anlarında Model-10 (üst satır) ve Model-13 (alt satır) enjektör konfigürasyonları ile patlama kanalında hidrojen kütle fraksiyonları dağılımı



Şekil 8.7. a) $t= 0.2$ ms ve b) $t= 0.24$ ms anlarında Model-10 (üst satır) ve Model-13 (alt satır) enjektör konfigürasyonları ile patlama kanalında oksijen kütle fraksiyonları dağılımı

Model-10 enjektör konfigürasyonun kullanıldığı dönen patlama motorunda, patlama dalgasının ses altı yanma moduna geçişinin nedeni belirlenebilmesine dair Şekil 8.6 ve 8.7’de patlama kanalının farklı radyal düzlemlerindeki hidrojen ve oksijen kütle fraksiyon dağılımları incelenmiştir. Stokiyometrik oranda hidrojen kütle fraksiyonu dağılımının Model-10 enjektör konfigürasyonu ile orta düzlem ve patlama kanalı dış çapına doğru daha yoğun olduğu görülmektedir. Oksijen kütle fraksiyonu dağılımı incelendiğinde ise hidrojen dağılımına karşıt olarak orta düzlem ve iç çapa yakın bölgelerde daha yoğun olduğu belirlenmiştir. Bu durum patlama kanalındaki stokiyometrik karışım oranına sahip bölgelerin yoğunluğunun düşük olduğunu göstermektedir. Öyle ki patlama kanalı dış çapına doğru zengin karışım iç çapına doğru ise fakir bir karışım gerçekleşmiştir. Patlama kanalı enjektör duvarına yakın bölgelerde meydana gelen bu oluşum Model-10 enjektör konfigürasyonu ile patlama dalgasının ses altı yanma moduna geçişine neden olmuştur.

Patlama dalgasının enjektör duvarına yakın bölgelerde stokiyometrik karışım ile etkileşimini sağlamak adına Model-13 modellenmiştir. Şekil 8.6 da verilen hidrojen kütle fraksiyonu dağılımı incelendiğinde patlama kanalı orta düzleminde yoğunlaşmanın meydana geldiği görülmektedir. Ayrıca hava enjektörlerine yönelik gerçekleştirilen iyileştirmeler neticesinde, havanın var olan yüksek momentumunun hidrojen yayınımlı üzerine kontrolü de gerçekleştirilmiştir. Öyle ki patlama kanalı iç ve dış çaplarında hem düşük hidrojen yoğunluğu elde edilmiş hem de neredeyse simetrik bir dağılım elde edilmiştir. Hidrojen kütle fraksiyonları dağılımları incelendiğinde bu oluşumun $t = 0.2$ ms ve $t = 0.24$ ms anlarında korunabildiği de görülmektedir.

Şekil 8.7’de verilen oksijen dağılımı incelendiğinde Model-13 enjektör konfigürasyonu ile hidrojen dağılımına benzer sonuçlar elde edilmiştir. Hava enjektör Şekil 8.3’de belirtildiği gibi konumlandırılması, patlama kanalına aktarılan havanın radyal doğrultudaki momentum bileşen şiddetinin azaltılarak, eksenel momentum şiddeti artırılmıştır ve havanın patlama kanalı orta düzleminde yoğunlaşması sağlamıştır. Hidrojen dağılımındaki gibi oksijen dağılımında da patlama kanalı iç ve dış çap duvarlarına doğru simetrik ve yoğunluğu azaltılmış bölgeler elde edilmiştir. Model-13 enjektör konfigürasyonu ile patlama kanalı orta düzlemine yakın bölgelerde enjektör duvarına yakın bölgelerde patlama dalgasının yayınımlı sağlanabileceği karışım bölgesi elde edilmiştir. Bu bölgelerde stokiyometrik oranına yakın karışım bölgeleri

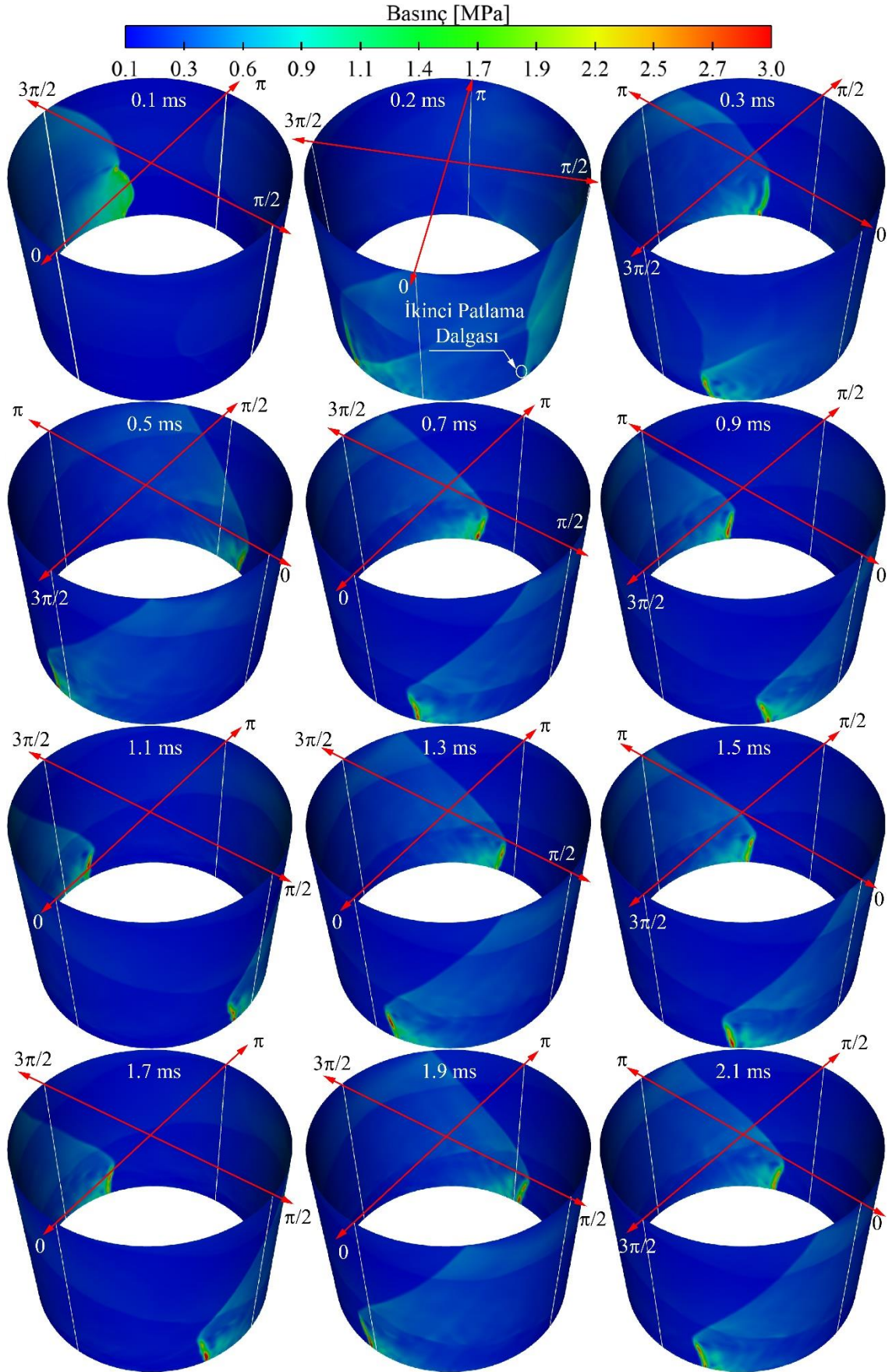
oluşturularak patlama dalgası cephesindeki reaksiyon ısısı ve enerji salınım kararlılığı sağlanmıştır.

8.3. Model-13 Enjektör Konfigürasyonu İle Patlama Dalgası Yayınımının İncelenmesi

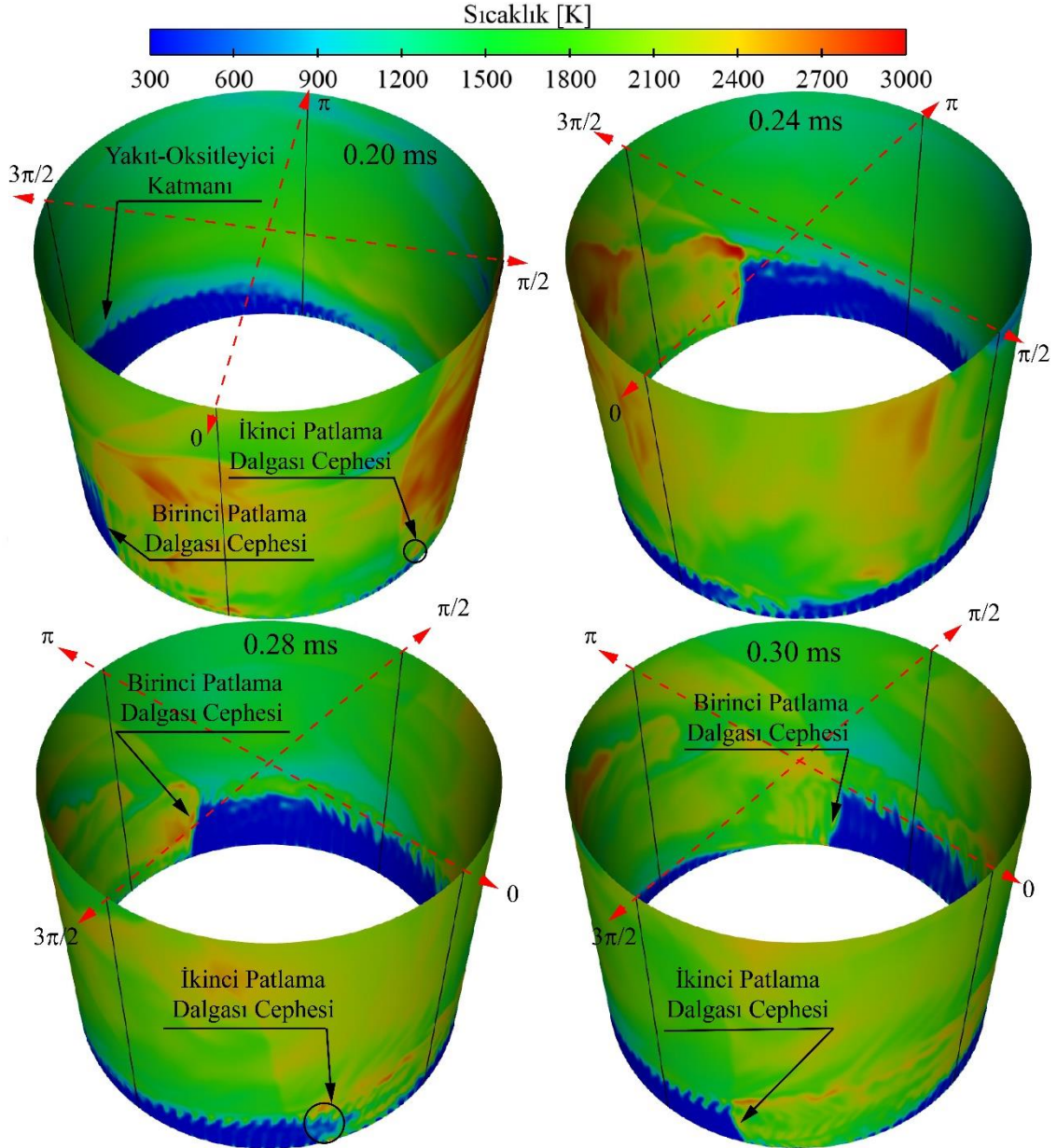
Enjektör duvarına yakın bölgelerde karışım verimliliğinin Model-13 enjektör konfigürasyonu ile artırılması, patlama dalgasının yayılım devamlılığını sağlamıştır. Bu gelişim sonrasında patlama dalgasının yayılımı ve patlama dalgası özellikleri belirlenmiştir.

