



**ULAşIM YAPILARINDA FARKLI YANGIN SENARYOLARININ
SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ**

Umut Barış YILMAZ

**DOKTORA TEZİ
MAKİNA MÜHENDİSLİĞİ ANA BİLİM DALI**

**GAZİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

ARALIK 2022

ETİK BEYAN

Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Tez Yazım Kurallarına uygun olarak hazırladığım bu tez çalışmada;

- Tez içinde sunduğum verileri, bilgileri ve dokümanları akademik ve etik kurallar çerçevesinde elde ettiğimi,
- Tüm bilgi, belge, değerlendirme ve sonuçları bilimsel etik ve ahlak kurallarına uygun olarak sunduğumu,
- Tez çalışmada yararlandığım eserlerin tümüne uygun atıfta bulunarak kaynak gösterdiğimi,
- Kullanılan verilerde herhangi bir değişiklik yapmadığımı,
- Bu tezde sunduğum çalışmanın özgün olduğunu,

bildirir, aksi bir durumda aleyhime doğabilecek tüm hak kayıplarını kabullendiğimi beyan ederim.

Umut Barış YILMAZ

21/12/2022

ULAŞIM YAPILARINDA FARKLI YANGIN SENARYOLARININ SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

(Doktora Tezi)

Umut Barış YILMAZ

GAZİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

Aralık 2022

ÖZET

Çalışmanın ilk aşamasında 1:100 ölçekli bir metro istasyonunda 10 ml n-heptan havuz yangını Fire Dynamics Simulator (FDS v6.7.7) yazılımı ile sayısal olarak incelenmiş, farklı tasarım eğrileri, türbülans ve radyasyon değişkenleri uygulanarak duman ve sıcaklık dağılımı araştırılmış, literatürdeki deneysel çalışmalar ile karşılaştırılmıştır. Eksponansiyel yangın tasarımı eğrisinin %5 fark ile deneysel verilere en yakın sonucu verdiği gözlemlenmiş ve küçük ölçekli hidrokarbon havuz yangınları için kullanılabileceği sonucuna varılmıştır. Ayrıca en uygun radyasyon ve türbülans değişkenleri saptanmıştır. Çalışmanın ikinci aşamasında dört şeritli NATM tünelde 6-200 MW arasındaki büyüklüklerde dizel havuz yangını simüle edilerek sonuçları aynı koşullar altında uluslararası mevzuatta yer alan acil durum havalandırma hesapları ile karşılaştırılmıştır. Elde edilen sıcaklık sonuçları doğrultusunda tünel yapısalına zarar verebileceği öngörülen 100 MW ve üstündeki yangın yüklerinde yüksek basınçlı su sisi (YBSS) ve baskın sulu söndürme sistemi simülasyonları yapılmış ve söndürme sistemlerinin ısı transferi üzerindeki etkisi incelenmiştir. YBSS sisteminin yangın yükünü ortalama %50, baskın sistemin ise ortalama %30 oranında azalttığı saptanmıştır. Ayrıca sulu söndürme sistemlerinin maliyetleri, havalandırma sistemi kapasitesi de dikkate alınarak hesaplanmış ve karşılaştırılmıştır. Buna göre su sisi yangın söndürme sisteminin baskın sistemden %30 daha pahalı olduğu tünel uzunluğu arttıkça %20'ye kadar düştüğü saptanmıştır. Bununla birlikte baskın sistemin 3 kat anlık debi ihtiyacı nedeni ile YBSS sisteminin drenaj altyapısında avantaj sağlayacağı anlaşılmıştır. Çalışmanın üçüncü ve son aşamasında ise NATM tünelden alınan hız ölçümleri ve nümerik analizlerden faydalanılarak, karayolu tünelleri boyunca havalandırma sistemleri test ve devreye alma işlemleri için prosedür geliştirilmiştir. NATM tünelden ölçülen ortalama hız değerleri ile sayısal analiz sonuçları arasındaki farkın %4,9 olduğu ve sonuçların uyumlu olduğu tespit edilmiştir. Buna göre, karayolu tüneli havalandırma sistemi test ve devreye alma sırasında bu tip bir prosedürün uygulanabileceği ortaya konmuştur.

Bilim Kodu : 91412

Anahtar Kelimeler : Metro istasyonu, Karayolu tüneli, Runehamar, NATM, Soğuk duman, Test ve devreye alma, Yangın tasarımı, Yangın eğrisi, N-heptan havuz yangını, Palet yangını, Yüksek basınç su sisi, baskın sistem, Fire dynamics simulator (FDS)

Sayfa Adedi : 304

Danışman : Prof. Dr. Oğuz TURGUT

NUMERICAL ANALYSIS OF DIFFERENT FIRE SCENARIOS IN TRANSPORTATION STRUCTURES

(Ph. D. Thesis)

Umut Barış YILMAZ

GAZİ UNIVERSITY

GRADUATE SCHOOL OF NATURAL AND APPLIED SCIENCES

December 2022

ABSTRACT

In the first phase of the study, a 10 ml n-heptane pool fire in a 1:100 scale metro station was numerically analyzed with Fire Dynamics Simulator (FDS v6.7.7) software. Smoke and temperature distribution were investigated by applying different design curves, turbulence and radiation variables, and the results compared with experimental studies in the literature. It has been observed that the exponential fire design curve gives the closest result to the experimental data with 5% difference and it was concluded that it could be used for small scale hydrocarbon pool fires. In addition, the most suitable radiation and turbulence variables were determined. In the second phase of the study, a diesel pool fire between 6-200 MW fire load was simulated in a four-lane NATM tunnel and the results were compared with the emergency ventilation calculations in the international legislation under the same conditions. In line with the temperature results obtained, high pressure water mist (HPWM) and deluge water extinguishing system simulations were performed at fire loads of 100 MW and above, which are predicted to damage the tunnel structure, and the effect of extinguishing systems on heat transfer was examined. It has been determined that the HPWM and deluge systems reduces the fire load by 50% and 30% on average respectively. In addition, the costs of water extinguishing systems were calculated and compared by taking into account the reduced ventilation system capacity. Accordingly, it has been determined that the water mist fire extinguishing system is 30% more expensive than the deluge system, and it decreases up to 20% as the tunnel length increases. However, it has been understood that the HPWM system has an advantage in the drainage infrastructure due to the 3-fold instantaneous flow requirement of the deluge system. In the third and final phase of the study, a procedure has been developed for the testing and commissioning of longitudinal ventilation systems in highway tunnels by using numerical analyzes and speed measurements taken from the NATM tunnel. It was determined that the difference between the average speed values measured from the NATM tunnel and the numerical analysis results was 4.9% and the results were consistent. Accordingly, it has been observed that such a procedure could be used.

Science Code : 91412

Key Words : Subway station, Road tunnel, Runehamar, NATM, Cold smoke, Test & commissioning, Fire design, Fire curve, N-heptane pool fire, Pallet fire, High pressure water mist, Deluge system, Fire dynamics simulator (FDS)

Page Number : 304

Supervisor : Prof. Dr. Oğuz TURGUT

TEŞEKKÜR

Yüksek öğrenim çalışmalarımın tamamında ve tezin her aşamasında, tüm bilgi birikimi ve tecrübelerini paylaşan, desteğini hiç esirgemeyen tez danışmanım Prof. Dr. Oğuz TURGUT'a, tez çalışmalarımda zaman ve emek harcayarak tezin bilimsel kalitesinin artmasına ve kapsamının gelişmesine katkı sağlayan değerli hocalarım Prof. Dr. Nuri YÜCEL ve Dr. Öğr. Üyesi Levent ÇOLAK'a, tez çalışmalarımda yorum ve fikirlerini esirgemeyen, kıymetli katkıları ile çalışmanın şekillenmesine destek olan Dr. Öğr. Üyesi Tamer ÇALIŞIR'a, FDS yazılım bilgilerini paylaşan Başar BULUT ve Ahmet Barış ÇELİK ile Linux işletim sistemi ve komut bilgilerini aktaran Erhan EVİZ ve Emin IŞIK'a, simülasyonların gerçekleştirilmesinde bilgisayar kullanımı konusunda destek veren Dr. Emre ÖZTÜRK'e, Dr. Nazlı Aslıcan YILMAZ WODZINSKI'ye ve Gökay Görkem GENÇ ile akademik çalışmalarımı her zaman teşvik eden Yüksel Proje A.Ş. yöneticilerine teşekkür ederim.

Bu araştırmada yer alan kısmi nümerik hesaplamalar TÜBİTAK ULAKBİM, Yüksek Başarım ve Grid Hesaplama Merkezi'nde (TRUBA kaynaklarında) gerçekleştirilmiştir. Çalışmada kullanılan Pyrosim yazılımının akademik lisansı Thunderhead Engineering firması tarafından verilmiştir. Ayrıca yüksek basınç su sisi nozul bilgileri Danfoss'dan, jet fan bilgileri ise Aironn'dan alınmıştır. Çalışmaya katkısı olan tüm kurumlara teşekkür ederim.

Ayrıca çalışmalarım sırasında gösterdikleri sabır ve sonsuz desteklerinden dolayı sevgili eşim Ongun KULA YILMAZ ve kızım Alkım YILMAZ'a içten teşekkür ederim.

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
ÖZET	iv
ABSTRACT.....	v
TEŞEKKÜR.....	vi
İÇİNDEKİLER	vii
ÇİZELGELERİN LİSTESİ.....	xi
ŞEKİLLERİN LİSTESİ.....	xv
RESİMLERİN LİSTESİ	xxvii
SİMGELER VE KISALTMALAR.....	xxviii
1. GİRİŞ.....	1
2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI	5
3. SAYISAL MODEL VE MATEMATİKSEL FORMÜLASYON.....	17
3.1. FDS Yazılımı.....	17
3.2. Korunum Denklemleri.....	19
3.3. Korunum Denklemlerinin Ayrıklaştırılması	22
3.4. Hız Diverjansı	24
3.5. Hız ve Basıncın Eşleştirilmesi.....	25
3.6. Türbülanslı Akışların Tanımı ve Modellenmesi	30
3.7. Türbülans Modelleri	34
3.7.1. DNS türbülans modeli.....	36
3.7.2. RANS türbülans modeli	37
3.7.3. LES türbülans modeli	38
3.7.4. RANS, LES ve DNS türbülans modelleri karşılaştırması	49

	Sayfa
3.8. Yanma ve Radyasyon	52
3.8.1. Yanma	52
3.8.2. Radyasyon	57
3.9. Boyutsuz Duvar Mesafesi (y^+)	59
3.10. Ağ Yapısı ve Optimizasyonu	61
3.11. Yangın Eğrisinin Tanımlanması	62
3.12. Karayolu Tüneli Yangın Algılama ve Söndürme Elemanları.....	74
3.12.1. Sprinkler ve su sisi nozulu.....	74
3.12.2. Isı dedektörü	81
3.13. Karayolu Tüneli Havalandırma Sistemi	82
4. PROBLEMİN TANIMI VE ÇÖZÜM YÖNTEMİ	97
4.1. Metro İstasyonu	97
4.1.1. Model ve sınır şartları.....	97
4.1.2. Yangın ve ısı yayılım oranı (HRR) bilgileri	104
4.1.3. Yangın tasarımı ve eğrisinin seçilmesi	105
4.1.4. Ağ yapısı.....	112
4.2. Karayolu Tüneli Havuz Yangını	115
4.2.1. Model ve sınır şartları.....	115
4.2.2. Yangın ve ısı yayılım oranı (HRR) bilgileri	125
4.2.3. Yangın tasarımı ve eğrisinin seçilmesi	127
4.2.4. Yüksek basınçlı su sisi ve baskın yangın söndürme sistemleri.....	128
4.3. Karayolu Tüneli Palet Yangını.....	135
4.3.1. Model ve sınır şartları.....	135