Şekil 8.8’te patlama kanalı orta düzleminde basınç dağılımı sunulmuştur. Patlama kanalında $t = 1.1$ ms sonrasında eş ve aynı çevresel doğrultuda hareket eden patlama dalgası yapılarının üretildiği görülmektedir. Referans sayısal çalışmalarda patlama dalgası cephesinde elde edilen basınç değeri 2.2 MPa’dır. Model-13 enjektör konfigürasyonu ile kararlı yapıdaki patlama dalgası cephelerindeki basıncın 3 MPa’a ulaştığı belirlenmiştir. Şekil 8.8’de verilen basınç dağılımları incelendiğinde göze çarpan bir diğer önemli gelişme tek dalga modu ile başlatılan dönen patlama motoru operasyonunun $t = 0.2 \sim 0.3$ ms aralığında iki dalga moduna geçiş yapmasıdır. Tek dalga modundan iki dalga moduna geçişin daha detaylı irdelenebilmesine yönelik Şekil 8.9’da patlama kanalı orta düzleminde sıcaklık dağılımları verilmiştir.

Sıcaklık dağılımları incelendiğinde $t = 0.2$ ms anında dönen patlama motorunda iki dalga modu mevcut iken $t = 0.2 \sim 0.21$ ms zaman aralığında ikinci dalganın ses altı yanma moduna geçiş yaptığı belirlenmiştir. $t = 0.2$ ms anında birinci ve ikinci patlama dalgası cephelerinin oldukça yakın olduğu görülmektedir. Bu durum, ikinci patlama dalgasının $t = 0.2 \sim 0.21$ aralığında kimyasal reaksiyon ve enerji salınımının devamlılığı için gerekli yakıt-oksitleyici katmanı ile etkileşiminin sonlanmasına ve patlama dalgasının sönmelenmesine neden olmuştur. Patlama kanalı enjektör duvarına yakın bölgelerde yakıt-oksitleyici karışım verimliliği $t = 0.28$ ms anında ikinci patlama dalgasının yeniden oluşmasını sağlamıştır. İkinci patlama dalgasının karışım verimliliği yüksek yakıt-oksitleyici katmanı ile etkileşimi sonrası yayılımını sürdürebilmiştir. $t = 0.3$ ms anında birinci ve ikinci patlama dalgası cephelerinin aynı çevresel doğrultuda hareket ettiği tespit edilmiştir.

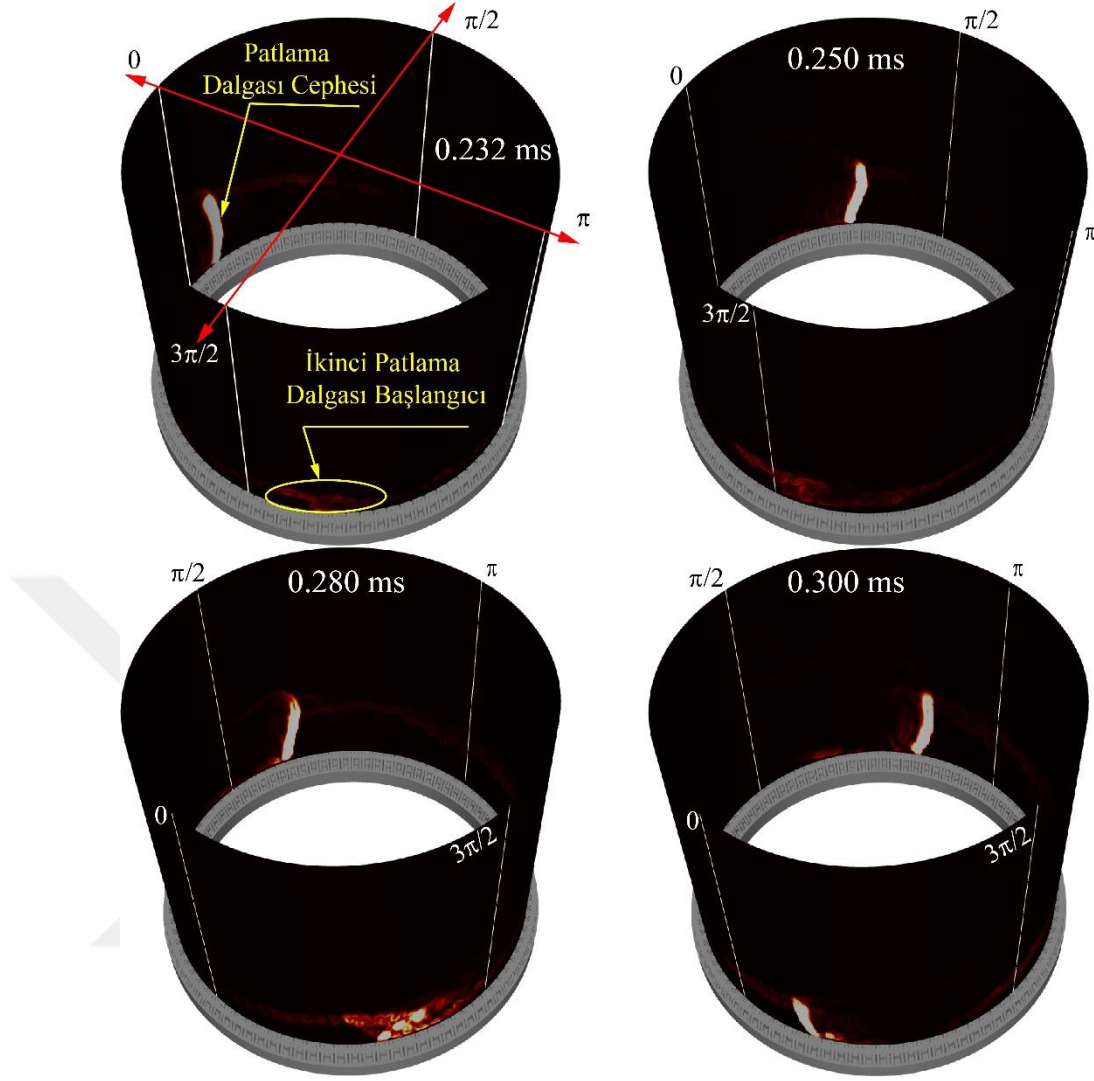


Şekil 8.8. Patlama kanalı orta düzleminde basınç dağılımı



Şekil 8.9. Patlama kanalı orta düzleminde sıcaklık dağılımı

İkinci patlama dalgasının ilk oluşum yapısı incelendiğinde Şekil 8.9’da verilen sıcaklık dağılımları referans alınarak $t=0.2$ ms anında birinci ve ikinci patlama dalgası arasındaki çevresel doğrultudaki açı değerinin (patlama kanalı orta düzlemi referans alınmıştır) 95° olduğu belirlenmiştir. İkinci patlama dalgasının tekrar oluşum anı incelendiğinde ($t=0.28$ ms) birinci ve ikinci patlama dalgası arasındaki çevresel doğrultudaki açı değerinin 168° olduğu tespit edilmiştir. Geçiş modu sonrası karar patlama dalgaları yayınımlarında ise ($t= 2.1$ ms) bu açı değeri 180° ’dir. İki patlama dalgasının arasındaki eksenel doğrultudaki açı değerinin 180° olması dalga hızlarının neredeyse eşit olduğunun da bir kanıtıdır.

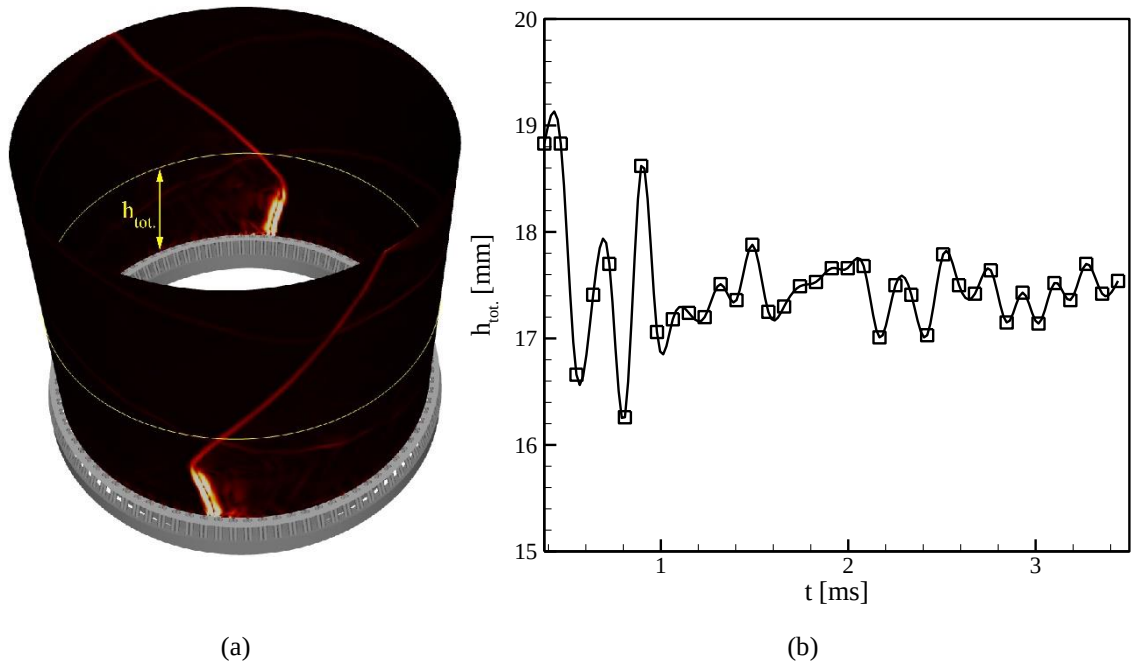


Şekil 8.10. İkinci patlama dalgası oluşumu

İkinci patlama dalgasının yeniden oluşmasının detaylı olarak irdelenmesine yönelik $t=0.23\sim 0.3$ ms aralığında reaksiyon ısısı gradyanları incelenmiştir. Şekil 8.10'da verilen reaksiyon ısısı gradyanları incelendiğinde $t= 0.232$ ms anında enjektör duvarına yakın bölgelerde lokal düşük reaksiyon ısılarına sahip rejimlerin meydana geldiği görülmektedir. Bu rejimlerin yüksek karışım verimliliğine sahip yakıt-oksitleyici karışımı ile etkileşimi, lokal reaksiyon ısısı değerlerinin artışı gerçekleştirmiştir. Reaksiyon ısısının artışı ile reaksiyon cephesinde sıcaklık değerlerinde de artışlar meydana gelmiş ve $t= 0.28$ ms anında iki dalga formunun oluşumu sağlanmıştır. Son olarak $t= 0.3$ ms anında patlama dalgası cephesi oluşumunun tamamlandığı görülmektedir.