Sayfa

5. BULGULAR	141
5.1. Metro İstasyonu Bulguları	141
5.1.1. Sayısal modelin doğrulanması ve hücre boyutu bağımsızlaştırılması	141
5.1.2. Türbülans modellerinin karşılaştırılması	143
5.1.3. LES türbülans viskozite modellerinin karşılaştırılması	144
5.1.4. LES türbülans parametrelerinin etkisi	147
5.1.5. LES radyasyon parametrelerinin etkisi.....	153
5.1.6. Yangın gelişim eğrileri, yangın tasarımı ve seçimi.....	165
5.1.7. LES türbülans ve radyasyon parametrelerinin diğer TVM üzerindeki etkisi.	178
5.1.8. Yanma ürünlerinin dağılımı ve analizi	188
5.2. Karayolu Tüneli Havuz Yangını Bulguları	195
5.2.1. Hücre boyutu bağımsızlaştırılması	195
5.2.2. Karayolu tüneli havuz yangını sayısal modelinin doğrulanması	197
5.2.3. NATM tünel uzunluğu etkisinin incelenmesi.....	197
5.2.4. NATM tünelde farklı yangın yükleri sonuçlarının incelenmesi.....	199
5.2.5. YBSS ve baskın yangın söndürme sistemleri analiz sonuçları	230
5.3. Karayolu Tüneli Palet Yangını Bulguları	241
5.3.1. Hücre boyutu bağımsızlaştırılması	241
5.3.2. Acil durum havalandırma hesapları.....	241
5.3.3. Simülasyon sonuçlarının incelenmesi.....	241
6. SONUÇ VE ÖNERİLER	253
KAYNAKLAR	259
EKLER	273
EK-1. Metro istasyonu nümerik çalışma FDS kodları	274

Sayfa

EK-2. Metro istasyonu HRRPUA ile MLRPUA karşılaştırma sonuçları.....	281
EK-3. NATM karayolu tüneli acil durum havalandırma hesapları ve grafikleri.....	284
EK-4. Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı.....	294
ÖZGEÇMİŞ	303

ÇİZELGELERİN LİSTESİ

Çizelge	Sayfa
Çizelge 3.1. Simülasyona etki eden FDS parametreleri.....	34
Çizelge 3.2. Türbülans modellerinin karşılaştırılması	50
Çizelge 3.3. n-Heptan ve metil alkol için termokimyasal ve ampirik sabitler	51
Çizelge 3.4. İyi havalandırılmış n-heptan ve metil alkol yanması sonucu açığa çıkan yanma ürünleri.....	54
Çizelge 3.5. n-Heptan Lennard-Jones potansiyel iletkenlik parametreleri	54
Çizelge 3.6. n-Heptan spektral bant limitleri	58
Çizelge 3.7. NFPA’de belirtilen t^2 yangın sınıflandırması	64
Çizelge 3.8. Konutlardaki farklı yangın kaynakları için büyüme katsayıları	65
Çizelge 3.9. Fransız yönetmeliklerine göre yol tünelleri için tasarım yangın eğrileri hakkında tamamlayıcı veriler	65
Çizelge 3.10. Çeşitli malzemeler için yangın büyüme oranları	66
Çizelge 3.11. Tüneller için ülkelerin kullandığı söndürme sistemi standart ve kılavuzları.	76
Çizelge 3.12. Tünellerde kullanılan söndürme sistemleri sınıflandırılması.....	77
Çizelge 3.13. Tipik araçlar için yangın verileri.....	87
Çizelge 3.14. İstasyon modeli yapı bileşenleri ısı transfer katsayısı hesapları	99
Çizelge 3.15. Sınır şartları.....	102
Çizelge 4.1. Dizel yakıtın termokimyasal ve ampirik sabitleri	116
Çizelge 4.2. Runehamar tüneli simülasyon parametreleri ve sınır koşulları.....	117
Çizelge 4.3. NATM tünel 6 MW yangın için acil durum havalandırma hesapları	120
Çizelge 4.4. NATM tünel simülasyon parametreleri ve sınır koşulları.....	121
Çizelge 4.5. NATM tünel 15 MW, 30 MW, 100 MW, 150 MW ve 200 MW yangın yükleri için seçilen fan özellikleri ve adetleri.....	125
Çizelge 4.6. 6 MW, 15 MW, 30 MW, 100 MW, 150 MW ve 200 MW yangın yükleri için hesaplanan yakıt miktarları ve yakıt havuzu boyutları.....	126

Çizelge	Sayfa
Çizelge 4.7. NATM tünel sulu söndürme sistemleri simülasyon parametreleri ve sınır koşulları	129
Çizelge 4.8. NATM tünel YBSS nozul (lüle) koordinatları	131
Çizelge 4.9. NATM tünel baskın sistem sprinkler koordinatları	134
Çizelge 4.10. Polietilen ve ahşap palet termal özellikleri	136
Çizelge 4.11. Runehamar tüneli T1 yangını simülasyon parametreleri ve sınır koşulları...	139
Çizelge 4.12. NATM tünel T1 yangını simülasyon parametreleri ve sınır koşulları	140
Çizelge 5.1. Hücre sayısı	141
Çizelge 5.2. LES türbülanslı viskozite SGS modelleri.....	145
Çizelge 5.3. İncelenen TVM’de sıcaklık değişimine etki eden parametreler	145
Çizelge 5.4. Farklı TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametre değerleri.....	147
Çizelge 5.5. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (C_s)	148
Çizelge 5.6. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Pr_t).....	149
Çizelge 5.7. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Sc_t)	150
Çizelge 5.8. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Pr_t , Sc_t).....	151
Çizelge 5.9. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (CO-oranı)	153
Çizelge 5.10. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Kurum-oranı)	154
Çizelge 5.11. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (CO-oranı, Kurum-oranı)	156
Çizelge 5.12. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Katı açısı).....	157
Çizelge 5.13. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (1,2,3,4).....	159
Çizelge 5.14. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (1)	160

Çizelge	Sayfa
Çizelge 5.15. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (2)	161
Çizelge 5.16. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (3)	162
Çizelge 5.17. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (4)	162
Çizelge 5.18. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (Toplu tablo).....	164
Çizelge 5.19. Farklı yangın gelişim eğrileri tasarımların eğrilerinden elde edilen sonuçların deneysel sonuçlar ile ortalama farkı.....	175
Çizelge 5.20. Dinamik Smagorinsky TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (C_s).....	178
Çizelge 5.21. Vreman TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (C_s).....	179
Çizelge 5.22. Wale TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (C_w)	180
Çizelge 5.23. Sabit Smagorinsky TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (C_s).....	182
Çizelge 5.24. Vreman TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (CO-oranı)	184
Çizelge 5.25. Vreman TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Kurum-oranı)	185
Çizelge 5.26. Vreman TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (CO-oranı, Kurum-oranı).....	186
Çizelge 5.27. 200 MW havuz yangını için çözümleri yapılan hücre boyutları ve karşılık gelen hücre sayıları tablosu	196
Çizelge 5.28. 6 MW, 15 MW, 30 MW, 100 MW, 150 MW ve 200 MW HRR için NFPA 502 – 2017’ye göre hesaplanan kritik hız değerleri tablosu.....	200
Çizelge 5.29. NATM tünel 100 MW havuz yangınında söndürme sistemlerinin HRR üzerindeki etkisi.....	233
Çizelge 5.30. NATM tünel 150 MW havuz yangınında söndürme sistemlerinin HRR üzerindeki etkisi.....	236
Çizelge 5.31. NATM tünel 200 MW havuz yangınında söndürme sistemlerinin HRR üzerindeki etkisi.....	239

Çizelge	Sayfa
Çizelge 5.32. Maliyet karşılaştırması	240
Çizelge 5.33. NATM tünel havalandırma sistemi hız ölçüm değerleri.....	250
Çizelge 2.1. HRRPUA ve MLRPUA parametreleri ve denetsel sonuçlar ile ortalama farkları	281
Çizelge 3.1. NATM tünel yangını için acil durum havalandırma hesapları (15 MW)	284
Çizelge 3.2. NATM tünel yangını için acil durum havalandırma hesapları (30 MW).....	286
Çizelge 3.3. NATM tünel yangını için acil durum havalandırma hesapları (100 MW)	288
Çizelge 3.4. NATM tünel yangını için acil durum havalandırma hesapları (150 MW)	290
Çizelge 3.5. NATM tünel yangını için acil durum havalandırma hesapları (200 MW)	292
Çizelge 4.1. Runehamar T1 yangını FDS yakıt kurulumu	294
Çizelge 4.2. 1. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı	295
Çizelge 4.3. 2. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı	296
Çizelge 4.4. 3. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı	297
Çizelge 4.5. 4. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı	298
Çizelge 4.6. 5. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı	299
Çizelge 4.7. 6. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı	300
Çizelge 4.8. 7. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı	301
Çizelge 4.9. 8. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı	302

ŞEKİLLERİN LİSTESİ

Şekil	Sayfa
Şekil 3.1. Girdap uzunluk ölçeklerinin şematik gösterimi.....	32
Şekil 3.2. Türbülanslı kinetik enerjinin farklı boyutlu girdaplara göre dağılımı	33
Şekil 3.3. Ağ ölçeği ve alt ağ ölçeği şematik gösterimi.....	43
Şekil 3.4. RANS, LES ve DNS türbülans modelleri karşılaştırması	49
Şekil 3.5. RANS, LES ve DNS türbülans modelleri karşılaştırması grafiksel gösterimi	49
Şekil 3.6. Gaz fazı yanma ve katı faz piroliz adımları görseli	52
Şekil 3.7. Reaksiyon zaman ölçeği modeli	56
Şekil 3.8. Duvar fonksiyonları tarafından üretilen hız eğrisi.....	60
Şekil 3.9. FDS ağ yapısı görseli.....	61
Şekil 3.10. Tipik yangın gelişim eğrisi	63
Şekil 3.11. t^2 yangınları için büyüme eğrisi	64
Şekil 3.12. ISO 834 yangın gelişim eğrisi	67
Şekil 3.13. Örnek bir yangın gelişim eğrisi	68
Şekil 3.14. Havuz yangını tipik duman dağılımı görseli	69
Şekil 3.15. Büyüme fazında yayılma oranı kullanılan yangında $\dot{Q}^*$ 'nin zaman ile değişimi.....	70
Şekil 3.16. t^2 büyüme sabit tam gelişmiş ve t^2 azalma fazlarından oluşan tipik yangın eğrisi.....	71
Şekil 3.17. Farklı yakıtlar için literatürde yer alan tanh büyüme eğrileri	71
Şekil 3.18. 30 MW yangın için tipik eksponansiyel yangın gelişim eğrisi.....	73
Şekil 3.19. BS EN 1991-1-2 Eurocode 1'e göre hidrokarbon gelişim eğrisi.....	73
Şekil 3.20. Tipik karayolu tüneli su sisi söndürme sistemi şeması.....	75
Şekil 3.21. Fiber optik lineer ısı algılama kablosu.....	82
Şekil 3.22. Boyuna havalandırma sistemi tipleri	83

Şekil	Sayfa
Şekil 3.23. (a) Taze havalı, (b) Egzoz havalı yarı enine havalandırma sistemi.....	84
Şekil 3.24. Enine havalandırma sistemleri.....	84
Şekil 3.25. Yeterli ve yetersiz havalandırılan tünel yangını görselleri	86
Şekil 3.26. Eğim faktörü grafiği	87
Şekil 4.1. Model boyutları ve yapı bileşenleri	98
Şekil 4.2. Metro istasyonu FDS modeli (a) İzometrik, (b) Ön görünüş.....	101
Şekil 4.3. Metro istasyonundaki akış alanı sınır şartlarının tanımlanması	101
Şekil 4.4. Sıcaklık ve hız ölçüm noktaları	103
Şekil 4.5. Sıcaklık ölçüm konumları.....	103
Şekil 4.6. Deneysel çalışmaya uyarlanan t^2 büyüme ve lineer azalma eğrisi	106
Şekil 4.7. Deneysel çalışmaya uyarlanan t^2 büyüme ve t^2 azalma eğrisi.....	107
Şekil 4.8. Deneysel çalışmaya uyarlanan tanh büyüme ve lineer azalma eğrisi.....	108
Şekil 4.9. Deneysel çalışmaya uyarlanan tanh büyüme ve t^2 azalma eğrisi	108
Şekil 4.10. n-Heptan havuz yangını için oluşturulan eksponansiyel eğri	109
Şekil 4.11. Metil alkol havuz yangını için oluşturulan eksponansiyel eğri	110
Şekil 4.12. Deneysel çalışmaya uyarlanan BS EN 1991-1-2 Eurocode 1 hidrokarbon eğrisi.....	111
Şekil 4.13. n-heptan (10cc) yanma süresince zamana bağlı sıcaklık değişimi	111
Şekil 4.14. Metro istasyonu için FDS’de simülasyonu yapılan yangın tasarım eğrileri.	112
Şekil 4.15. İstasyon ağ yapısı.....	113
Şekil 4.16. Hücre boyutu görselleri	113
Şekil 4.17. Model üzerinde y^+ değerlerinin gösterimi	114
Şekil 4.18. Çalışmada kullanılan Runehamar tüneli FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüşü, (c) Yandan görünüşü	117
Şekil 4.19. Çalışmada kullanılan 4 Şeritli NATM tünel tipik kesiti.....	118

Şekil	Sayfa
Şekil 4.20. Çalışmada kullanılan NATM tünel FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüşü.....	119
Şekil 4.21. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (6 MW).....	120
Şekil 4.22. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (6 MW)	121
Şekil 4.23. Yangın bölgesi sıcaklık ölçüm noktaları (a) enkesit, (b) boykesit	122
Şekil 4.24. Yangın bölgesi hava hızı ölçüm noktaları	123
Şekil 4.25. Yangın bölgesi sıcaklık ölçüm noktaları (a) enkesit, (b) boykesit	124
Şekil 4.26. Dizel havuz yangını tasarım eğrisi	127
Şekil 4.27. Yüksek basınç su sisi uygulanan NATM tünel FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüş (c) Üstten görünüş	128
Şekil 4.28. NATM tünel yangın bölgesi ve tavan sıcaklığı ölçüm noktaları.....	132
Şekil 4.29. Baskın sistem NATM tünel FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüş (c) Üstten görünüş.....	133
Şekil 4.30. Runehamar ve NATM tünelleri T1 yangını için FDS'e tanımlanan yangın modeli	136
Şekil 4.31. Runehamar tüneline yapılan T1 yangın testinin (a) HRR-zaman ve (b) Sıcaklık-zaman grafiği	137
Şekil 4.32. (a) Runehamar tüneli T1 yangını FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüşü, (c) Yandan görünüşü	138
Şekil 4.33. NATM tünel T1 yangını FDS Modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüşü	139
Şekil 4.34. NATM tünel T1 yangını şematik jet fan yerleşimi.....	140
Şekil 5.1. VLES türbülans modeli hücre sayısına bağlı sıcaklık – zaman grafiği	142
Şekil 5.2. LES türbülans modeli hücre sayısına bağlı sıcaklık – zaman grafiği.....	142
Şekil 5.3. SVLES türbülans modeli hücre sayısına bağlı sıcaklık – zaman grafiği.....	142
Şekil 5.4. DNS türbülans modeli hücre sayısına bağlı sıcaklık – zaman grafiği	143
Şekil 5.5. Farklı türbülans modelleri ile deneysel sonuçların karşılaştırılması	144

Şekil	Sayfa
Şekil 5.6. Farklı türbülans viskozite modelleri ile deneysel sonuçların karşılaştırılması	146
Şekil 5.7. Deardorff TVM’de C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	148
Şekil 5.8. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde Pr_t sabitinin değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması	150
Şekil 5.9. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde Sc_t sabitinin değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması	151
Şekil 5.10. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde Pr_t ve Sc_t sabitinin değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	152
Şekil 5.11. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde CO-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması	154
Şekil 5.12. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde kurum-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması	155
Şekil 5.13. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde CO ve kurum oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	157
Şekil 5.14. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde katı açısı ayrıştırma sayısı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	158
Şekil 5.15. VLES türbülans modeli ve Deardorff TVM’de $C_s:0,2$ - $Pr:0,5$ - $Sc:0,7$ - $CO:0,01$ - $SOOT:0,037$ değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması..	160
Şekil 5.16. VLES türbülans modeli ve Deardorff TVM’de $C_s:0,1$ - $Pr:0,5$ - $Sc:0,7$ - $CO:0,01$ - $SOOT:0,037$ değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması..	161
Şekil 5.17. VLES türbülans modeli ve Deardorff TVM’de $C_s:0,1$ - $Pr:0,7$ - $Sc:0,7$ - $CO:0,01$ - $SOOT:0,037$ değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması..	162
Şekil 5.18. VLES türbülans modeli ve Deardorff TVM’de $C_s:0,1$ - $Pr:0,7$ - $Sc:0,7$ - $CO:0,01$ - $SOOT:0,037$ - $NOSA:500$ değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması	163
Şekil 5.19. Deney ve αt^2 büyüme/lineer azalma (literatür) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği.....	165
Şekil 5.20. Deney ve αt^2 büyüme/lineer azalma (literatür ve yayılma oranı) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği	166
Şekil 5.21. Deney ve αt^2 büyüme/azalma (deney verileri) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği.....	167

Şekil	Sayfa
Şekil 5.22. Deney ve tanh büyüme / lineer azalma (deney verileri) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği.....	168
Şekil 5.23. Deney ve tanh büyüme / αt^2 azalma (deney verileri) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği.....	169
Şekil 5.24. Deney ve eksponansiyel gelişim eğrisine sahip nümerik analiz sonuçlarının T-t karşılaştırma grafiği.....	170
Şekil 5.25. Deney ve eksponansiyel gelişim eğrisine sahip nümerik analiz sonuçlarının 4b, 5b ve 6b konumlarındaki ısı çiftlerinden okunan T-t karşılaştırma grafiği.....	172
Şekil 5.26. Metil alkol için deney ve eksponansiyel gelişim eğrisine sahip nümerik analiz sonuçlarının T-t karşılaştırma grafiği.....	173
Şekil 5.27. Deney ve eurocode eğrilerin T-t karşılaştırma grafiği.....	174
Şekil 5.28. Deney ve FDS varsayılan (default) eğrilerin t-t karşılaştırma grafiği.....	175
Şekil 5.29. Metro istasyonunda farklı yangın tasarım eğrileri ile yapılan simülasyon sonuçları ve deney sonuçlarından elde edilen sıcaklık-zaman grafiği.....	176
Şekil 5.30. Metro istasyonunda farklı yangın tasarım eğrileri ile yapılan simülasyon sonuçlarından elde edilen HHR-zaman grafiği.....	177
Şekil 5.31. Dinamik Smagorinsky TVM’de C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	179
Şekil 5.32. Vreman TVM’de C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	180
Şekil 5.33. Wale TVM’de C_w sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	181
Şekil 5.34. Sabit Smagorinsky TVM’de C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	182
Şekil 5.35. Tüm türbülans viskozite modellerinde C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	183
Şekil 5.36. VLES türbülans modeli ve Vreman türbülans viskozite modelinde CO-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	184
Şekil 5.37. VLES türbülans modeli ve Vreman türbülans viskozite modelinde kurum-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	186

Şekil	Sayfa
Şekil 5.38. VLES türbülans modeli ve Vreman türbülans viskozite modelinde CO-oranı ve kurum-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	187
Şekil 5.39. İstasyon boyunca (a) z=120 mm ve (b) z=205 mm seviyesinde sıcaklık dağılımları	188
Şekil 5.40. (a) αt^2 , (b) Tanh, (c) Eksponansiyel, ve (d) Eurocode 1 yangın tasarım eğrileri ile elde edilen istasyon boyunca sıcaklık dağılımları.....	188
Şekil 5.41. İstasyon boyunca farklı zaman adımlarındaki kurum dağılımı	189
Şekil 5.42. İstasyon boyunca farklı zaman adımlarındaki karbonmonoksit dağılımı.....	190
Şekil 5.43. İstasyon boyunca farklı zaman adımlarındaki görüş mesafesi görselleri	191
Şekil 5.44. İstasyon ve bağlantı tünellerindeki sıcaklığın zaman ile değişimi	192
Şekil 5.45. İstasyondaki sıcaklığın zaman ile değişimi kesit görselleri.....	193
Şekil 5.46. İstasyondaki hava hızı akış çizgileri boy kesit görselleri	194
Şekil 5.47. Farklı anemometre konumlarında hızın zamana göre değişimi ile hücre boyutu hassasiyet analizi (a) Anemometre-2, (b) Anemometre-5, (c) Anemometre-6, (d) Anemometre-11	196
Şekil 5.48. Runehamar T0 test sonuçları ve FDS sonuçları HRR – zaman karşılaştırma grafiği.....	197
Şekil 5.49. Farklı tünel uzunlukları için elde edilen hava hızları (a) Anemometre-8, (b) Anemometre-9, (c) Anemometre-10, (d) Anemometre-11	198
Şekil 5.50. NATM tünel kritik hız hesapları.....	199
Şekil 5.51. NATM tünel 6 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri	200
Şekil 5.52. NATM tünel 6 MW havuz yangınında yerden z=2 m yükseklikteki sıcaklık dağılımı plan görünümü	201
Şekil 5.53. NATM tünel 6 MW havuz yangınında merkez eksen (y=0 m) sıcaklık dağılımı	202
Şekil 5.54. NATM tünel 6 MW havuz yangını 10. dakikada, x=100 m yangın bölgesinde yerden (a) z=2 m, (b) z=4 m, (c) z=6 m'deki sıcaklık konum grafikleri.....	202

Şekil	Sayfa
Şekil 5.55. NATM tünel 6 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki hız dağılımı plan görünümü	203
Şekil 5.56. NATM tünel 6 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı	204
Şekil 5.57. NATM tünel 6 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı plan görünümü	205
Şekil 5.58. NATM tünel 15 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri	205
Şekil 5.59. NATM tünel 15 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki sıcaklık dağılımı plan görünümü	206
Şekil 5.60. NATM tünel 15 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı	207
Şekil 5.61. NATM tünel 15 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri.....	207
Şekil 5.62. NATM tünel 15 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) hız dağılımı plan görünümü	208
Şekil 5.63. NATM tünel 15 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı	209
Şekil 5.64. NATM tünel 15 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) görüş mesafesi dağılımı plan görünümü	209
Şekil 5.65. NATM tünel 30 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) - zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) - zaman grafikleri	210
Şekil 5.66. NATM tünel 30 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) sıcaklık dağılımı plan görünümü.....	211
Şekil 5.67. NATM tünel 30 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı	212
Şekil 5.68. NATM tünel 30 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri.....	212
Şekil 5.69. NATM tünel 30 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) hız dağılımı plan görünümü	213

Şekil	Sayfa
Şekil 5.70. NATM tünel 30 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı	214
Şekil 5.71. NATM tünel 30 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) görüş mesafesi dağılımı plan görünümü	214
Şekil 5.72. NATM tünel 100 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) - zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) - zaman grafikleri	215
Şekil 5.73. NATM tünel 100 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) sıcaklık dağılımı plan görünümü.....	216
Şekil 5.74. NATM tünel 100 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı	217
Şekil 5.75. NATM tünel 100 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri.....	217
Şekil 5.76. NATM tünel 100 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) hız dağılımı plan görünümü	218
Şekil 5.77. NATM tünel 100 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı	219
Şekil 5.78. NATM tünel 100 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) görüş mesafesi dağılımı plan görünümü	219
Şekil 5.79. NATM tünel 150 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri.....	220
Şekil 5.80. NATM tünel 150 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) sıcaklık dağılımı plan görünümü.....	221
Şekil 5.81. NATM tünel 150 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı	222
Şekil 5.82. NATM tünel 150 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri.....	222
Şekil 5.83. NATM tünel 150 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) hız dağılımı plan görünümü	223
Şekil 5.84. NATM tünel 150 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı	224

Şekil	Sayfa
Şekil 5.85. NATM tünel 150 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki (z=2 m) görüş mesafesi dağılımı plan görünümü	224
Şekil 5.86. NATM tünel 200 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri.....	225
Şekil 5.87. NATM tünel 200 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki (z=2 m) sıcaklık dağılımı plan görünümü.....	226
Şekil 5.88. NATM tünel 200 MW havuz yangınında merkez eksen (y=0 m) sıcaklık dağılımı	227
Şekil 5.89. NATM tünel 200 MW havuz yangını 10. dakikada, x=100 m yangın bölgesinde yerden (a) z=2 m, (b) z=4 m, (c) z=6 m'deki sıcaklık konum grafikleri.....	227
Şekil 5.90. NATM tünel 200 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki (z=2 m) hız dağılımı plan görünümü	228
Şekil 5.91. NATM tünel 200 MW havuz yangınında merkez eksen (y=0 m) duman dağılımı	229
Şekil 5.92. NATM tünel 200 MW havuz yangınında yerden 2 m yükseklikteki (z=2 m) görüş mesafesi dağılımı plan görünümü	229
Şekil 5.93. NATM tünel 100 MW havuz yangınında 800. saniyede merkez eksen (y=0 m) sıcaklık dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS	230
Şekil 5.94. NATM tünel 100 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden 2 m yükseklikteki (z=2 m) görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS .	231
Şekil 5.95. NATM tünel 100 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden merkez eksen (y=0 m) görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS.....	231
Şekil 5.96. NATM tünel 100 MW havuz yangınına YBSS ve baskın söndürme sistemlerinin etkisi (a) Radyasyonla ısı yayılımı – zaman (b) Taşınım ile ısı yayılımı – zaman (c) İletimle ısı yayılımı – zaman grafikleri	232
Şekil 5.97. NATM tünel 150 MW havuz yangınında 800. saniyede merkez eksen (y=0 m) sıcaklık dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS	233
Şekil 5.98. NATM tünel 150 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden 2 m yükseklikteki (z=2 m) görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS .	234