Şekil 8.11'de patlama kanalı orta düzleminde patlama dalgaları ve patlama dalgası yüksekliğinin zamanla gelişim eğilimi verilmiştir. Patlama dalgası ve eğik şok

cephelerinin görselleştirilmesi için basınç gradyan değişkeni kullanılmıştır. Şekil 8.11 (a)'da " $h_{tot.}$ " sınırı referans sayısal çalışmada belirtilen ortalama patlama dalgası yüksekliğidir. Patlama kanalında üretilen iki dalga yapısı, patlama dalgası yüksekliği değerinde düşüşler elde edilmiştir. Şekil 8.11'de verilen patlama dalgası yüksekliği Denklem 4.1'de verilen bağıntı ile hesaplanmıştır. Patlama dalgası yüksekliği hesaplanırken patlama kanalına aktarılan yakıt-oksitleyicinin her iki dalga ile eşit oranda tüketilmesi referans alınmıştır. Patlama dalgasının kararlı yayılım formlarında arasındaki açı değerinin 180° olması bu kabulün kullanılabilirliğini desteklemektedir.

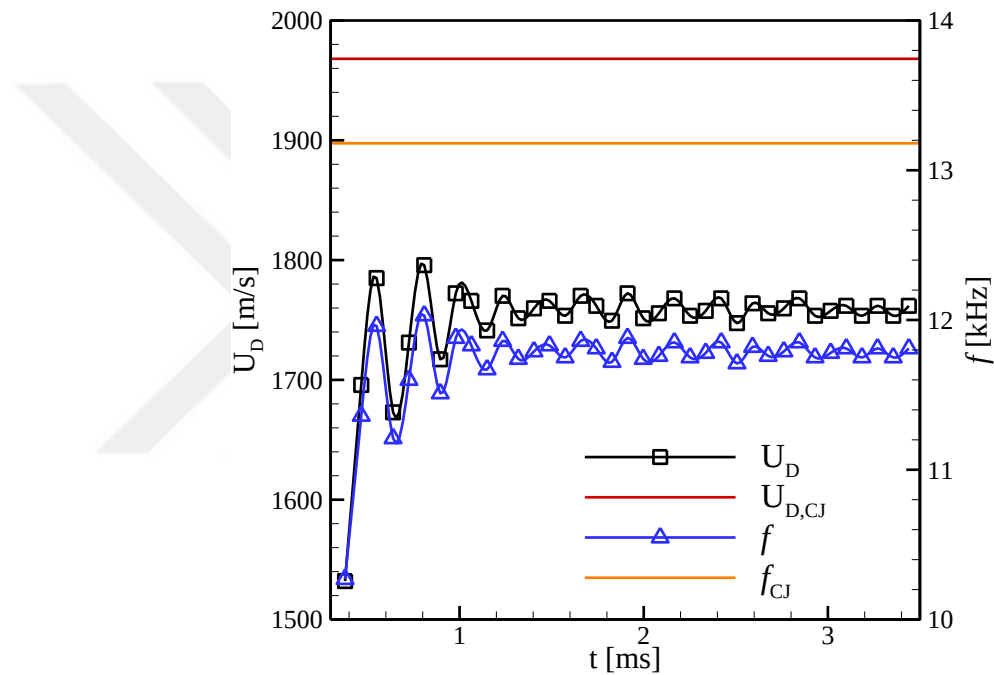


Şekil 8.11. a) $t=2.1$ ms anında patlama kanalı orta düzleminde patlama dalgası ve eğik şok cepheleri b) patlama dalgası cephesinin zamanla gelişim eğilimi

Patlama dalgasının zamanla gelişim eğilimi incelendiğinde $t= 1.1$ ms sonrasında yüksek salınımların meydana gelmediği görülmektedir. Önceden karışmış enjeksiyon modelinde patlama dalgası yüksekliğinin kararlı mod ile neredeyse sabit bir değere evrildiği belirlenmişti. Önceden karışmış enjeksiyon modeli ile patlama kanalına aktarılan yakıt-oksitleyici karışımı stokiyometrik orana sahiptir. Önceden karışmamış enjeksiyon yönteminde enjektör duvarından itibaren eşdeğerlilik oranındaki değişim patlama dalgası cephesindeki lokal enerji salınımlarını ve dolayısıyla patlama dalgası hızı değişimindeki dinamik yapıyı etkilemektedir. Bu nedendir ki önceden karışmamış

enjeksiyon modeli ile patlama dalgası yüksekliği gelişim salınımlarına ait genliklerin önceden karışmış enjeksiyon modeline göre daha yüksek olması kaçınılmaz bir sonuçtur.

Patlama dalgasının yayılımı için gerekli zengin karışım verimliliğine sahip yakıt-oksitleyici karışımının sağlanabilmesi için gereken zamanın oldukça kısa olması ve patlama dalgası yayılım hızındaki değişken eğilime rağmen Şekil 8.11 (b)'de görüldüğü üzere $t = 1.1$ ms sonrasında patlama dalgası yüksekliğinde oldukça küçük değişimler elde edilmiştir. Patlama dalgası yüksekliği gelişimi incelendiğinde $t = 1.1$ ms sonrasında patlama yüksekliğinin 17.43 ± 0.21 mm aralığında değişim gösterdiği belirlenmiştir.

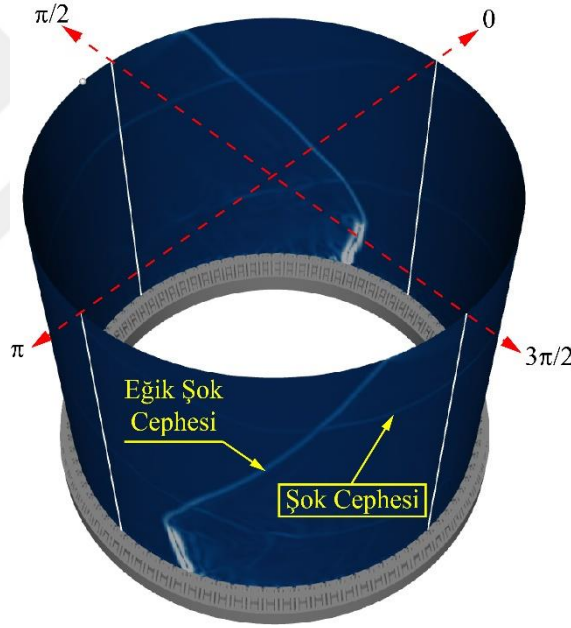


Şekil 8.12. Patlama dalgasının hız ve frekans dağılımları

Şekil 8.12'de sunulan patlama dalgası hızı doğrulama çalışmasında patlama kanalı içerisinde referans konuma göre belirlenmiştir. Patlama dalgası frekansı ise Denklem 4.2'de verilen bağıntı ile hesaplanmıştır. Patlama dalgası yüksekliğine benzer bir durum patlama dalgası hızı ve frekansı dağılımında da görülmüştür. Önceden karışmış enjeksiyon modeli ile yapılan sayısal çalışmalarda patlama dalgası hızı ve frekansı değerleri kararlı modda neredeyse sabit bir değere ulaşmaktadır. Önceden karışmamış enjeksiyon yöntemi ile patlama dalgası hızı ve frekansı dağılımlarının kararlı modda dahi salınımlar sergilediği gözlemlenmiştir. Yalnız kararlı modda salınım genliklerinin oldukça küçük olduğu görülmektedir. Kararlı dalga modunda ortalama patlama dalgası

hızı ve frekansı değerlerinin sırası ile 1759.12 ± 7.83 m/s ve 11.79 ± 0.05 kHz'dir. Belirlenen ortalama patlama dalgası hızı ve frekansının sırası ile CJ 'değerinin %89.3'üne eşittir.

Patlama dalgası yayılımı süresince akış doğrultusunda eğik şok ve eğik şok ardı şok cepheleri oluşmaktadır. Eğik şok cephesi sonrası akışın aksenal hızı ve basıncında artışlar meydana gelmektedir. Bu nedenle eğik şok cephesinin açısı ve formu üretilen itki için oldukça önemlidir. Eğik şok cephesi ardında meydana gelen şok cepheleri ise patlama kanalına aktarılan yakıt-oksitleyici katmanının kararlılığına etki etmektedir. Doğrulama çalışmaları sonucu olarak değişken patlama dalgası yüksekliği hem patlama dalgası kararsızlığına hem de eğik şok açısı ve eğik şok cephesi formunun değişimine neden olduğu tespit edilmiştir.

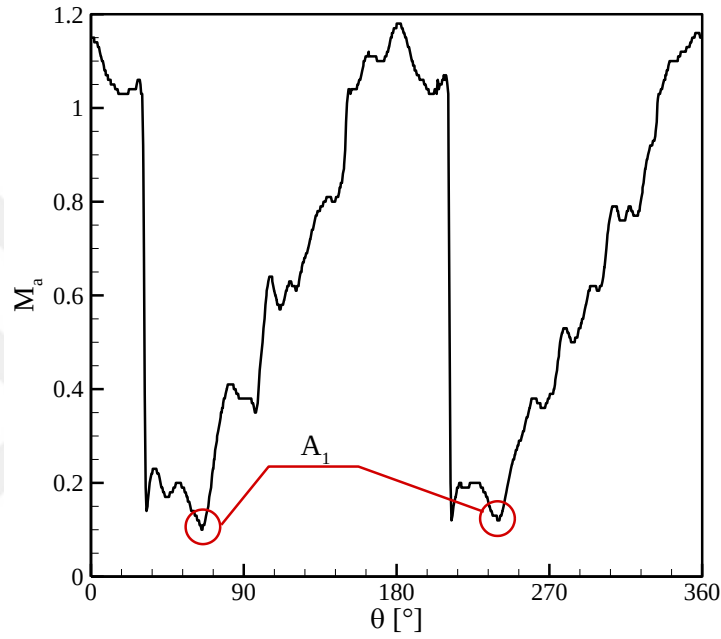


Şekil 8.13. $t = 3.5$ ms anında eğik şok ve şok cepheleri

Şekil 8.13'te basınç gradyanı değişkeni kullanılarak patlama kanalı orta düzleminde $t = 3.5$ ms anında, eğik şok cephesi ve eğik şok ardı şok cepheleri görselleştirilmiştir. Patlama dalgası ve şok cepheleri incelendiğinde benzer formların elde edildiği görülmektedir. Kararlı yayılım gereği patlama dalgası cephesi arasında açı değeri 180° 'dir. Eğik şok cephelerinin açıları da neredeyse eşit olup bu açı değeri 50.3° 'dir.