Şekil	Sayfa
Şekil 5.99. NATM tünel 150 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden merkez eksen ($y=0$ m) görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS.....	234
Şekil 5.100. NATM tünel 150 MW havuz yangınına YBSS ve baskın söndürme sistemlerinin etkisi (a) Radyasyonla ısı yayılımı – zaman (b) Taşınım ile ısı yayılımı – zaman (c) İletimle ısı yayılımı – zaman grafikleri.....	235
Şekil 5.101. NATM tünel 200 MW havuz yangınında 800. saniyede merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS	236
Şekil 5.102. NATM tünel 200 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS	237
Şekil 5.103. NATM tünel 200 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden merkez eksen ($y=0$ m) görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS.....	237
Şekil 5.104. NATM tünel 200 MW havuz yangınına YBSS ve baskın söndürme sistemlerinin etkisi (a) Radyasyonla ısı yayılımı – zaman (b) Taşınım ile ısı yayılımı – zaman (c) İletimle ısı yayılımı – zaman grafikleri.....	238
Şekil 5.105. Farklı palet dizilişi ile Runehamar T1 yangını HRR – zaman grafiği.....	242
Şekil 5.106. Runehamar T1 yangını simülasyon, literatür ve deney sonuçları HRR - zaman grafiği.....	242
Şekil 5.107. Runehamar ve NATM tünellerde Runehamar T1 yangını simülasyonu HRR – zaman karşılaştırma grafiği.....	243
Şekil 5.108. NATM tünel Runehamar T1 yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) sıcaklık dağılımı plan görünümü.....	244
Şekil 5.109. NATM tünel Runehamar T1 yangınında merkez eksenindeki ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı kesit görünümü.....	244
Şekil 5.110. NATM tünel Runehamar T1 yangınında yangın bölgesinde $z=2$ m (a), $z=4$ m (b) ve $z=6$ m seviyesindeki sıcaklık dağılımları.....	245
Şekil 5.111. NATM tünel Runehamar T1 yangını, $t=150$ s, $t=200$ s and $t=250$ s anlarında tünel boyunca tavan sıcaklığı konum grafiği	246
Şekil 5.112. NATM tünel Runehamar T1 yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) hız dağılımı plan görünümü	246

Şekil	Sayfa
Şekil 5.113. NATM tünel Runehamar T1 yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı kesit görünümü	247
Şekil 5.114. Farklı yangın yükleri için hesaplanan kritik hız değerleri	248
Şekil 5.115. NATM tünel Runehamar T1 yangınında yerden 2 m yükseklikteki ($z=2$ m) görüş mesafesi dağılımı plan görünümü	249
Şekil 5.116. NATM tünel en kesiti ve hız ölçümü yapılan noktalar.....	249
Şekil 5.117. NATM tünel için yapılan simülasyon sonuçlarından elde edilen farklı anemometre konumları için hız - zaman grafikleri ve ölçüm ortalamaları (a) Anemometre-2, (b) Anemometre-3, (c) Anemometre-6, (d) Anemometre-8.....	251
Şekil 3.1. HRRPUA ve MLRPUA verileri ile elde edilen nümerik sonuçlar ile deneysel sonuçların karşılaştırılması	282
Şekil 3.2. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (15 MW)	285
Şekil 3.3. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (15 MW)	285
Şekil 3.4. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (30 MW)	287
Şekil 3.5. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (30 MW)	287
Şekil 3.6. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (100 MW)	289
Şekil 3.7. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (100 MW)	289
Şekil 3.8. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (150 MW).....	291
Şekil 3.9. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (150 MW)	291
Şekil 3.10. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (200 MW)	293
Şekil 3.11. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (200 MW)	293
Şekil 4.1. Runehamar T1 yangını yakıt kurulumu	294
Şekil 4.2. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet	295

Şekil	Sayfa
Şekil 4.3. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında polietilen palet	296
Şekil 4.4. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet	297
Şekil 4.5. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında polietilen palet	298
Şekil 4.6. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet	299
Şekil 4.7. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında polietilen palet	300
Şekil 4.8. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet	301
Şekil 4.9. 1,2 m x 1,0 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet	302

RESİMLERİN LİSTESİ

Resim	Sayfa
Resim 3.1. Karayolu tüneli havalandırma sisteminde kullanılan tipik jet fan görseli....	94
Resim 4.1. Metro istasyonu deney maketi görseli.....	97
Resim 4.2. Fiber-reçine kompozit panel ve gaz beton görselleri.....	98
Resim 4.3. Runehamar test tüneli (a) ve NATM tüneli görseli	115
Resim 4.4. Runehamar tüneli T0 dizel havuz yangını (solda) ve yangın koruma levhaları (sağda) görselleri.....	116
Resim 4.5. (a) Danfoss SEM-SAFE DB 536633 yüksek basınç su sisi nozulu ve (b) Tipik su sisi püskürtme konisi.....	129
Resim 4.6. (a) Runehamar tüneli test 1 yangın tertibatı, (b) Test 1 yangını 5. dakikadaki durumu.....	135
Resim 5.1. n-heptan yangını deney ve FDS görselleri.....	187

SİMGELER VE KISALTMALAR

Bu çalışmada kullanılmış simgeler ve kısaltmalar, açıklamaları ile birlikte aşağıda sunulmuştur.

Simgeler	Açıklamalar
C_p	Sabit basınçta özgül ısı (kJ/kg.K)
C_s	Smagorinsky sabiti (-)
D_a	Difüzyon katsayısı (m ² /s)
$E(\kappa)$	Enerji spektrumu fonksiyonu (m ³ /s ²)
E_{tot}	Toplam ısı yayılım miktarı (kJ)
$E_{tot,td}$	t_d anındaki ısı yayılım miktarının integrali (kJ)
f_b	Yerçekimi hariç dış kuvvet vektörü (N)
g	Yer çekimi ivmesi (m/s ²)
h	Entalpi (kJ/kg)
H	Toplam basıncın yoğunluğa oranı (m/s)
k	Türbülanslı kinetik enerji (m ² /s ²)
k	Zaman genişliği
K	Işık sönme katsayısı (-)
L	Karakteristik uzunluk, yüzey kalınlığı (m)
$\dot{m}_b'''$	Birim hacim başına üretim miktarı (kg/m ³ .s)
$\dot{m}_{b,a}'''$	α gaz türünün buharlaşan partiküllerin üretim miktarı (kg/m ³ .s)
$\dot{m}_a'''$	α gaz türünün birim hacim başına ortalama kimyasal kütle üretimi (kg/m ³ .s)
n	Gecikme indeksi (-)
Nu	Nusselt sayısı (-)
p	Basınç (Pa)
Pr	Prandtl sayısı (-)
r	Genlik (-)
Re	Reynolds sayısı (-)
$\dot{q}'''$	Isı yayılım oranı (kW/m ³)
$\dot{Q}_{max}$	Maksimum ısı yayılım oranı (kW)

Simgeler**Açıklamalar**

$\dot{Q}(t)$	Anlık ısı yayılım oranı (kW)
S_{ij}	Gerilme tensörü (Pa)
t	Zaman (s)
t_d	Toplam yanma süresi (s)
t_{mak}	Maksimum ısı yüküne ulaşmak için geçen süre (s)
u	Hız vektörü (= u, v, w) (m/s)
U	Toplam ısı transfer katsayısı (W/m ² K)
u_i	Gaz fazı hızının x yönündeki bileşkesi (m/s)
u_j	Gaz fazı hızının y yönündeki bileşkesi (m/s)
x	Konum vektörü (-)
W_l'''	Birim hacim başına çıkan gazların üretim hızı (kg/m ³ .s)
Y_l	Kütle kesri (kg/kg)
α	Gaz iletkenliğinin parçacık iletkenliğine oranı; entegre bant yoğunluğu (-)
α	Yangın büyüme oranı (kW/s ²)
β_d	t_d anında açığa çıkan ısı (E_{tot,t_d}) ile toplam ısı miktarı (E_{tot}) arasındaki oran (-)
ρ	Yoğunluk (kg/m ³)
η	En küçük uzunluk ölçeği (m)
Δ	LES filtre genişliği (m)
Φ	Çekirdek yığılması (m ³ /s)
τ_{ij}	Kontrol hacmi içindeki akışkan üzerine etkiyen viskoz stres tensörü (Pa)
μ	Dinamik viskozite (kg/m.s)
ε	Dağılma oranı (m ² /s ³)
Ω_{ij}	Dönme tensörü (1/s)
Z_α	α tür karışımının oranı

Kısaltmalar**Açıklamalar**

AIT	Automatic Ignition Temperature (Otomatik Ateşleme Sıcaklığı)
CFT	Critical Flame Temperature (Kritik Parlama Sıcaklığı)
CPU	Central Process Unit (Merkezi İşlemci Ünitesi)
DNS	Direct Numerical Simulation (Doğrudan Nümerik Simülasyon)
EDC	Eddy Dissipation Concept (Girdaplı Dağılım Konsepti)
FDS	Fire Dynamics Simulator
FVM	Finite Volume Method (Sonlu Hacim Yöntemi)
GSMH	Gayri Safi Millî Hasıla
HAD	Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
HDPE	High Density Polyethylene (Yüksek Yoğunluklu Polietilen)
HRR	Heat Release Rate - kW (Isı Yayılım Oranı)
HRRPUA	Heat Release Rate Per Unit Area - kW/m ² (Unit Area Birim Alan Başına Isı Yayılım Oranı)
IS	Işık Ölçme Küresi
LES	Large Eddy Simulation (Büyük Girdap Simülasyonu)
MLR	Mass Loss Rate (Kütle Kaybı Oranı)
MLRPUA	Mass Loss Rate Rate Per Unit Area - kg/s.m ² (Birim Alan Başına Kütle Kaybı Oranı)
NATM	New Austrian Tunneling Method (Yeni Avusturya Tünel Açma Metodu)
NFPA	National Fire Protection Association
NIST	National Institute of Standards and Technology
NRC	Nuclear Regulatory Commission
OI	Oxygen Index (Oksijen İndeksi)
PC	Polycarbonate (Polikarbonat)
PMMA	Polymethyl Methacrylate (Polimetil Metakrilat)
PIARC	Permanent International Association of Road Congress (Daimi Uluslararası Yol Kongresi Derneği)

Kısaltmalar	Açıklamalar
PVC	Polyvinyl Chloride (Polivinil Klorür)
RANS	Reynolds-Averaged Navier–Stokes (Reynolds Ortalamalı Navier Stokes)
RMS	Root Mean Square (Ortalama Karekök)
RNG	Re-Normalisation Group (Yeniden Normalleştirme Grubu)
RTE	Radiative Transfer Equation (Radyasyon Taşınım Denklemi)
SF	Saydamlık Faktörü
SGS	Sub Grid Scale (Alt Ağ Ölçeği)
SFPE	Society of Fire Protection Engineers
SVLES	Simple Very Large Eddy Simulation (Basitleştirilmiş Çok Büyük Girdap Simülasyonu)
SYSS	Sabit Yangın Söndürme Sistemleri
TS	Türk Standardı
TVD	Total Variation Diminishing (Toplam Varyasyon Azaltma)
TVM	Türbülans Viskozite Modeli
UNECE	United Nations Economic Commission for Europe (Birleşmiş Milletler Avrupa Ekonomik Komisyonu)
VLES	Very Large Eddy Simulation (Çok Büyük Girdap Simülasyonu)
WALE	Wall-Adapting Local Eddy-Viscosity (Duvara Uyarlanmış Yerel Girdap Viskozitesi)
YBSS	Yüksek Basıncılı Su Sisi

1. GİRİŞ

Ülkemiz gelişen, buna bağlı olarak ihtiyaçları artan bir ülke konumundadır. Diğer ülkelerde olduğu gibi, gelişimin ana eksenini ise kaçınılmaz olarak “inşaat” oluşturmaktadır. Yol, metro, havalimanı vb. ulaşım yapıları, endüstriyel tesisler, enerji üretim tesisleri, kentsel mekânlar, hastaneler ve diğer tüm yaşamsal mekânlar ile o mekânları yaşanılır kılacak tüm altyapının ilk adımı “inşaat”la atılmaktadır. Sektöre girdi sağlayan ve faaliyetlerini bu sektördeki gelişmelere bağlı olarak devam ettiren diğer sektörlerin katkısı da dikkate alındığında inşaat sektörünün gayri safi milli hasıla (GSMH) içindeki payının UNECE güncel verilerine göre %5-11 civarında olduğu görülmektedir. İnşaat sektörü, kendisine bağlı 200’den fazla alt sektörün ürettiği mal ve hizmete talep yaratan konumda olup, bu yaygın etki, ekonominin de lokomotifi olma vasfının en temel göstergesidir.