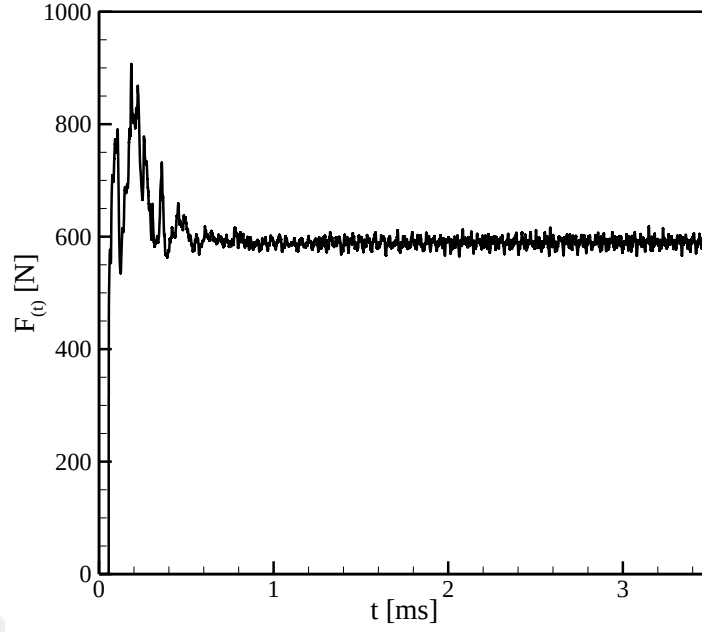
Dönen patlama motorunda itki üretimini tanımlayan bağıntıda yer alan bileşenlerden patlama kanalı çıkışı aksenal hız değişiminin incelenebilmesi için Şekil

8.14'te patlama kanalı çıkışı Mach Sayısı dağılımı verilmiştir. Patlama kanalı çıkışında eğik şok cephesinin ilk başlangıç konumu yaklaşık $\theta = 70^\circ$ 'dir. İkinci şok cephesinin başlangıcı ise $\theta = 250^\circ$ konumudur. Belirtilen konumlar A_1 ile belirtilmiştir. Eğik şok cephesi sonrası Mach sayısında artışlar elde edilmiş ve sonrasında ani düşüşler sergilenmiştir. Mach Sayısı dağılımı incelendiğinde patlama kanalı çıkış yüzeyinin %32.1'inde akış ses üstüdür.



Şekil 8.14. Patlama kanalı çıkışında Mach Sayısı dağılımı

Patlama kanalı çıkışında üretilen itki değerinin zamanla gelişim eğilimi Şekil 8.15'te sunulmuştur. Tam ölçekli çalışmalar ile doğrulama çalışmaları karşılaştırıldığında itkinin zamanla gelişim profilinde benzer eğilimlerin meydana geldiği gözlemlenmiştir. Dönen patlama motorunun geçiş modu süresince itki dağılımında anlık büyük değişimler meydana gelmiştir. İtkinin zamanla gelişim eğilimindeki salınım genliklerinin kararlı moda geçiş anına doğru azaldığı görülmektedir. Kararlı mod ile bu salınım genliklerinin asgari düzeye indiği ve periyodik olduğu tespit edilmiştir. Kararlı mod sonrası dönen patlama motorunun itki değeri 588.95 ± 6.62 N aralığındadır.



Şekil 8.15. Dönen patlama motorunda itki dağılımı

8.4. Tam Ölçekli Sayısal Çalışmalara Yönelik Çıkarımlar

Enjektör konfigürasyonlarında karışım verimliliklerin belirlenmesinin ardından tam ölçekli sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Periyodik sayısal çalışmalarda kullanılan akış hacmi ve çözüm ağı yapısı tam ölçekli çalışmalara uygun hale getirilmiştir. Tam ölçekli sayısal çalışmalardan elde edilen sonuç ve çıkarımlar aşağıda sıralanmıştır.

- Periyodik sayısal çalışmalar sonrası Enjektör konfigürasyonu çalışma matrisi içerisinde yer alan en yüksek karışım verimliliğine sahip enjektör konfigürasyonunun Model-10 olduğu belirlenmiştir.
- Model-10 enjektör konfigürasyonu ile gerçekleştirilen tam ölçekli sayısal çalışmada patlama dalgasının sönümlendiği belirlenmiştir.
- Enjektör duvarına yakın bölgelerde stokiyometrik karışıma sahip rejimlerin düşük yoğunluğa sahip olması nedeniyle Model-10 enjektör konfigürasyonu ile gerçekleştirilen tam ölçekli sayısal çalışmada patlama dalgasının sönümlendiği tespit edilmiştir.
- Model-10 ile gerçekleştirilen sayısal çalışmalardaki sonuçlar referans alınarak Model-13 enjektör konfigürasyonu modellenmiştir. Model-13 enjektör konfigürasyonunda hava enjektör çıkış alanı ve enjektör sayısı

artırılmıştır. Hava enjektörlerinden karşıt akışla ve yakıt enjektörlerinden ise eksenel doğrultuda kütle transferi gerçekleştirilmektedir.

- Model-13 enjektör konfigürasyonu ile gerçekleştirilen tam ölçekli sayısal çalışmalarda yakıt ve oksitleyicinin patlama kanalı orta düzleminde yoğunlaştırıldığı belirlenmiştir. Bunun yanı sıra patlama kanalı iç ve dış çaplarına doğru yakıt-oksitleyici karışımında simetrik yapı elde edilmiştir.
- Gerçekleştirilen sayısal çalışmada patlama dalgasının yayınımına devam ettiği tespit edilmiştir. Patlama dalgasının yayınımında ikinci dalga yapısı oluşmuş ve kararlı modda patlama kanalında iki dalga modunun hakim olduğu belirlenmiştir.
- Kararlı modda, patlama dalgası yüksekliği ve itki anlık değerleri incelendiğinde periyodik ve küçük salınımların meydana geldiği gözlemlenmiştir. Bu durum patlama dalgası cephesindeki lokal enerji salınımlarındaki değişimler ile ilgilidir. Öyle ki anlık enerji salınımların değişimi patlama dalgası hızını etkilemekte dalga özellikleri değişkenlik göstermektedir.

9. SONUÇLAR

9.1. Araştırma Bulgularının Özeti

Tez çalışmasında patlama dalgalarının yayılım kararlılığı ve yapısı, enjektör konfigürasyon performansı üzerine araştırmalar gerçekleştirilmiştir. Literatür çalışmalarında enjeksiyon koşulları ve enjektör performanslarının dönen patlama dalgaları üzerine önemli etkilerinin olduğu belirlenmiştir. Enjektör çıkışlarındaki akış yapısı ve enjeksiyon süresince meydana gelen kayıplar patlama kanalındaki yakıt-oksitleyici karışım verimliliğini etkilemektedir.

Patlama dalgasının yayılım devamlılığı ve kararlılığının sağlanabilmesi için patlama dalgası cephesinde gerekli enerji salınımının üretilmesi gerekmektedir. Bu durum yakıt-oksitleyici karışımının düşük basınç kayıpları ve yüksek karışım verimliliği ile patlama kanalına aktarılması ile sağlanabilmektedir. Gerekli karışım verimliliğinin sağlanamaması ya da enjektörlerde meydana gelen kayıpların artışı patlama dalgasının sönümlenmesine yol açabilmektedir.

Tez süresince gerçekleştirilen çalışmaları dört aşamada tamamlanmıştır. Bu aşamalar kısaca aşağıda özetlenmiştir.

- Doğrulama Çalışmaları: Bu aşamada dönen patlama dalga yapısı ve yayılım fiziği incelenmiştir. Referans alınan çalışmada kullanılan deneysel şartlar ile iki ve üç boyutlu olarak modellenmiş patlama kanalında sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Çözüm ağı yapısına dair Adaptif çözüm ağı tekniği kullanılmıştır ve bu teknik ile patlama dalgasının, hücre boyutu ve dizilimlerine karşı duyarlılığı da araştırılmıştır. Sayısal çalışmalarda önceden karışmış ideal enjeksiyon koşulları, “C” programlama dili kullanılarak oluşturulan UDF dosyaları ile tanımlanmıştır. Ayrıca tam ölçekli sayısal çalışmalar öncesinde patlama dalgası başlatma stratejileri, sınır koşulları ve Arrhenius parametrelerinin doğruluğu sayısal çalışmalar sonucu ile belirlenmiştir.
- Enjeksiyon Toplam Basıncının Değiştirilmesi Çalışmaları: Doğrulama çalışmaları ile belirlenen sayısal yöntem kullanılarak enjeksiyon koşulları ani değişiminin dönen patlama ve motor performansı üzerine etkileri sayısal olarak irdelenmiştir. İki boyutlu düzlemsel olarak modellenen patlama kanalında belirli akış zamanlarında enjeksiyon toplam basıncı ani olarak artırılmış ve azaltılmıştır. Bu çalışmanın yürütülme amacı patlama dalgası

cephesinde meydana gelen ani değişimlerin patlama dalgası yapısı ve motor performansına yönelik etkilerinin detaylı olarak gözlemlenmesidir.

- Enjektör Konfigürasyonları Karışım Verimliliğinin Belirlenmesi: Tam ölçekli sayısal çalışmalar öncesinde periyodik olarak modellenmiş enjektör konfigürasyonları ile kimyasal reaksiyon olmaksızın sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Bu aşamada enjektör konfigürasyonlarında ve patlama kanalında toplam basınç kayıpları da belirlenmiştir. Ayrıca sayısal sonuçlar değerlendirilerek en yüksek karışım verimliliğine sahip enjektör konfigürasyon dizilimi tespit edilmiştir.
- Tam Ölçekli Sayısal Çalışmalar: En yüksek karışım verimliliğine sahip enjeksiyon modeli ile gerçekleştirilen sayısal çalışma sonuçlarına dayanarak yeni bir enjeksiyon konfigürasyonu modellenmiştir. Oluşturulan enjektör konfigürasyonu ve en yüksek karışım verimliliğe sahip enjektör konfigürasyonu ile gerçekleştirilen tam ölçekli sayısal çalışma sonuçları karşılaştırılmıştır.

Patlama dalgası cephesi kimyasal reaksiyon ve şok cephelerinin birleşimidir. Patlama dalgası cephesinde sıcaklık ve basınç değerlerinde ani artışlar meydana gelir. Bu bölgede çok küçük zaman dilimlerinde reaksiyon mekanizmaları gereği radikallerin bozunma ve yeniden oluşma aşamaları gerçekleşmektedir. Patlama dalgası ardında kalan bölgede sıcaklık ve basınç değerlerinde ani düşüşler meydana gelmektedir. Patlama dalgasının yayılımı süresince akış doğrultusu eğik şok ve şok cepheleri üretilmektedir. Patlama kanalında belirtilen bu yapıların modellenmesinde hücre boyutları ve dizilimleri oldukça önemlidir. Literatürde yer alan çalışmalarda hücre boyutlarının patlama dalgası özelliklerini değiştirdiğine dair sonuçlar yer almaktadır.

Sayısal çalışmalarda patlama kanalında kullanılması gereken hücre boyutu ve dizilimlerinin belirlenebilmesi için Adaptif çözüm ağı tekniği kullanılmıştır. Adaptif çözüm ağı tekniği ideal enjeksiyon modelinin tanımlandığı iki boyutlu sayısal çalışmalara uygulanmıştır. Adaptif çözüm ağı tekniği için hidrojen kütle fraksiyonu ve sıcaklık gradyan değişkenleri ile sınır şartları tanımlanmıştır. Böylece patlama dalgası, eğik şok cepheleri ve giriş yüzeyine yakın cidarlarda hücre yoğunlaştırılması dinamik olarak gerçekleştirilmiştir. Adaptif çözüm ağı tekniği ideal enjeksiyon koşullarının tanımlandığı çalışmalarda uygulanabilir bir yöntem olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmalarda da oldukça uyumlu

sonuçlar elde edilmiştir. En küçük hücre boyutunun 1 mm olduğu sayısal çalışmalarda tek basamaklı reaksiyon mekanizması ile patlama dalgası yayılımı kararlılığı sağlanırken detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının kullanıldığı çalışmada patlama dalgasının sönümlendiği tespit edilmiştir. Bu durum detaylı kimyasal reaksiyon mekanizmasının, çözüm ağı hücre boyutuna duyarlılığının tek basamaklı reaksiyon mekanizmasına göre daha yüksek olduğunu kanıtlar niteliktedir. Bu sonuç detaylı kimyasal reaksiyon mekanizması halinde tek basamaklı reaksiyon mekanizmasına göre daha yüksek hücre yoğunlaştırma derecelerinin tercih edilmesi gerekliliğini ortaya koymaktadır. Sayısal çalışmalardan elde edilen sonuçlar Adaptif zm ağı tekniği ile gereksinimlerin büyük oranda düşürülebildiğini göstermektedir. Ayrıca aynı reaksiyon mekanizması ve CPU-saat gereksinimi ile patlama dalgası ve şok cephelerinde daha yoğun hücre yapılandırılması sağlanmış sayısal çözümlerlerin gerçekleştirilebileceği belirlenmiştir.

Doğrulama alışmaları ile patlama dalgası yayılımı fiziği ve yapısı detaylı olarak irdelenmiştir. Bilindiği üzere patlama dalgası yayılımı süresince akış doğrultusunda eğik şok, karışım bölgesi ve eğik şok ardı şok cepheleri meydana gelmektedir. Dönen patlama motorları uygulamalarının iki evreden oluştuğu belirlenmiştir. İlk evre geçiş aşamasıdır. Bu evrede patlama dalgası cephesinde ve özelliklerinde büyük değişimlerin meydana geldiği belirlenmiştir. Patlama dalgası cephesindeki değişimlerin blokaj oranını etkilediği ve bu durumun bir sonucu olarak patlama kanalına aktarılan yakıt-oksitleyici katman sınırlarında değişimlerin meydana geldiği gözlemlenmiştir. Değişken patlama dalgası yüksekliği, patlama dalgası şiddetini ve eğik şok açısını da etkilemektedir.

Eğik şok cephesi ardında eksenel hız ve basınç değerlerinde artışlar gözlemlenir. Hız ve basınç değerlerindeki artışlar, eğik şok açısı ile doğrudan ilgilidir. Belirtilen patlama dalgası özelliklerinin ve akış değişkenlerinin birbiri ile bağlantıları geçiş modunda, itki, özgül itki, basınç kazanım oranları vb. performansı belirleyen değişkenlerin anlık değerlerindeki büyük salınım oluşumlarını açıklamaktadır.

İkinci aşama kararlılık modudur. Patlama dalgası kararlılığı ile, patlama dalgasının her turunda eğik şok cephesi ardında periyodik ve benzer formda şok cephesi üretilmektedir. Bu durum patlama kanalına aktarılan yakıt-oksitleyici sınırında periyodik ve sabit bir form elde edilmesini desteklemektedir. Son olarak belirtilen kararlılıklar ile anlık patlama dalgası yüksekliği değerlerinin de neredeyse sabit olması sağlanmaktadır. Bunun yanı sıra geçiş modundaki salınımların kararlı modda asgari düzeye indirildiği de gözlemlenmiştir.

Doğrulama sayısal çalışmaları ile patlama dalgasının yayılımı süresince patlama kanalında ve patlama kanalı girişindeki akış değişkelerinin dağılımlarına yönelik elde edilen çıkarımlar sonra enjektör konfigürasyonlarının modellenmesi gerçekleştirilmiştir. Önceden karışmış olarak modellenen ideal enjeksiyon yöntemi yakıt-oksitleyicinin patlama kanalına stokiyometrik oranlarda yönlendirilmiştir. Deneysel çalışmalarda kullanılan dönen patlama motorunda önceden karışmamış enjeksiyon modeli kullanılmaktadır. Bu nedenle yakıt ve oksitleyici karışımı patlama kanalında gerçekleşmektedir. Karışım verimliliğindeki artış yakıt-oksitleyici karışımı eşdeğerlilik oranının stokiyometrik orana yakınlaştırmaktadır. Bu nedenle periyodik sayısal çalışmalar ile tam ölçekli sayısal çalışmada kullanılacak enjektör konfigürasyonu belirlenmiştir. Enjektör konfigürasyonu seçiminde iki değişken dağılımları referans alınmıştır. İlk olarak bahsedildiği üzere patlama dalgasının yayılımı için yüksek karışım verimliliğine sahip yakıt-oksitleyici katmanı oluşturulmalıdır. İkinci değişken olarak da enjektör performansının belirlenmesine yönelik toplam basınç kaybıdır. Toplam basınç kaybı hem enjektörlerde hem de yakıt-oksitleyici karışımında meydana gelmektedir.

Enjektör aralığı sabit tutularak enjektör sayısı oranındaki artışın karışım verimliliğine artırdığı tespit edilmiştir. Bununla birlikte enjektör sayısı sabit tutularak enjektör aralığındaki artış karışım veriminde düşüslere neden olduğu belirlenmiştir. Toplam basınç kayıplarında büyük oranda benzer dağılımlar elde edilmiştir. Hava ve yakıt enjektörlerindeki ortalama toplam basınç kayıplarının sırası ile %13 ve %26.5'tir. En yüksek karışım verimliliğine sahip Model-10 enjektör konfigürasyonunda patlama kanalında yakıt-oksitleyici karışımı için meydana gelen toplam basınç kaybının %46.5 mertebesindeir.

Model-10 enjektör konfigürasyonu kullanılarak gerçekleştirilen tam ölçekli sayısal çalışmalarda patlama dalgasının sönümlendiği gözlemlenmiştir. Sönümlenmenin enjektör duvarına yakın bölgelerde stokiyometrik orana sahip karışım yoğunluğunun düşük seviyelerde olmasından kaynaklandığı belirlenmiştir. Hidrojen ve oksijen kütle fraksiyon dağılımları incelendiğinde, hidrojenin patlama kanalı iç çapına doğru oksijenin ise patlama kanalı dış çapına doğru yoğunluğunun azaldığı tespit edilmiştir.

Patlama dalgasının sönümlenmesi ve tam ölçekli sayısal çalışmada yakıt ve oksitleyicinin patlama kanalındaki dağılımları referans alınarak Model-13 enjektör konfigürasyonları oluşturulmuştur. Bu enjektör konfigürasyonunda yakıt ve

oksitleyicinin patlama kanalı orta düzleminde yoğunlaşması sağlanmıştır. Böylece patlama dalgası yayılımı için gereken karışım katmanı oluşturulmuştur.

Model-13 ile gerçekleştirilen tam ölçekli sayısal çalışmada dönen patlama motorunda iki dalga modunun hakim olduğu belirlenmiştir. Aynı sınır şartlarının kullanıldığı doğrulama ve tam ölçekli sayısal çalışmalar karşılaştırıldığında, doğrulama çalışmalarında tek dalga modu hakimdir. Önceden karışmış enjeksiyon modelinin kullanıldığı çalışmada kararlı modda üretilen ortalama itki değeri 681.1 ± 0.497 N'dur. Model-13'ün kullanıldığı dönen patlama motorunda elde edilen itki değeri ise 588.95 ± 6.62 N'dur. İtki dağılımındaki bu fark patlama kanalına aktarılan yakıt-oksitleyicinin karışım verimliliği ile ilgilidir. Doğrulama çalışmalarında tamamen karışmış yakıt-oksitleyici karışımı yönlendirilirken, tam ölçekli çalışmalarda karışım uygulaması patlama kanalında gerçekleşmektedir. Bunun yanı sıra ortalama itki değerlerindeki salınım genlik farklılıklarının da yine enjeksiyon modeli ilgili olduğu belirlenmiştir. Öyle ki karışımın patlama kanalında gerçekleştirildiği önceden karışmamış enjeksiyon modelinde patlama dalgası cephesindeki enerji salınımlarının anlık değişkenlik göstermektedir. Önceden karışmış enjeksiyon modelinde ise yakıt-oksitleyici katmanının her bölgesinde stokiyometrik oranların varlığı, patlama dalgasındaki salınımların göz ardı edilebilecek seviyeye indirgenmesini sağlamıştır.

9.2. Gelecekte Yapılması Öngörülen Çalışmalar

Bu tez çalışmasında patlama dalgası yapısı, yayılım kararlılığı, enjektör konfigürasyon performanslarının belirlenmesi ve enjektör konfigürasyonlarının patlama dalgası yayılımı üzerine etkileri incelenmiştir. Referans alınan deneysel ve sayısal çalışmada kullanılan dönen patlama motoru hidrojen ve hava tabanlıdır. Gelecekte yapılması öngörülen çalışmalar aşağıda belirtilmiştir.

- Model-13 enjektör konfigürasyonu ile gerçekleştirilen sayısal çalışmalarda stokiyometrik oranlarda yakıt ve oksitleyici patlama kanalına aktarılmaktadır. Farklı eşdeğerlilik oranları kullanılmasının patlama dalgası yapısı ve motor performansının üzerine etkileri araştırılması hedeflenmektedir.
- Enjektör konfigürasyon aralıklarının değişimine yönelik radyal doğrultu tercih edilmiştir. Model-13'te çoklu hava enjektör konfigürasyonu çevresel

doğrultuda enjektör aralığının değişimine uyumlu bir konfigürasyon olup, bu değişimin karışım verimliliğini etkisi incelenecektir.