Her yıl artan nüfus ve buna bağlı olarak inşaat sektörü içerisinde ulaşımın daha konforlu, kısa sürede, ekonomik ve güvenli bir biçimde sağlanması için yapılan raylı sistemler ve karayolları ile bu yapıların da bir parçası olan tünellerin sayısı gün geçtikçe artmaktadır. Metro istasyonları, karayolu ve ulaşım yapıları tünelleri değerlendirildiğinde inşaatı kadar devreye alma ve işletmesinin de önem arz ettiği görülmektedir. Tünellerin işletmesinin sağlıklı ve güvenli bir şekilde yürütmesini sağlayacak olanaklar ise elektromekanik sistemlerdir. Ulaşım yapılarının gelişen teknolojiye ve günümüz koşullarına uygun olarak elektromekanik sistemler ile donatılması ve bu sistemlerin ise tasarım aşamasında doğru seçilmesi önem arz etmektedir. Buna bağlı olarak havalandırma ve yangın söndürme sistemleri, ulaşım yapılarının sağlıklı ve güvenli çalışmasını sağlayacak elektromekanik sistemlerin başında gelmektedir.

Performansa dayalı yangından korunma tasarımı, başta ulaşım yapıları olmak üzere tüm yapılarda yangının neden olduğu can ve mal kayıplarını azaltmak için en yaygın kullanılan mühendislik yaklaşımlarından biridir. Yangın simülasyonu, yapıya verilen zararı belirlemek ve yangının gelişimi sırasında insanların yapıdan güvenli bir şekilde tahliyesi için gerekli olan duman yayılımı, sıcaklık dağılımı, görüş mesafesi ve ortamdaki karbon monoksit miktarı gibi değerleri ölçmek için kullanılır. Bu tasarım yöntemleri, pasif yangın önlemlerinin alınması ve kaçış mesafelerinin belirlenmesi noktasında da bina tasarımına yön vermektedir. Performansa dayalı tasarımı geliştirmek ve yapılar için güvenilir yangın

simülasyon sonuçları elde etmek için sayısal çalışmalarda güvenilir girdiler ve yangın tasarım eğrisini tanımlamak gerekmektedir.

Normal koşullarda insan sağlığı için elverişli ortam şartlarını sağlamak, acil durum koşullarında ise can ve mal güvenliğini korumak, ulaşım yapısının zarar görmemesi ve itfaiyecilerin yangına daha etkin müdahale edebilmesinin sağlanması büyük önem taşımaktadır. Ulaşım yapılarında uzun yıllardır havalandırma ve yangından korunma sistemleri kullanılmaktadır.

Tasarlanan havalandırma sisteminin ve fanların ulaşım yapısı işletmeye alınmadan önce yeterliliğinin kontrol edilebilmesi için test ve devreye alma prosedürlerinin teknolojik gelişmelere göre belirlenip düzenlenmesi gerekmektedir. FDS (Fire Dynamics Simulator) v6.7.7 yazılımı ile hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) tekniği, performansa dayalı tasarım sırasında ulaşım yapılarındaki havalandırma sistemleri, yangın simülasyonları ve duman yayılımı için sıklıkla kullanılmaktadır.

İkinci bölümde detayları ile birlikte verilen literatür çalışması doğrultusunda, çalışmanın ilk aşamasında incelenen küçük ölçekli (≤ 10 cc) n-heptan havuz yangını için literatürde yeterli çalışma bulunmadığı görülmüştür. İkinci aşamada incelenen karayolu tüneli havalandırma sistemleri için de soğuk duman testi ve devreye alma prosedürü hakkında bilgi eksikliği olduğunu anlaşılmaktadır. Ayrıca dört şeritli NATM gibi büyük kesitli karayolları tünellerinde sayısal çalışmaların ve araştırmaların az olduğu görülmüştür.

Bu çalışmanın birinci aşamasının amacı, 1/100 ölçekli bir metro istasyonunda küçük ölçekli hidrokarbon havuz yangını deneysel sonuçlarını sayısal analiz girdisi olarak kullanmadan en uygun yangın tasarım eğrisini seçmek ve sayısal çalışmayı deneysel sonuçlardan bağımsız hale getirmektir. Ayrıca ileride yapılacak küçük ölçekli havuz yangını sayısal çalışmaları için en uygun türbülans ve radyasyon değişkenlerini belirlemektir.

İkinci aşamada Runehamar ve NATM karayolu tünellerinde farklı yangın yükleri altında sayısal çalışmalar yaparak uluslararası standartlardan hesaplar ile karşılaştırmak, duman yayılımı, hava hızı ve sıcaklık dağılımı sonuçlarını incelemek, elde edilen sıcaklık sonuçları doğrultusunda tünel yapısalına zarar verebileceği öngörülen yangın yükleri için yangın söndürme veya baskılama sistemleri kullanarak sonuçların değerlendirilmesi hedeflenmiştir.

Ayrıca yüksek yangın yükleri için uygulanan sulu söndürme sistemlerinin ısıtım, taşınım ve iletim ile ısı transferi üzerindeki etkisini incelemek, ileride tasarlanacak karayolu tünelleri havalandırma ve yangın söndürme sistemleri için bir değerlendirme kriterinin oluşturulması amaçlanmıştır. Sulu söndürme sistemlerinin maliyetlerini havalandırma sistemi kapasitesi de dikkate alınarak hesaplanmış ve karşılaştırılmıştır.

Çalışmanın üçüncü ve son aşamasında NATM tünelden alınan hız ölçümleri ve nümerik analizlerden faydalanılarak, karayolu tünelleri boyuna havalandırma sistemleri test ve devreye alma işlemleri için prosedür geliştirilmesine odaklanılmıştır. Buna bağlı olarak literatürde eksik olan karayolu tüneli havalandırma sistemi test ve devreye alma sırasında kullanılabilecek bir prosedür oluşturulması hedeflenmiştir.

Bu çalışma ile ulaşım yapılarındaki farklı yangın büyüklükleri için havalandırma ve sulu yangın söndürme sistemleri kapsamlı olarak incelenmiştir. Elde edilen bulgular vasıtası ile can ve mal kaybını azaltmak ve yapının zarar görmemesini sağlayacak en uygun sistemlerin seçimi için bir yaklaşım sunulmuştur. Ayrıca bu çalışmada karayolu tüneli test ve devreye alma işlemleri için bir prosedür önerisi sunulmuştur. Bu açıdan da çalışma önem arz etmektedir.

2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

Giriş bölümünde de bahsedildiği üzere yapılan çalışmada 3 ana aşama bulunmaktadır. İlk aşamada ölçeklendirilmiş bir metro istasyonunda küçük ölçekli sıvı havuz yangınlarının yangın tasarım eğrisinin ve optimum simülasyon parametrelerin seçimi ele alınmıştır. İkinci aşamada karayolu tüneline farklı büyüklüklerde havuz yangını incelenmiş ve elde edilen veriler doğrultusunda sulu söndürme sistemi uygulanarak yangın üzerindeki etkisi incelenmiş ve maliyet analizi yapılmıştır. Üçüncü aşamada ise 201,9 MW'lık Runehamar T1 palet yangını önce Runehamar Tüneli'nde simüle edilmiş, sonrasında aynı yangın modeli 4 şeritli NATM tüneline çözülerek sıcaklık, hız ve duman dağılımı gözlenmiştir.

Literatür taraması detaylı bir şekilde yapılarak aşağıda genel başlıklar halinde verilmiştir. Buna göre, ulaşım yapılarında deneysel ve sayısal pek çok yangın çalışması olduğu fakat sonuçlar bölümünde aktarılan bulguların henüz detaylı olarak ele alınmadığı anlaşılmaktadır.

Temel korunum denklemleri, farklı yangın türleri ve bu yangınlardaki alev ve dumanın davranışı gibi pek çok konuda SFPE Yangından Korunma Mühendisliği El Kitabı [1], Tünel Yangın Dinamiği [2], Yangın Dinamiğine Giriş [3] ve Kapalı Yapılarda Yangın Dinamiği [4] kitaplarından faydalanılmıştır. Ayrıca çalışmada yer alan tüm simülasyonların FDS kodları, matematik modeli, doğrulama ve sağlama çalışmalarında FDS kullanıcı kılavuzu [5] ve teknik başvuru kılavuzları [6-8] kullanılmıştır.

Metro istasyonu, karayolu tüneli vb. ulaşım yapılarındaki acil durum havalandırma ve yangın söndürme sistemleri için Dünyadaki bazı ülkeler veya kuruluşlar tarafından geliştirilen ve bu çalışmada da kullanılan standart, yönetmelik ve kılavuzlar bulunmaktadır. Tünelde trafik yoğunluğu veya tıkanıklığı esnasında oluşacak egzoz gazlarının zarar verici düzeylerin altında tutulması, NO_x ve CO emisyonlarını seyreltmek için gereken temiz hava miktarı ve dolayısıyla normal işletme havalandırma hesapları Daimi Uluslararası Yol Kongresi Derneği PIARC (Permanent International Association of Road Congress) tarafından yazılan "Vehicle Emissions Air Demand Environment Longitudinal Ventilation" [9] kılavuzuna göre hesaplanabilmektedir. PIARC ayrıca acil durum havalandırma sistemleri hesapları ve bu hesaplar neticesinde kullanılacak havalandırma ekipmanları

hakkında da klavuzlar oluşturmıştır [10, 11]. PIARC'ın karayolu tünelleri için yangın özellikleri tasarımı (Design Fire Characteristics For Road Tunnels) yayınında ülkelerde kullanılan havalandırma standartlarından ve geçmişte tünellerde yapılan yangın testleri toplu olarak ele alınmıştır [12]. Son zamanlarda karayolları tünellerinde uygulanması artan sulu söndürme sistemleri tipleri, mevcut uygulamalar ve havalandırma sistemi ile etkileşimi PIARC'ın 2008 ve 2016 yıllarındaki yayınlarında ele alınmıştır [13, 14]. Avrupa Birliği ülkelerinin başlıca standardı olan Directive 2004/54/EC (Avrupa Birliği) Avrupa ülkeleri arasındaki karayolu ağındaki tüneller için minimum güvenlik gereksinimleri belirtmektedir [15]. Başta Amerika olmak üzere pek çok ülkede kabul gören bir diğer kuruluş olan Amerikan Ulusal Yangından Korunma Derneği'nin (NFPA) pek çok alanda standart ve yayınları bulunmaktadır. NFPA 502 - Karayolu Tünelleri, Köprüler ve Diğer Sınırlı Erişimli Otoyollar İçin Standart [16], NFPA 130 – Raylı Sistemler Standartı [17], NFPA 13 - Sprinkler Sistemleri Kurulumu Standardı [18] ve NFPA 750 - Su Sisi Yangın Koruma Sistemleri Standardı [19] yayınları, hesap ve çıkan sonuçların değerlendirmesi aşamalarında kullanılmıştır. Avusturya'nın RVS 09.02.31 Havalandırma Sistemi [20] ve RVS 09.02.51 Yangın Söndürme Sistemleri [21], Birleşik Krallığın CD 352 [22] ve BD 78/99 Karayolu Tünel Tasarımı [23] ile BS ISO/TR 13387-2:1999 Yangın Güvenliği Mühendisliği [24] standartları, Almanya'da RABT Karayolu tünellerinin teçhizatı ve işletilmesine ilişkin düzenlemeler [25], Fransa'nın CETU (Centre d'Etudes des Tunnels) [26] standartları, Avrupa ülkelerinde kullanılan CEN/TS 14972 Sabit Yangın Söndürme Sistemleri standardı da [27], kendi ülkelerinde karayolu tüneli yangın söndürme ve havalandırma sistemi tasarımlarında kullanılmaktadır. UPTUN R251 [28] Avrupa Araştırma Projesi sırasında, Avrupa Komisyonu adına tünellerin ve yeraltı tesislerinin korunması amacıyla su bazlı yangın söndürme sistemleri için mühendislik kılavuzu hazırlanmış olup tünellerde kullanılacak su bazlı sabit yangın söndürme sistemlerinin tasarımı, montajı ve bakımı hakkında bilgi içermektedir. Bu kılavuz dünyada kabul görmüş NFPA, EN ve RABT gibi standart ve kılavuzlara da atıfta bulunmaktadır. SOLIT sabit yangın söndürme sistemlerine sahip tünellerin kapsamlı değerlendirmesi için Almanya'da hazırlanan bir mühendislik kılavuzu olup mevcut sistemler, tam ölçekli yangın testleri sonuçları, sabit yangın söndürme sistemleri için mühendislik kılavuzu ve yangın senaryoları gibi pek çok konuda yayınları bulunmaktadır [29-33].