- Model-13 enjektör konfigürasyonu hidrojen-hava karışımına uygun olarak modellenmiştir. Konfigürasyonun yeniden modellenerek yakıt olarak metan ya da etilene uyumlu hale getirilmesi ve tam ölçekli çalışmalarda patlama kanalındaki akış yapısı ve motor performansının araştırılması düşünülmektedir.



KAYNAKÇA

- [1] McLoughlin, M.T. (2021). *Detonation Propagation In A Rotating Detonation Engine Analogue With Nonpremixed Fuel-Oxygen Injection*. Yayınlanmamış Yüksek Lisans Tezi. Kanada: Queen's Üniversitesi, Makine ve Malzeme Mühendisliği Bölümü
- [2] Ciccarelli, G. and Dorofeev, S. (2008). Flame acceleration and transition to detonation in ducts. *Progress in Energy and Combustion Science*, 34(4), 499–550.
- [3] Lee J.H.S. (2008). *The Detonation Phenomenon*. New York: Cambridge University Press
- [4] Zhang, L.F., Zhang, S.J., Ma, Z., Luan, M.Y. and Wang, J.P. (2019). Three-dimensional numerical study on rotating detonation engines using reactive Navier-Stokes equations. *Aerospace Science and Technology*, 93, 1-10.
- [5] Zhang, S., Yao, S., Luan, M., Zhang, L. and Wang, J. (2018). Effects of injection conditions on the stability of rotating detonation waves. *Shock Waves*, 28, 1079-1087.
- [6] Kailasanath, K. (2017). Recent Developments in the Research on Rotating-Detonation-Wave Engines. *55th AIAA Aerospace Sciences Meeting*'de sunulan bildiri, Texas.
- [7] St. George, A. C., Driscoll, R. B., Anand, V., Munday, D. E. and Gutmark, E. J. (2015). Fuel Blending as a Means to Achieve Initiation in a Rotating Detonation Engine. *53rd AIAA Aerospace Sciences Meeting*'de sunulan bildiri, Florida.
- [8] Jones, S. M. and Paxson, D. E. (2013). Potential Benefits to Commercial Propulsion Systems from Pressure Gain Combustion. *49th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference*'de sunulan bildiri, San Jose.
- [9] Prakash, S., Raman, V., Lietz, C., Hargus, W. A. and Schumaker, S. A. (2020). High Fidelity Simulations of a Methane-Oxygen Rotating Detonation Rocket Engine. *AIAA Scitech 2020 Forum*'da sunulan bildiri, Orlando.
- [10] Ma, J. Z., Luan, M.Y., Xia, Z.J., Wang, J.P., Zhang, S., Yao, S. and Wang, B. (2020). Recent Progress, Development Trends, and Consideration of Continuous Detonation Engines. *AIAA Journal*, 58(12), 4976–5035.
- [11] Voitsekhovskii, B. (1960). Stationary Spin Detonation. *Soviet Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 3, 157–164.
- [12] Saracoglu, B. H. and Ozden, A. (2018). The effects of multiple detonation waves in the RDE flow field. *Transportation Research Procedia*, 29, 390–400.
- [13] Driscoll, R.B. (2016). *Investigation of Sustained Detonation Devices: the Pulse Detonation Engine-Crossover System and the Rotating Detonation Engine System*. Yayınlanmamış Doktora Tezi. Amerika Birleşik Devletleri: Cincinnati Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği ve Mühendislik Mekanik Bölümü

- [14] Metrow, C.D. (2019). *Detonation Propagation In A Linearized Representation of A Rotating Detonation Engine*. Yayınlanmamış Yüksek Lisans Tezi. Kanada: Queen's Üniversitesi, Makine ve Malzeme Mühendisliği Bölümü
- [15] Mizener A.R. (2018). *Performance Modeling And Experimental Investigations of Rotating Detonation Engines*. Yayınlanmamış Doktora Tezi. Amerika Birleşik Devletleri: The University Of Texas At Arlington.
- [16] Rankine, W. J. M. (1870). On the Thermodynamic Theory of Waves of Finite Longitudinal Disturbance. *Philos. Trans. R. Soc. london*, 160, 277–288.
- [17] Kuo, K. (2005). *Principles of Combustion*. Boston: McGraw-Hill.
- [18] Turns S. (2006). *An Introduction to Combustion: Concepts and Applications*. Boston: McGraw-Hill.
- [19] Glassman, I. ve Yetter, R.A. (2015). *Combustion*. Londra: Elsevier.
- [20] Carter, M. ve Blunck, D. L. (2022). Direct Comparison of Schlieren and Soot Foil Measurements of Detonation Cell Sizes. *Energetics and Propulsion*, 1.
- [21] Fickett, W. and Davis, W. C. (2011). *Detonation: Theory and Experiment* United States: Dover Publications.
- [22] Yu, J., Hou, B., Lelyakin, A., Xu, Z. and Jordan, T. (2017). Gas detonation cell width prediction model based on support vector regression. *Nuclear Engineering and Technology*, 49(7), 1423–1430.
- [23] Bykovskii, F. A., Zhdan, S. A. and Vedernikov, E. F. (2006). Continuous Spin Detonations. *Journal of Propulsion and Power*, 22(6), 1204–1216.
- [24] Ciccarelli, G. Ginsberg and T. Boccio, J.L. (1997). *Detonation Cell Size Measurements in High-temperature Hydrogen-air-steam Mixtures at the BNL Hightemperature Combustion Facility*, Amerika Birleşik Devletleri: U.S. Nuclear Regulatory Commission
- [25] Walters, I. V., Journell, C. L., Lemcherfi, A., Gejji, R. M., Heister, S. D. and Slabaugh, C. D. (2020). Operability of a Natural Gas–Air Rotating Detonation Engine. *Journal of Propulsion and Power*, 36(3), 1–12.
- [26] St. George, A., Driscoll, R., Anand, V. and Gutmark, E. (2017). On the existence and multiplicity of rotating detonations. *Proceedings of the Combustion Institute*, 36(2), 2691–2698.
- [27] Radulescu, M. I., Sharpe, G. J., Law, C. K. and Lee, J. H. S. (2007). The hydrodynamic structure of unstable cellular detonations. *Journal of Fluid Mechanics*, 580, 31-81.
- [28] Lu, F. K. and Braun, E. M. (2014). Rotating Detonation Wave Propulsion: Experimental Challenges, Modeling, and Engine Concepts. *Journal of Propulsion and Power*, 30(5), 1125–1142.

- [29] Rankin, B. A., Fotia, M. L., Naples, A. G., Stevens, C. A., Hoke, J. L., Kaemming, T. A. and Schauer, F. R. (2017). Overview of Performance, Application, and Analysis of Rotating Detonation Engine Technologies. *Journal of Propulsion and Power*, 33(1), 131–143.
- [30] Schwer, D. and Kailasanath, K. (2010). Numerical Investigation of Rotating Detonation Engines. *46th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit*'de sunulan bildiri. Nashville.
- [31] Yi, T.H., Lou, J., Turangan, C., Choi, J.-Y. and Wolanski, P. (2011). Propulsive Performance of a Continuously Rotating Detonation Engine. *Journal of Propulsion and Power*, 27(1), 171–181.
- [32] Liu, S.-J., Lin, Z.-Y., Liu, W.-D., Lin, W. and Sun, M.-B. (2012). Experimental and three-dimensional numerical investigations on H₂/air continuous rotating detonation wave. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G: Journal of Aerospace Engineering*, 227(2), 326–341.
- [33] Ettner, F., Vollmer, K. G. and Sattelmayer, T. (2014). Numerical Simulation of the Deflagration-to-Detonation Transition in Inhomogeneous Mixtures. *Journal of Combustion*, 2014, 1–15.
- [34] Schauer, F., Miser, C., Tucker, C., Bradley, R. and Hoke, J. (2005). Detonation Initiation of Hydrocarbon-Air Mixtures in a Pulsed Detonation Engine. *43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*'de sunulan bildiri. Reno.
- [35] M. Kaneshige and J.E. Shepherd. (1997). *Detonation Database*, United States: GALCIT.
- [36] Nakayama, H., Moriya, T., Kasahara, J., Matsuo, A., Sasamoto, Y. and Funaki, I. (2012). Stable detonation wave propagation in rectangular-cross-section curved channels. *Combustion and Flame*, 159(2), 859–869.
- [37] Voitsekhovskiy, B. (1960). Stazionarnaia detonatsia (maintained detonation). In *Doklady Akad. Nauk SSSR*, 129,1254.
- [38] Escobar, S. (2014). *Rotating Detonation Combustion: A Computational Study for Stationary Power Generation*. Yayınlanmamış Doktora Tezi. Amerika Birleşik Devletleri: Batı Virjinya Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü
- [39] Nicholls, J. A. and Cullen, R. E. (1964). *The feasibility of a rotating detonation wave rocket motor*, Amerika Birleşik Devletleri: Michigan Üniversitesi
- [40] Heiser, W. H. and Pratt, D. T. (2002). Thermodynamic Cycle Analysis of Pulse Detonation Engines. *Journal of Propulsion and Power*, 18(1), 68–76.
- [41] Bigler, B. R., Paulson, E. J. and Hargus, W. A. (2017). Idealized Efficiency Calculations for Rotating Detonation Engine Rocket Applications. *53rd AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference*'de sunulan bildiri. Atlanta.
- [42] Suzuki, T., Matsuo, A., Daimon, Y., Kawashima, H., Kawasaki, A., Matsuoka, K. and Kasahara, J. (2020). Prediction of Pressure Loss in Injector for Rotating

- Detonation Engines Using Single-element Simulations. *AIAA Propulsion and Energy 2020 Forum*'da sunulan bildiri.
- [43] Zel'dovich, Y. (2006). To the Question of Energy Use of Detonation Combustion. *Journal of Propulsion and Power*, 22(3), 588–592.
 - [44] Jones, S. M. and Paxson, D. E. (2013). Potential Benefits to Commercial Propulsion Systems from Pressure Gain Combustion. *49th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference*'da sunulan bildiri. San Jose.
 - [45] Sousa, J., Paniagua, G. and Collado Morata, E. (2017). Thermodynamic analysis of a gas turbine engine with a rotating detonation combustor. *Applied Energy*, 195, 247–256.
 - [46] Kimura, R. C., Paulson, E. J. and Sankaran, V. (2019). A Parametric Analysis of a Rotating Detonation Rocket Engine Cycle Using CEA. *AIAA Scitech 2019 Forum*'da sunulan bildiri. Kaliforniya.
 - [47] Nordeen, C., Schwer, D., Schauer, F., Hoke, J., Cetegen, B. and Barber, T. (2011). Thermodynamic Modeling of a Rotating Detonation Engine. *49th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*'da sunulan bildiri. Florida.
 - [48] Mizener, A. R. and Lu, F. K. (2017). Low-Order Parametric Analysis of a Rotating Detonation Engine in Rocket Mode. *Journal of Propulsion and Power*, 33(6), 1543–1554.
 - [49] Fievisohn, R. T. and Yu, K. H. (2017). Steady-State Analysis of Rotating Detonation Engine Flowfields with the Method of Characteristics. *Journal of Propulsion and Power*, 33(1), 89–99.
 - [50] Xia, Z.J., Luan, M.-Y., Liu, X.Y. and Wang, J.P. (2020). Numerical simulation of wave mode transition in rotating detonation engine with OpenFOAM. *International Journal of Hydrogen Energy*, 45, 19989–19995.
 - [51] Zheng, H., Meng, Q., Zhao, N., Li, Z. and Deng, F. (2020). Numerical investigation on H₂/Air non-premixed rotating detonation engine under different equivalence ratios. *International Journal of Hydrogen Energy*, 45(3), 2289–2307.
 - [52] Sun, J., Zhou, J., Liu, S., Lin, Z. and Lin, W. (2019). Effects of air injection throat width on a non-premixed rotating detonation engine. *Acta Astronautica*, 159, 189–198.
 - [53] Yi, T.H., Turangan, C., Lou, J., Wolanski, P. and Kindracki, J. (2009). A Three-Dimensional Numerical Study of Rotational Detonation in an Annular Chamber. *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*'da sunulan bildiri. Florida.
 - [54] Wu, D., Liu, Y., Liu, Y. and Wang, J. (2014). Numerical investigations of the restabilization of hydrogen–air rotating detonation engines. *International Journal of Hydrogen Energy*, 39(28), 15803–15809.

- [55] Sato, T. and Raman, V. (2020). Detonation Structure in Ethylene/Air-Based Non-Premixed Rotating Detonation Engine. *Journal of Propulsion and Power*, 36(5) 1–11.
- [56] Lei, Z., Yang, X., Ding, J., Weng, P. and Wang, X. (2020). Performance of rotating detonation engine with stratified injection. *Journal of Zhejiang University-Science A*, 21(9), 734–744.
- [57] Batista, A. Ross, M.C., Lietz C. and Hargus W. A. (2021). Descending Modal Transition Dynamics in a Large Eddy Simulation of a Rotating Detonation Rocket Engine. *Energies*, 14, 3387-3408.
- [58] Schumaker, S. A., Knisely, A. M., Hoke, J. L. and Rein, K. D. (2020). Methane–oxygen detonation characteristics at elevated pre-detonation pressures. *Proceedings of the Combustion Institute*, 38(3), 3623-3632.
- [59] Zhao, M. and Zhang, H. (2020). Large eddy simulation of non-reacting flow and mixing fields in a rotating detonation engine. *Fuel*, 280, 118534.
- [60] Liu, X. Y., Luan, M. Y., Chen, Y.L. and Wang, J.-P. (2020). Flow-field analysis and pressure gain estimation of a rotating detonation engine with banded distribution of reactants. *International Journal of Hydrogen Energy*, 45(38), 19976-19988.
- [61] Zhao, M. and Zhang, H. (2020). Origin and chaotic propagation of multiple rotating detonation waves in hydrogen/air mixtures. *Fuel*, 275, 117986.
- [62] Yao, S., Han, X., Liu, Y. and Wang, J. (2016). Numerical study of rotating detonation engine with an array of injection holes. *Shock Waves*, 27(3), 467–476.
- [63] Palaniswamy, S., Akdag, V., Perroomian, O. and Chakravarthy, S. (2017). Comparison between Ideal and Slot Injection in a Rotating Detonation Engine. *Combustion Science and Technology*, 190(4), 557–578.
- [64] Stoddard, W., St. George, A. C., Driscoll, R. B. and Gutmark, E. J. (2014). Computational Analysis of Existing and Altered Rotating Detonation Engine Inlet Designs. *50th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference*'da sunulan bildiri. Cleveland.
- [65] Sun, J., Zhou, J., Liu, S. and Lin, Z. (2018). Numerical investigation of a rotating detonation engine under premixed/non-premixed conditions. *Acta Astronautica*, 152, 630-638.
- [66] Zheng, Y., Wang, C., Wang, Y., Liu, Y. and Yan, Z. (2019). Numerical research of rotating detonation initiation processes with different injection patterns. *International Journal of Hydrogen Energy*. doi:10.1016/j.ijhydene.2019.03.26.
- [67] Fujii, J., Kumazawa, Y., Matsuo, A., Nakagami, S., Matsuoka, K. and Kasahara, J. (2017). Numerical investigation on detonation velocity in rotating detonation engine chamber. *Proceedings of the Combustion Institute*, 36(2), 2665–2672.

- [68] Meng, Q., Zhao, N., Zheng, H., Yang, J. and Qi, L. (2018). Numerical investigation of the effect of inlet mass flow rates on H₂/air non-premixed rotating detonation wave. *International Journal of Hydrogen Energy*, 43(29), 13618–13631.
- [69] Chen, Y. Liu, X. and Wang, J. (2021). Effects of Reversed Shock Waves on Operation Mode in H₂/O₂ Rotating Detonation Chambers. *Energies*, 14, 8296–8309.
- [70] Yao, S., Ma, Z., Zhang, S., Luan, M. and Wang, J. (2017). Reinitiation phenomenon in hydrogen-air rotating detonation engine. *International Journal of Hydrogen Energy*, 42(47), 28588–28598.
- [71] Deng, L., Ma, H., Xu, C., Liu, X. and Zhou, C. (2018). The feasibility of mode control in rotating detonation engine. *Applied Thermal Engineering*, 129, 1538–1550.
- [72] Yao, S. and Wang, J. (2016). Multiple ignitions and the stability of rotating detonation waves. *Applied Thermal Engineering*, 108, 927–936.
- [73] Sun, J., Zhou, J., Liu, S., Lin, Z. and Cai, J. (2017). Effects of injection nozzle exit width on rotating detonation engine. *Acta Astronautica*, 140, 388–401.
- [74] Wang, F., Weng, C., Wu, Y., Bai, Q., Zheng, Q. and Xu, H. (2020). Effects of total pressure and equivalent ratio on kerosene/air rotating detonation engines using a paralleling CE/SE method. *Defence Technology*, 17(6), 1805–1816.
- [75] Wang, Y. (2016). Rotating detonation in a combustor of trapezoidal cross section for the hydrogen–air mixture. *International Journal of Hydrogen Energy*, 41(12), 5605–5616.
- [76] Tsuboi, N., Watanabe, Y., Kojima, T. and Hayashi, A. K. (2015). Numerical estimation of the thrust performance on a rotating detonation engine for a hydrogen–oxygen mixture. *Proceedings of the Combustion Institute*, 35(2), 2005–2013.
- [77] Yee., H.C. (1987). NASA Technical Memorandum. United States: NASA.
- [78] Gou, X., Sun, W., Chen, Z. and Ju, Y. (2010). A dynamic multi-timescale method for combustion modeling with detailed and reduced chemical kinetic mechanisms. *Combustion and Flame*, 157(6), 1111–1121.
- [79] Gaillard, T., Davidenko, D. and Dupoirieux, F. (2017). Numerical simulation of a Rotating Detonation with a realistic injector designed for separate supply of gaseous hydrogen and oxygen. *Acta Astronautica*, 141, 64–78.
- [80] Sato, T., Chacon, F., White, L., Raman, V. and Gamba, M. (2020). Mixing and detonation structure in a rotating detonation engine with an axial air inlet. *Proceedings of the Combustion Institute*, 38(3), 3769–3776.
- [81] Ma, F., Choi, J.Y. and Yang, V. (2006). Propulsive performance of airbreathing pulse detonation engines. *Journal of Propulsion and Power*, 22(6), 1188–1203.

- [82] Sun, B. and Ma, H. (2019). Two-dimensional numerical study of two-phase rotating detonation wave with different injections. *AIP Advances*, 9(11), 115307.
- [83] Shimizu, H., Hayashi, A. and Tsuboi, N. (2001). Study of detailed chemical reaction model of hydrogen-air detonation. *39th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*'de sunulan bildiri. Reno.
- [84] Taki, S. and Fujiwara, T. (1978). Numerical Analysis of Two-Dimensional Nonsteady Detonations. *AIAA Journal*, 16(1), 73–77.
- [85] Ó Conaire, M., Curran, H. J., Simmie, J. M., Pitz, W. J. and Westbrook, C. K. (2004). A comprehensive modeling study of hydrogen oxidation. *International Journal of Chemical Kinetics*, 36(11), 603–622.
- [86] Smith, G.P., Tao, Y. and Wang, H. (2016). Foundational Fuel Chemistry Model Version 1.0 (FFCM-1), (Erişim: <http://nanoenergy.stanford.edu/ffcm1>).
- [87] Wang, F., Weng, C., Wu, Y., Bai, Q., Zheng, Q. and Xu, H. (2020). Numerical research on kerosene/air rotating detonation engines under different injection total temperatures. *Aerospace Science and Technology*, 103, 105889-15.
- [88] Escobar, S., Pakalapati, S. R., Celik, I., Ferguson, D. and Strakey, P. (2013). Numerical Investigation of Rotating Detonation Combustion in Annular Chambers. *Volume 1A: Combustion, Fuels and Emissions*'da sunulan bildiri. Texas.
- [89] Li, J., Zhao, Z., Kazakov, A. and Dryer, F. L. (2004). An updated comprehensive kinetic model of hydrogen combustion. *International Journal of Chemical Kinetics*, 36(10), 566–575.
- [90] Ma, J. Z. Zhang, S. Luan, M. and Wang J. (2018). Experimental investigation on delay time phenomenon in rotating detonation engine. *Aerospace Science and Technology*, 88(2019). 395-404.
- [91] Goto, K., Nishimura, J., Kawasaki, A., Matsuoka, K., Kasahara, J., Matsuo, A. and Higashino, K. (2018). Propulsive Performance and Heating Environment of Rotating Detonation Engine with Various Nozzles. *Journal of Propulsion and Power*, 35(1), 1–11.
- [92] Kawasaki, A., Inakawa, T., Kasahara, J., Goto, K., Matsuoka, K., Matsuo, A. and Funaki, I. (2018). Critical condition of inner cylinder radius for sustaining rotating detonation waves in rotating detonation engine thruster. *Proceedings of the Combustion Institute*, 37(3), 3461-3469.
- [93] Koch, J., Chang, L., Upadhye, C., Chau, K., Kurosaka, M. and Knowlen, C. (2019). Influence of Injector-to-Annulus Area Ratio on Rotating Detonation Engine Operability. *AIAA Propulsion and Energy 2019 Forum*'da sunulan bildiri. Indianapolis.
- [94] Wilhite, J., Driscoll, R. B., St. George, A. C., Anand, V. and Gutmark, E. J. (2016). Investigation of a Rotating Detonation Engine using Ethylene-Air Mixtures. *54th AIAA Aerospace Sciences Meeting*'de sunulan bildiri. Kaliforniya.