Berberoğlu'nun [34] 2008 yılında yapmış olduğu “Yeraltı Raylı Taşıma Sistemi İstasyonu İçin Yangın Modellemesi ve Simülasyonu” adlı yüksek lisans tez çalışmasında metil alkol

(CH₃OH - methanol), etil alkol (C₂H₅OH - ethanol), iso-propil alkol (C₃H₇OH veya (CH₃)₂CHOH - isopropanol), 95 oktan kurşunsuz benzin, mazot ve n-heptan (H₃C(CH₂)₅CH₃ - dipropil metan) olmak üzere toplam 6 farklı sıvı yangını ele almıştır. Yakıt testlerinde 50 mm x 100 mm x 4 mm ebatlarında yakıt havuzunda 5 ve 10 cc hacimlerinde yanma deneyleri gerçekleştirilmiş, yanma süresi, yanma süresince ulaşılan en yüksek sıcaklıklar, kurum oluşumu ve alev görünürlülüğü gibi unsurlar incelenmiştir. Tüm bu verilerin doğrultusunda kapalı bir hacimdeki yanmanın görsel olarak incelenmesine en uygun olan iki yakıt olarak izopropil alkol ve n-heptan'ı seçmiştir. Bununla birlikte yukarıda bahsedilen tüm yakıtlar için sıcaklık – zaman eğrisi çıkartılarak tezde verilmiştir. incelenen ölçeklendirilmiş istasyondaki havuz yangını için bazı çalışmaların olduğu görülmektedir. Yapılan mevcut çalışmanın ilk bölümünde yukarıda bahsedilen deneysel verilerden yararlanılmıştır. İncelenen n-heptan yakıtının yanma özellikleri ve yangın ürünleri oluşumu ayrıntılı olarak Tewarson (1986) [35] tarafından incelenmiştir.

Havuz yangınları ile ilgili ilk çalışmalar Blinov ve Khudiakov tarafından yapılmıştır [36]. Hottel [37] ve Hall [38] farklı çaplardaki havuzlardaki hidrokarbonun yanma oranlarını incemiştir. Yao ve arkadaşları n-heptan havuz yangını için yeni bir modelleme yaklaşımı geliştirmiş ve deneysel verilerle doğrulamıştır [39]. Bordbar ve Hostikka 2019 yılında yapmış oldukları çalışmada havuz yangını alevinden gelen radyasyonun spektral özelliklerini sayısal olarak elde etmiştir [40]. Dobashi ve arkadaşlarının 2016 yılında yapmış olduğu çalışmada yangın girdaplarında alev yüksekliği büyümesinin mekanizmalarını anlamak için küçük ve orta ölçekli n-heptan havuz yangınları üzerinde deneyler gerçekleştirmişlerdir [41]. Yin ve arkadaşları n-heptan havuz yangınının farklı düşük basınçlar altındaki davranışlarını simüle etmek için basınçlı kabinde deneysel çalışmalar yapmıştır [42]. Küçük ölçekli ve ince tabakalı n-heptan havuz yangınlarının yanma hızı, alev yüksekliği ve yakıt sıcaklığı dağılımı Kang ve arkadaşları tarafından 2010 yılında yapılan çalışmada farklı havuz çapları için deneysel olarak incelenmiştir [43]. Benzer şekilde Hietaniemi ve arkadaşları çeşitli çaplarda n-heptan havuz yangınları üzerinde çalışmışlardır [44].

Güvenilir yangın simülasyon sonuçları elde etmek için güvenilir yangın tasarım eğrisi ve girdi parametreleri kullanılması gerekmektedir. Bu alanda Staffansson [45], Ciani ve Capobellin [46], Ingason [47] ve Hietaniemi vd. [48] literatürde çeşitli çalışmaları bulunmaktadır. Ayrıca Numajiri ve Furukawa'nın 1998 yılında yapmış olduğu çalışmada ısı

yayma oranı eğrisinin matematiksel bir ifadesi basit bir denklem ile ifade edilmiştir [49]. Baek ve arkadaşları yapmış oldukları çalışmalarda yangın simülasyonlarında kullanılmak üzere yeni yangın tasarım eğrileri önermişlerdir [50, 51].

Mevcut çalışmanın ikinci ve üçüncü aşamalarında değerlendirilen tünel havalandırma ve sulu söndürme sistemleriyle ilgili yapılan literatür taraması sonucunda tünellerde jetfan ile boyuna havalandırma ve sulu söndürme sistemleri üzerinde bazı çalışmaların yapıldığı görülmüş, fakat 4 şeritli ve yaklaşık 123 m² kesiti olan bir NATM tünelde farklı yangın yükleri ve farklı debilerde uygulanan sulu söndürme sisteminin yangın yükü üzerindeki etkisi, sistemlerin karşılaştırması ve maliyet analizi yapılmadığı görülmüştür. Çalışmanın 2. bölümündeki sıvı ve 3. bölümündeki katı yangını doğrulama çalışmaları için Norveç'te yer alan Runehamar tüneline Ingason ve arkadaşları [52, 53] tarafından yapılan deneylerden elde edilen sonuçlar kullanılmıştır. Runehamar tüneli 1980'lerin sonlarında kullanımdan kaldırılan iki yönlü asfalt bir karayolu tünelidir. Yaklaşık 1600 m uzunluğunda, 6 m yüksekliğinde ve 9 m genişliğinde olup, yaklaşık 47 m²'lik bir kesite sahiptir. Bu tünelde 2003 yılında 6 MW kapasiteli bir adet 200 L dizel havuz yangını (T0) ile 201,9 MW (T1), 157 MW (T2), 119 MW (T3) ve 66 MW (T4) maksimum ısı yayılım oranı (HRR) değerlerine sahip 4 adet polietilen ve ahşap paletlerden oluşan ağır yük kamyonu maket yangın testi yapılmıştır. Bu testler standartlarda da [16] yer alan en yüksek HRR değerine sahip yangın testleri arasında bulunmaktadır. Lönnermark Runehamar tüneline elde ettiği veriler ile “Tünellerdeki Yangınların Özellikleri Üzerine” isimli doktora çalışmasını tamamlamıştır [54]. Kim Runehamar tüneline FDS yazılımında modellenerek alev boyundaki değişimi araştırmıştır [55]. Alevdeki titreşimin başlıca nedeninin yerel olarak yeterince havalandırılmadığı sonucuna varmıştır. Cheong'un 2009 yılında tamamladığı “Duman Kontrolü Havalandırma Tasarımı için Yol Tünellerinde Araç Yangın Gelişiminin Değerlendirilmesi” isimli doktora tezinde, Runehamar tüneli T1 yangınına FDS yazılımında simüle ederek sonuçlarını deneysel veriler ile karşılaştırmıştır [56]. SP İsveç Teknik Araştırma Enstitüsü (Technical Research Institute of Sweden) tarafından 2014 yılında yayınlanan raporda Runehamar tüneline yapılan sabit yangın söndürme sistemlerinden bahsedilmektedir [57]. Ingason ve arkadaşları tarafından yapılan bu çalışmada Runehamar tüneline gerçekleştirilen büyük ölçekli sabit yangın söndürme sistemi (SYSS) testleri, ana sonuçları ile birlikte sunulmaktadır. Testlerde 441 adet ahşap paletten oluşan yangının 10 mm/dak debili baskın söndürme sistemi altındaki etkisi 6 farklı test yapılarak incelenmiştir. Sistemin koruma amaçları olan yakıtın arka ucundan 5 m uzaklıkta konumlandırılan bir

hedefe yangının yayılmasını önlemek ve yangın boyutunu 50 MW'ı geçmeyecek şekilde kontrol etmenin sağlandığı sonuçlarına varılmıştır. 2012 yılında Finlandiya'daki VTT Teknik Araştırma Merkezin'de Vaari ve arkadaşları tarafından yayınlanan ve Runehamar tünelinin de modellendiği çalışmada su püskürtme dinamiği, yüksek debili sulu söndürme sistemleri, su püskürtme nozulları ile gaz fazında soğutma, alev söndürme ve büyük karmaşık katı yangın yüklerinin bastırılması gibi pek çok konu FDS yazılımı altında incelenmiş ve yazılım geliştirilerek tahmin etme performansı artırılmıştır [58].

Mevcut çalışmanın üçüncü aşamasında karayolu tünellerinde test ve devreye alma için bir prosedür oluşturularak literatüre katkı yapılması hedeflenmiştir. Bu kapsamda yapılan literatür taramasında Jun ve arkadaşları [59], Król vd. [60], Chern L. K. [61], Wang X [62], Caliendo vd. [63], Verda vd. [64], Weisenpacher vd. [65], Wang ve arkadaşları [66], Henriksen [67], Chaabat [68] FDS yazılımı ile karayolu tünellerinde duman yayılımı ve performansa dayalı yangın simülasyonları ile havalandırma sistemleri tasarımında sıklıkla kullanıldığı görülmüştür. Bununla birlikte Weisenpacher vd. [69], Chen ve arkadaşları [70], Hsu vd. [71], Tilley vd. [72]; Hu ve arkadaşları [73] başta olmak üzere yalnızca birkaç tam ölçekli deneysel doğrulama çalışması olduğu anlaşılmıştır. Yukarıda belirtilen çalışmaların dışında literatürde yer alan bazı bildiri, makale, standart, rapor ile FDS yazılımı kullanılarak hazırlanan yüksek lisans ve doktora tezleri aşağıda verilmiştir.

Blanchard'ın 2011 yılında yayınlanan "Tünel Yangını Uygulaması için Su Sisi Sayısal Çalışması" adlı doktora tezinde, su sisi sisteminin değerlendirilmesinde hesaplama kodlarının katkısını belirlemek için 1-1 ölçekli tünelde hava akışı ve sıcaklık dağılımını incelemiştir. Tünel yangını ortamında su püskürtüldüğünde meydana gelen olayları analiz etmiştir. Ölçeklendirilmiş bir tünelde, FDS yazılımını kullanarak su sisinin hava akışı ve ortam ısısı üzerindeki etkisini değerlendirmiştir. Özellikle su damlaları ile katı yüzey, gaz fazı ve radyasyon kaynağı etkileşimi incelenmiştir [74]. Musluoğlu'nun yapmış olduğu doktora tezinde, tren geometrisinin yangın gelişimi ve trenler içinde duman yayılması üzerindeki etkilerini incelemiştir. Küçük boyutlu bir kundaklama yangını ve ciddi bir bagaj yangını olayı simülasyonları FDS yazılımı ile yapılmış. Tünel geometrisi, havalandırma ve tahliye stratejileri ile yanıcı malzeme özellikleri incelenmiştir [75]. Hart [76] doktora çalışmasında, maden tünellerinde su sisi sisteminin havalandırma ve yangın üzerindeki etkilerini incelemiştir. Çalışmada literatürde yer alan deneysel veriler ile karşılaştırma da yer almaktadır. Çalışmasının ilk aşamasında önceden yapılan deneysel çalışmalar FDS'in de

bulunduğu HAD programları ile doğrulanmış, sonrasında havalandırılan tünellerde su sisi sisteminin etkisi incelenmiştir. Carvel [77] doktora çalışmasında tünellerde boylamasına havalandırmanın yangın boyutuna etkisini ve tünel geometrisinin yangın boyutuna etkisini literatürde yer alan deneysel çalışmalar ışığında incelemiştir. Ko [78] doktora tezinde üniversitede kurulu tam ölçekli tünelde yanma deneyleri yaparak, cebri havalandırma altında HRR, CO, CO₂ dağılımı ve sabit yangın söndürme sistemlerini incelemiştir. Sonrasında 53m tünel için farklı yangın yüklerine göre FDS yazılımı ile analizler yaparak deneysel sonuçlar ile karşılaştırmıştır. Pachera'nın 2017 yılında yayınlanan doktora tezinde tünel yangınında boyuna havalandırma performansı ve yapısal dayanımı FDS programı ile nümerik olarak incelenmiştir [79]. Häggkvist yüksek lisans tezinde karayolu tünelleri sabit yangın söndürme sistemleriyle ilgili özellikle Avrupa, Avustralya ve Japonya'da kullanılan standart ve yol gösterici dokümanları toplu olarak değerlendirmiştir [80]. Mahmud'un 2016 tarihli doktora çalışmasında deneysel bir çalışmanın (ateşsiz su sisi püskürtme) ve bu çalışmada geliştirilen yarı deneysel denklemlere dayalı model ile CFD tabanlı yangın modeli (FDS) üzerinde çalışılmış, su sisinin PMMA yangını üzerindeki etkisini değerlendirmiştir [81]. Shafee'nin 2017 yılındaki doktora çalışmasında Froude modelleme yöntemi ile inşa edilmiş 1/13 ölçekli tünel modeli üzerinde etanol havuz yangını deneysel ve sayısal (FDS) olarak analiz edilmiştir. Tünelin duvar kaplama malzemesinin, eğiminin, yangının akış yukarısındaki blokajın ve olası ikincil yangın kaynaklarının tünel yangınlarının karakteristikleri üzerinde etkisini incelemiştir [82]. Grewolls doktora tezinde FDS yazılımı kullanılarak yanma sonucu açığa çıkan toksik maddelerin tehlike alanına etkisini incelemiştir [83], Dadashzadeh doktora tezinde ise denizde bulunan bir petrol platformundaki yangın sırasında açığa çıkan farklı miktarlardaki ısı, patlama ve toksit atıkların dağılımını FDS yazılımında sayısal olarak analiz etmiş, farklı yangın gelişim senaryoları üzerinde çalışılmıştır [84]. Beata 2017 yılında yayınlanan doktora tezinde FDS paket programını kullanarak yangın - yapı etkileşimi ve yapıdaki değişimi incelemiştir [85].