- [95] Yokoo, R., Goto, K., Kim, J., Kawasaki, A., Matsuoka, K., Kasahara, J. and Funaki, I. (2019). Propulsion Performance of Cylindrical Rotating Detonation Engine. *AIAA Journal*, 58(12), 1–10.
- [96] Naples, A., Hoke, J. and Schauer, F. (2015). Experimental Investigation of a Rotating Detonation Engine Injector Temporal Response. *53rd AIAA Aerospace Sciences Meeting*'de sunulan bildiri.
- [97] Shank, J., King, P., Karnesky, J., Schauer, F. and Hoke, J. (2012). Development and Testing of a Modular Rotating Detonation Engine. *50th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*'da sunulan bildiri. Nashville.
- [98] Rankin, B. A., Richardson, D. R., Caswell, A. W., Naples, A., Hoke, J. And Schauer, F. (2015). Imaging of OH* Chemiluminescence in an Optically Accessible Nonpremixed Rotating Detonation Engine. *53rd AIAA Aerospace Sciences Meeting*'de sunulan bildiri. Kissimmee
- [99] Bykovskii, F. A. and Zhdan, S. A. (2015). Current status of research of continuous detonation in fuel-air mixtures. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 51(1), 21–35.
- [100] Zhang, S., Ma, J. Z. and Wang, J. (2020). Theoretical and Numerical Investigation on Total Pressure Gain in Rotating Detonation Engine. *AIAA Journal*, 58(11), 1–12.
- [101] Lietz, C., Ross, M., Desai, Y. and Hargus, W. A. (2020). Numerical investigation of operational performance in a methane-oxygen rotating detonation rocket engine. *AIAA Scitech 2020 Forum*'da sunulan bildiri. Orlando.
- [102] Fan L., Shi Q., Lin W., Tong Y., Sun J. and Nie W., 2022, Numerical simulation of similarities between rotating detonation and highfrequency combustion instability under two mixing schemes. *AIP Advances*, 12, 025310-14.
- [103] Bigler, B. R., Bennewitz, J. W., Schumaker, S. A., Danczyk, S. A. and Hargus, W. A. (2019). Injector Alignment Study for Variable Mixing in Rotating Detonation Rocket Engines. *AIAA Scitech 2019 Forum*'da sunulan bildiri. Kaliforniya.
- [104] Sun, J., Zhou, J., Liu, S., Lin, Z. and Lin, W. (2018). Plume flowfield and propulsive performance analysis of a rotating detonation engine. *Aerospace Science and Technology*. 81, 383-393.
- [105] Bigler, B. R., Bennewitz, J. W., Danczyk, S. A. and Hargus, W. A. (2020). Rotating Detonation Rocket Engine Operability Under Varied Pressure Drop Injection. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 58(2), 1–10.
- [106] Gaillard, T., Davidenko, D. and Dupoirieux, F. (2015). Numerical Optimisation in Non Reacting Conditions of the Injector Geometry for a Continuous Detonation Wave Rocket Engine. *Acta Astronautica*, 111, 334–344.

- [107] Goto, K., Kato, Y., Ishihara, K., Matsuoka, K., Kasahara, J., Matsuo, A. and Funaki, I. (2016). Experimental Study of Effects of Injector Configurations on Rotating Detonation Engine Performance. *52nd AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference*'da sunulan bildiri. Salt Lake City.
- [108] Duvall, J., Chacon, F., Harvey, C. and Gamba, M. (2018). Study of the Effects of Various Injection Geometries on the Operation of a Rotating Detonation Engine. *2018 AIAA Aerospace Sciences Meeting*'de sunulan bildiri. Kissimmee.
- [109] Bigler, B., Bennewitz, J. W., Danczyk, S. A. and Hargus, W. A. (2019). Injector Mixing Effects in Rotating Detonation Rocket Engines. *AIAA Propulsion and Energy 2019 Forum*'da sunulan bildiri. Indianapolis.
- [110] Kato, Y., Gawahara, K., Matsuoka, K., Kasahara, J., Matsuo, A., Funaki, I. and Tanatsugu, N. (2014). Thrust Measurement of Rotating Detonation Engine by Sled Test. *50th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference*'da sunulan bildiri. Cleveland.
- [111] Nakagami, S., Matsuoka, K., Kasahara, J., Matsuo, A. and Funaki, I. (2015). Visualization of Rotating Detonation Waves in a Plane Combustor with a Cylindrical Wall Injector. *53rd AIAA Aerospace Sciences Meeting*'de sunulan bildiri. Kissimmee.
- [112] Zhou, S., Ma, H., Li, S., Zhou, C. and Liu, D. (2018). Experimental study of a hydrogen-air rotating detonation engine with variable air-inlet slot. *International Journal of Hydrogen Energy*, 43(24), 11253–11262.
- [113] Wang, Y., Le, J., Wang, C., Zheng, Y. and Huang, S. (2018). The effect of the throat width of plug nozzles on the combustion mode in rotating detonation engines. *Shock Waves*, 29, 471-485.
- [114] Frolov, S. M., Aksenov, V. S., Ivanov, V. S., Medvedev, S. N. and Shamshin, I. O. (2017). Flow Structure in Rotating Detonation Engine with Separate Supply of Fuel and Oxidizer: Experiment and CFD. *Detonation Control for Propulsion*, 39–59.
- [115] Koch, J., Washington, M. R., Kurosaka, M. and Knowlen, C. (2019). Operating Characteristics of a CH₄/O₂ Rotating Detonation Engine in a Backpressure Controlled Facility. *AIAA Scitech 2019 Forum*'da sunulan bildiri. Kaliforniya.
- [116] Bach, E., Oliver Paschereit, C., Stathopoulos, P. and Bohon, M. D. (2020). An empirical model for stagnation pressure gain in rotating detonation combustors. *Proceedings of the Combustion Institute*, 38(3), 3807-3814.
- [117] Kindracki, J. (2015). Experimental research on rotating detonation in liquid fuel–gaseous air mixtures. *Aerospace Science and Technology*, 43, 445–453.
- [118] Bluemner, R., Bohon, M., Nguyen, H.-Q., Paschereit, C. O. and Gutmark, E. J. (2019). Influence of Reactant Injection Parameters on RDC Mode of Operation. *AIAA Scitech 2019 Forum*'da sunulan bildiri. Kaliforniya.

- [119] Ma, F., Choi, J.Y. and Yang, V. (2005). Thrust Chamber Dynamics and Propulsive Performance of Single-Tube Pulse Detonation Engines. *Journal of Propulsion and Power*, 21(3), 512–526.
 - [120] Menter, F. R. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, 32(8), 1598–1605.
 - [121] Fluent, (2013). 15.0 theory guide. Ansys Inc.
 - [122] Zhdan, S. A., Mardashev, A. M. and Mitrofanov, V. V. (1990). Calculation of the flow of spin detonation in an annular chamber. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 26(2), 210–214.
 - [123] Chacon, F. and Gamba, M. (2019). Detonation Wave Dynamics in a Rotating Detonation Engine. *AIAA Scitech 2019 Forum*'da sunulan bildiri. Kaliforniya.
 - [124] Knowlen, C., Koch, J., Kurosaka, M. and Washington, M. (2019). Radial Injector Mixing Effects on Detonation Zone Position in Rotating Detonation Engine. *AIAA Propulsion and Energy 2019 Forum*'da sunulan bildiri. Indianapolis.
 - [125] Zucker R. D. and Biblarz O. (2002). *Fundamentals of Gas Dynamics*, New Jersey: John Wiley and Sons, Inc.
 - [126] Rankin, B. A., Codoni, J. R., Cho, K. Y., Hoke, J. L. and Schauer, F. R. (2018). Investigation of the structure of detonation waves in a non-premixed hydrogen–air rotating detonation engine using mid-infrared imaging. *Proceedings of the Combustion Institute*. 37(3), 3479-3486.
 - [127] Kindracki, J., Wolański, P. and Gut, Z. (2011). Experimental research on the rotating detonation in gaseous fuels–oxygen mixtures. *Shock Waves*, 21(2), 75–84.
 - [128] Dyer, R., Naples, A., Kaemming, T., Hoke, J. and Schauer, F. (2012). Parametric Testing of a Unique Rotating Detonation Engine Design. *50th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*'da sunulan bildiri. Nashville.
 - [129] Sun, J., Zhou, J., Liu, S. and Lin, Z. (2019). Interaction between Rotating Detonation Wave Propagation and Reactant Mixing. *Acta Astronautica*.164 (2019). 197-203.
 - [130] Lee, S.H. (2006). Characteristics of Dual Transverse Injection in Scramjet Combustor, Part 1: Mixing. *Journal of Propulsion and Power*, 22(5), 1012–1019.
 - [131] Pudsey, A. S. and Boyce, R. R. (2010). Numerical Investigation of Transverse Jets Through Multiport Injector Arrays in a Supersonic Crossflow. *Journal of Propulsion and Power*, 26(6), 1225–1236.
- http-1:**<https://www.engapplets.vt.edu/fluids/CDnozzle/cdinfo.html> (Erişim tarihi: 20.03.2023)

ÖZGEÇMİŞ

ORCID NO: 0000-0002-7848-6974

Ad Soyad: Osman KOCAASLAN

Eğitim Geçmişi:

- 2006-2010, Selçuk Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü
- 2011-2015, Selçuk Üniversitesi, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı
- 2017-Devam ediyor, Eskişehir Teknik Üniversitesi, Uçak Gövde Motor Bakım Anabilim Dalı

Mesleki Geçmiş:

- 2010-2012, Makine Mühendisi, HerAy Sulama ve Filtre Sistemleri.
- 2012-2013, Makine Mühendisi, SEMPA LTD. ŞTİ.
- 2013-Devam ediyor, Öğretim Görevlisi, Selçuk Üniversitesi/Huğlu Meslek Yüksekokulu, Makine ve Metal Teknolojileri Bölümü

Yayınları ve/veya Bilimsel/Sanatsal Faaliyetleri:

- Babayiğit, O., Kocaaslan, O., Aksoy, M. H., Güleren K.M. ve Özgören, M. (2005). Numerical identification of blade exit angle effect on the performance for a multistage centrifugal pump impeller. *EPJ Web of Conferences*, 92, 2003.
- Kocaaslan O., Özgören, M., Aksoy, M. H. ve Babayiğit, O. (2016). Experimental and Numerical Investigation of Coating Effect on Pump Impeller and Volute. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 9(5), 2475-2487.
- Babayiğit, O., Özgören, M., Aksoy, M. H. ve Kocaaslan, O. (2016). Experimental and CFD investigation of a multistage centrifugal pump including leakages and balance holes. *Desalination and Water Treatment*, 67, 28-40.
- Kocaaslan, O., Yasa, T. ve Güleren, K. M. (2021). Türbülanslı Yanma İçin Döndürücünün Parametrik Çalışması. *Isı Bilimi ve Tekniği Dergisi*, 41(2), 205-226.

Ödülleri:

2017, Best Paper Award and Best Presenter Award, Selçuk Üniversitesi