Hostikka vd. FDS ile Su Sisi Sprey Modelleme adlı çalışmasında Eulerian Lagrangian yapı iskeleti kullanarak FDS programında su sisi simülasyonları yapmış, spreynin dinamiği ve ısı transferi incelenerek deneysel sonuçlar ile karşılaştırmıştır, damla boyutu, damla hızı ve sis akışı profilleri, bir kanal geometrisinde gaz fazı sürüklenme hızı ve ışınsal ısı akışı zayıflamasının ölçümleri incelenmiştir [86]. Ferng ve arkadaşlarının yapmış olduğu çalışmada FDS programı kullanılarak 100 - 1000 µm damla boyutlarında uygulanan su sisinin, yangın söndürme üzerindeki etkisi incelenmiştir. Oksijen deplasmanı ve buharlaşma

ile soğutmanın söndürme sistemi üzerindeki etkisi bilindiğinden, damlacık boyutu küçüldükçe söndürme süresinin de azaldığı, bununla birlikte, alevin doğrudan soğutulması ana bastırma mekanizması olduğu için, daha büyük boyutlu damlacıklara sahip su sisi için bu eğilimin tersine işlediği sonucunu elde etmişlerdir [87]. Lee [88] çalışmasında, değişen kapı boyutlarının ve cebri havalandırma debisinin su sisi ile söndürme sistemi üzerindeki etkisi FDS ve CFAST yazılımları ile nümerik olarak incelemiştir. Aynı kapı alanı için en-boy oranı arttıkça odadaki maksimum sıcaklığın düştüğü ve yangının daha hızlı söndürüldüğü sonucuna varmışlardır. Ayrıca düşük debilerdeki cebri havalandırma sisteminin, doğal havalandırma sistemine göre söndürme süresini uzattığı, bununla birlikte 2 m³/s hava debisinde kısalttığı sonucuna varmıştır. Lee vd. nükleer güç santrali elektrik odasındaki bir su sisi nozulunun n-heptan havuz yangını konumuna olan yatay mesafesinin yangının baskılanması üzerindeki etkisini FDS yazılımını kullanarak nümerik olarak incelemiş, yangının söndürme süresini, yatay mesafeye bağlı olarak ifade etmiştir [89]. Jenft vd. çalışmasında gerçek ölçekli bir odada 35 cm çaplı 75 kW maksimum HRR kapasiteli fuel oil havuz yangını ve su sisi söndürme sistemi deneysel ve FDS yazılımı ile nümerik olarak incelenmiş, su sisinin aktif olma anının yangının söndürülme süresi üzerindeki etkisini değerlendirmiştir [90]. Mahmud vd. bir başka çalışmasında tek ve çok ağızlı yüksek basınçlı jet nozulu tarafından üretilen spreynin, akış yoğunluğunun dağılımı açısından su sisi karakterizasyonunu deneysel ve FDS yazılımı ile nümerik olarak incelemiş, nümerik sonuçların deneysel sonuçlar ile uyumlu olduğunu göstermiştir [91]. Noda vd. 15,5 kW HRR değerine sahip propan yangınının 1m üzerinden uygulanan 0,43 l/dak debili su sisinin alev üzerindeki etkisi FDS yazılımı ile nümerik ve deneysel olarak incelenmiştir. FDS sonuçlarının HRR'de bir azalma olmadan gaz sıcaklığını nispeten iyi tahmin ettiği, ancak deneylerin aksine, ışınlımla ısı transferinin değişmediğini tespit etmiştir [92]. Liang ve arkadaşları tünellerde enine havalandırma ile su sisi perdesinin birlikte uygulanması üzerine FDS yazılımı ile nümerik bir çalışma yapmıştır. Aynı çalışmada su sisi olmadan doğal ve enine havalandırma analizleri de yaparak sonuçları karşılaştırmış, su perdesinin yangın sırasında tahliyeye yardımcı olduğu, duman dağılımını engellediği sonucuna varılmıştır [93]. Wang vd. yapmış olduğu çalışmada NFPA 750'de belirtilen aralıktaki farklı damla büyüklükleri ile uygulanan su sisi sisteminin yangın baskılama sistemi üzerindeki etkisi FDS yazılımı ile incelenmiştir. En kısa yangın söndürme süresi ve daha az su tüketimi ile en iyi bastırma etkinliğine sahip olmak için optimal bir damlacık boyutu aralığı saptanmıştır [94]. Dasgotra vd. su sisi sisteminin çoklu havuz yangını üzerindeki etkisini sprinkler etki alanı, çapı, debisi, tavan yüksekliği, damla boyutu parametreleri altında FDS yazılımı ile

değerlendirmiştir [95]. Lee yapmış olduğu çalışmada yangın başladıktan 10 s sonra aktif hale getirilen su sisi nozulunun bir odada yer alan n-heptan havuz yangını üzerindeki etkisini farklı debi (saniyedeki damlacık sayısı 1000 – 500000) ve söndürme katsayısı (0-100) değerleri için FDS yazılımında sayısal olarak incelemiştir [96]. Yang vd. farklı sıcaklık ve bağıl nem ortamlarında su sisi söndürme sisteminin etkisini FDS yazılımı ile nümerik olarak araştırmıştır. Alev ve duman sıcaklıkları ile alev yakınındaki oksijen seviyesi ile tabandaki radyasyon ısısı parametrelerini analiz etmiş, sıcak ve rutubetli ortamlarda su sisi sisteminin etkinliğinin normal mahallere oranla azaldığını tespit etmişlerdir [97]. Magdolenová çalışmasında karayolu tüneline 2 m/s sabit hava hızı ve 15 MW HRR değerindeki kamyonet yangını için yüksek basınç su sisi sistemi nümerik analizini FDS yazılımı ile yapmıştır. Kaçış için hayati önem arz eden duman tabaka yüksekliği, hava sıcaklığı ve ısı akısı parametrelerini incelemiştir [98]. Sarvari ve arkadaşlarının yapmış olduğu çalışmada, karayolu tüneline su sisi sistemi jet fanlara entegre edilerek, jet fanın yardımı ile suyun yangın zonuna yayılması ve yangın üzerindeki etkisi FDS yazılımı ile nümerik olarak analiz edilmiştir. Bu yöntem ile normal su sisi söndürme sistemine oranla yangının 10% daha hızlı söndüğü ve 40% daha düşük HRR gözlemlendiği sonuçlarını elde etmişlerdir [99]. Sun vd. ölçeklendirilmiş bir tünelde, FDS yazılımını kullanarak boyuna havalandırmasız bir ortamda su sisinin yangın üzerindeki etkisini incelemiş, elde ettikleri sıcaklık değerlerini deneysel sonuçlar ile karşılaştırmışlardır [100]. Sun ve arkadaşlarının yapmış oldukları bir diğer çalışmada ölçeklendirilmiş bir tünel içinde boyuna havalandırmalı ve havalandırmasız ortamlarda 250 ml metanol havuz yangını üzerinde 14 adet deneysel çalışma yaparak su sisinin duman dağılımı ve sıcaklık üzerindeki etkisi incelenmiştir [101]. Trelles vd., İspanya'nın San Pedro de Anes adlı tam ölçekli tüneline ahşap ve HDPE palet yangınları üzerinde su sisi söndürme sistemi testleri yapılmıştır. Ayrıca tünelin 140 m'lik bölümünü FDS yazılımı ile nümerik olarak analiz etmiştir. Su sisi aktivasyonu öncesi deneysel ve nümerik çalışmaların uyumlu olduğu, sonrasında ise gaz sıcaklıklarındaki düşüş sonuçlarının uyumlu olduğu fakat yangının akış yönündeki termal soğutmanın görece düşük sonuçlar verdiği sonucunu elde etmişlerdir [102]. Bir diğer çalışmada Blanchard ve arkadaşları su sisi, duman ve boyuna havalandırma altındaki sıcak gazların etkileşimini deneysel ve FDS yazılımı ile nümerik olarak incelemiştir. Su sisi aktif olmadan önce gaz sıcaklığı ve ısı akısı değerlerinin, aktivasyon sonrasında ise termal sonuçların uyumlu olduğu sonucuna varmışlardır [103]. Mawhinney vd. literatürde yer alan gerçek boyutlardaki 5 tünel yangını ve su sisi söndürme sistemi testini FDS yazılımı kullanılarak nümerik olarak analiz edilmiş, deneysel sonuçlar ile uyumlu olduğu sonucuna ulaşmışlardır [104]. Shafee vd. n-

heptan havuz yangınına küçültülmüş ölçekli bir tünel modelinde 0,5–2,5 m/s arasında değişen boyuna havalandırma hızları altında incelemiştir. Havalandırma, havuz boyutu ve derinliğinin ısı yayma oranı, sıcaklık dağılımı ve yangının kütle kaybı oranı üzerindeki etkisini incelemiştir [105]. Riess vd. tünellerdeki su sisi söndürme ve havalandırma sistemlerinin karşılıklı etkisini FDS yazılımı yardımı ile nümerik olarak araştırmıştır. Su sisinin neden olduğu basınç direnci ve su buharı miktarı incelenmiş, suyun buharlaşmasından kaynaklanan hacim artışı ve sıcak dumanın hızlı soğutulmasıyla elde edilen hacim azalmasıyla karşılaştırılmıştır [106]. Sikanen ve arkadaşlarının, FDS yazılımının su sisi spreylelerinin dinamiklerini tahmin etme kapasitesini geliştirmek ve doğrulamak için yapmış olduğu bu çalışmada, üç tek ağızlı ve beş çok ağızlı püskürtme kafası, akış hızı, püskürtme açısı, çalışma basıncı ve deneysel olarak belirlenmiş parçacık boyutu dağılımı bilgilerine dayalı olarak FDS ile modellenmiştir. Ayrıca FDS'in spreyle konisi içindeki damla boyutu, hız, sis akısı ve su konsantrasyon profillerini tahmin etme kapasitesini değerlendirmiş, türbülans modellemesinin spreyle dinamiğinin tahminleri üzerindeki etkilerini araştırmıştır. FDS'nin yüksek hızlı su spreyleleri ile hava sürüklenmesini tahmin etme yeteneği, açık uçlu dikdörtgen kanallar üzerinde yapılan deneyler ile doğrulanmıştır [107]. Mofidi vd. FDS yazılımı kullanarak İran Tahran'da bulunan Resalat Tünelini modellemiş, havalandırma, sprinkler ve su sisi sistemlerinin etkilerini araştırmıştır [108]. Wang ve arkadaşları 1/3 ölçekli bir tünelde doğal ve boyuna havalandırma sistemi ile yapılan deneysel çalışmaları FDS yazılımından elde edilen nümerik sonuçlar ile karşılaştırılmış, ayrıca FDS yazılımında su sisi sisteminin sistem basıncına ve aktif olan bölge uzunluğuna bağlı olarak etkinliğinin değişimini incelemiştir. Su sisi bölgesi uzunluğu arttıkça, akış yönündeki sıcaklığın düştüğü fakat sistem basıncının etkisinin olmadığı sonucuna varmışlardır [109]. Li ve Ingason karayolu ve demiryolu tünellerindeki yangın güvenliğini, yapısal dayanım, duman kontrolü ve su bazlı söndürme sistemlerinin kullanılması yönleriyle genel olarak değerlendirmiştir. Bununla birlikte alev boyu, yangın dağılımı, ısı akısı ve duman katmanlaşması gibi bazı önemli yangın parametrelerini de değerlendirmiştir [110]. Jha vd. Yangından Korunma Araştırma Vakfı kapsamında hazırladıkları bu raporda karayolu tünellerinde kullanılan sabit tip yangın söndürme sistemleri hakkında son yıllarda yayınlanan rapor, araştırma ve makaleler toplu olarak verilmiş, avantaj ve etkileri incelenmiştir [111]. Broecke [112] çalışmasında tünel uygulamalarındaki eksik bilginin doldurulması amacı ile baskın sprinkler sistemlerinin etkinliği, bir dizi tam ölçekli araba yangını deneyi gerçekleştirilerek araştırılmıştır. Baskın sistem uygulanan deneylerde araç içi, çevresi ve üstündeki sıcaklıkları ölçerek, kızıl ötesi

kamerası ile yangın yüksekliğini belirlemiştir. Bir yangının ısı yayma oranı ile baskın sistemi için gerekli su akışı arasındaki ilişkiyi sunmuştur. Ayrıca, 6,6 mm/dk'lık bir su akışının çeşitli yangın boyutları için arabanın yakın çevresindeki sıcaklığı düşürmede etkili olduğunu saptamıştır. Harris [113] bu çalışmasında karayolu tünellerinde uygulanan sabit tip sulu söndürme sistemlerinin harcadığı su miktarları, maruz kalma, yanma kontrolü ve söndürme / baskılama verilerini FDS yazılımını kullanarak nümerik olarak incelenmiştir. Uygulanan su miktarındaki artışın yangın söndürme üzerindeki etkisini her zaman arttırmadığı sonucuna varmıştır. Ingason vd. çalışmasında sabit yangın söndürme sistemlerinin karayolu tünellerinde kullanılmasının, yangının yapıya olan etkisi ve havalandırma yükünün azaltılması ile CP'ler arası mesafenin uzatılması boyutlarını dikkate alarak avantaj ve dezavantajları ile değerlendirmiştir [114]. Tarada vd. çalışması Abu Dabi'deki Yas Adası güney geçiş tüneli için 3 ve 5 hücreli olmak üzere iki tasarım seçeneğinin yangın riski seviyelerini karşılaştırmak için, HAD ile desteklenen nicel bir risk değerlendirmesini içermektedir. 5 kademelideki 2 adet kaçış galerisi kaldırılarak karayolu tüneli yürüme yollarına düşük basınç baskın (deluge) sistem kurularak çözümlerin risk seviyelerin benzer olduğu, maliyet ve süre avantajı nedeniyle 3 hücreli tünelin yapıldığı belirtilmiştir [115]. Tarada ve arkadaşlarının [116] yaptığı bir diğer çalışmada tünellerde ve diğer yapılarda uygulanan sabit tip yangın söndürme sistemlerinin temel özelliğinin, yangın neticesinde açığa çıkan ısı yayılım oranının (HRR) bir kısmının taşınım veya ışıınım yerine suyun buharlaşması ile transfer olduğu ve bu şekilde değerinin düşürülerek can ve mal kaybının azaltılmasına katkı sağladığı vurgulanmaktadır. %80 ağaç %20 plastik malzemeden oluşan orta ölçekli yanma deneyleri yapılarak oksijen tüketimi kalorimetre yöntemi ile HRR değerleri ölçülmüştür. Testlerde yoğunluğu 8-12 mm/dak aralığında olan düşük basınçlı baskın (deluge) sistemi kullanılmıştır. Yangın testlerinden elde edilen sonuçlara göre konvektif ısı transfer oranının genellikle bastırılmış yangın ısı yayılım oranının %50'sinden fazla olmadığı sonucuna varmışlardır. Liu vd. [117] su sisi söndürme sistemi mekanizmasını ve performansını etkileyen sprej karakteristiği, ortam, dinamik karışım vb. inceleyen genel bir değerlendirme çalışması yapmıştır. Su sisi sisteminin etkinliğinin havalandırma durumu, yangın boyutu, yangının kapsanması ve buna bağlı olarak damlacık dağılımı, akış yoğunluğu, sprej dinamiği vb. sprej özelliklerine bağlı olduğu sonucu aktarılmıştır. Harvey vd. yapmış olduğu bu çalışmada, PIARC'ın "Sabit Yangın Söndürme Sistemi (SYSS)" isimli rehber yayınının ve bu grubunun 8 yıllık çalışmalarının genel değerlendirmesi yapılmıştır. SYSS'nin uygulanıp uygulanmamasına karar verilmesi için faktörlerin tartışılması, SYSS kurulumu için tasarım hususları, SYSS'nin seçimi ve tedariğine ilişkin rehberlik, Dünya

çapında SYSS uygulama örnekleri, SYSS araştırma ve analizi konuları yer almaktadır [118]. AbdRabbo vd. [119], yangın yayılımı, su sisi parçacıklarının dağılımı ve hareketinin geometrisini tahmin etmek amacıyla tam ölçekli bir modeli FDS yazılımı ile çözmüştür. Su sisi damlacığının çeşitli özellikleri için nümerik çalışmalar yapılmış olup, damlacık hızı, akışı, damlacık boyutu ve damlacık dağılımını incelemiştir. Su sisi damlacık hareketinin, partikül boyutunun ve damlacık dağılımının yangını bastırmada hayati bir rol oynadığı sonucuna varmıştır. Yan-li ve arkadaşlarının yazmış olduğu makalede, bir karayolu tüneli yangınına STSS uygulanan ve uygulanmayan durumlarda duman gelişimi ve sıcaklık dağılımı FDS yazılımı ile nümerik olarak incelenmiştir. Sprinkler sisteminin yangın yükünü düşürmesi ve dolayısı ile tünel yapısalını koruması gibi avantajları ile CO - kurum vb. değerlerdeki artış vb. dezavantajlarından bahsetmiş, kullanılmasının faydalı olduğunu vurgulanmıştır [120]. Lakkonen vd. çalışmalarında Avrupa'nın daha çok su sisi sistemini, Asya ve Amerika'nın ise baskın (deluge) sprinkler sistemini tercih ettiğini, bununla birlikte baskın sistemle ilgili su sisinde olduğu kadar tam ölçekli deneysel çalışma sonucu olmadığı belirtilmiştir. Çalışmalarında tam ölçekli tünelde Sınıf A Kamyon (HGV) yangını için her iki sistemin deneyleri yapılmış ve sonuçları karşılaştırılmıştır. Nozul tipi, damlacık dağılımı, debi ve nozul yerleşimi gibi her iki sistemde de önemli olan parametreler incelenmiş, avantaj ve dezavantajları aktarılmıştır [121]. Jha [122] yüksek lisans tezinde farklı sabit yangın söndürme sistemlerinin karayolu tüneli dayanımı üzerindeki etkisini araştırmıştır. Karayolu tüneli SYSS uygulamalarının performansı, etkinliği, güvenilirliği ve faydaları ile ilgili mevcut bilgilerin kapsamlı bir değerlendirmesini verilmiştir. HRR, sıcaklık, duman hareketi, havalandırma yükü, yangın yayılımı ve yapısal tahribat üzerindeki etkilerini değerlendirmiştir. Benzer şekilde Baptiste de [123] yüksek lisans tezinde farklı ülkelerdeki karayolu tüneli havalandırma ve SYSS stratejilerini toplu olarak derlemiştir. Rothe vd. [124] tarafından yapılan çalışmada yangın durumunda karayolu tünellerinde havalandırma sistemleri ile birlikte sabit yangın söndürme sistemlerinin verimliliğini tartışmaktadır. Makale kısaca en çok kullanılan iki SYSS tipi olan su sisi ve baskın sistemlerini sunmaktadır. SYSS ve havalandırma sistemleri arasındaki arayüz teoride tartışılmış ve ayrıca tam ölçekli yangın testi sonuçlarıyla gösterilmiştir. Deneysel sonuçlar 2009-2012 yılları arasında yürütülen SOLIT² araştırma projesinde toplanmıştır. Karaaslan ve arkadaşları [125] atnalı kesitli, kısa bir tünelde boylamasına havalandırma sisteminin bilgisayar ortamında nümerik analizini yapmıştır. Tünelin ortasında oluşturulan yangın için farklı kesitlerde ve 10 - 50 MW'lık yangın yüklerinde jet fan grupları kullanılarak duman hareketleri ve sıcaklık dağılımı gözlenmiştir. Yangın ve duman simülasyonu için tür taşıma

modeli kullanılmış ve çalışmada CFD kodu FLUENT'ten yararlanılmıştır. Kontrolsüz duman hareketinin önlenmesi için en uygun jet fan grubu çalıştırma sırası sayısal olarak tespit edilmiştir. Federal Otoyol İdaresi ve Amerikan Devlet Karayolu ve Ulaştırma Yetkilileri Birliği tarafından hazırlanan raporda, karayolu tünellerinde uygulanan sistemlerin detaylı bir derlemesi bulunmaktadır [126]. Yapılan çalışmanın özeti aşağıda verilmiştir:

Çalışmanın ilk aşamasında küçük ölçekli n-heptan havuz yangını üzerinde farklı yangın tasarım eğrileri, türbülans ve radyasyon değişkenleri kullanılarak sayısal analizler yapılmıştır. Çalışmanın ikinci aşamasında Runehamar ve 4 şeritli NATM karayolu tünelleri, farklı dizel havuz yangını yükleri altında sayısal olarak incelenmiş, uluslararası standartlarda yer alan hesaplar ile karşılaştırılmış, elde edilen sıcaklık sonuçları doğrultusunda tünel yapısalına zarar verebileceği öngörülen yangın yükleri için YBSS ve baskın yangın söndürme sistemleri uygulanarak sonuçları değerlendirilmiştir. Çalışmanın üçüncü ve son aşamasında ise NATM tünelden alınan hız ölçümleri ile polietilen ve ahşap palet yangını sayısal analizlerden faydalanılarak, karayolu tünelleri boyuna havalandırma sistemleri için test ve devreye alma prosedürü geliştirilmiştir.

Yapılan çalışmanın yenilikçi yönleri ve literatürden farkı aşağıda maddeler halinde verilmiştir:

- Çalışmanın ilk aşamasının literatürden farkı, deney sonuçlarının sayısal analiz girdisi olarak kullanılmadan en uygun yangın tasarımının yapılması ve sayısal çalışmanın deneysel sonuçlardan bağımsız hale getirilmesidir. Ayrıca küçük ölçekli havuz yangını sayısal çalışmaları için en uygun türbülans ve radyasyon değişkenlerinin belirlenmiş olması çalışmanın diğer bir özgün yönüdür.
- Çalışmanın ikinci ve üçüncü aşamalarının yenilikçi yönü, literatürde yer almayan 4 şeritli NATM gibi büyük kesitli bir karayolu tüneli üzerinde yapılan, farklı yangın yükleri, havalandırma debileri ve sulu söndürme sistemlerini de içeren kapsamlı sayısal çalışmalar ile maliyet analizleri ile yine literatürde olmayan bir değerlendirme kriteri oluşturulmasıdır.
- Çalışmanın üçüncü ve son aşamasında NATM tünelden alınan hız ölçümleri ve sayısal analizlerden faydalanılarak, literatürde bilgi eksikliği olduğu anlaşılan karayolu tünelleri boyuna havalandırma sistemleri için soğuk duman testi ve devreye alma işlemleri için prosedür geliştirilmiştir. Çalışma bu yönüyle de literatüre katkı sağlayacaktır.

3. SAYISAL MODEL VE MATEMATİKSEL FORMÜLASYON

Çalışmada kullanılan FDS yazılımı hakkında bilgi, temel korunum denklemleri ve ayrıklaştırılması, hız diverjansı, hız ve basıncın eşleştirilmesi, türbülanslı akışın tanımı ve modellenmesi, DNS-RANS-LES türbülans modelleri ile bu modellerin karşılaştırılması, yanma - radyasyon - boyutsuz duvar mesafesi (y^+) kavramları, ağ yapısı ve optimizasyonu, yangın eğrisinin tanımlanması, ısı dedektörü, sprinkler ve su sisi gibi karayolu tüneli yangın algılama ve söndürme sistem elemanlarının açıklamaları ile karayolu tüneli havalandırma sistemi açıklamaları ve hesaplarında kullanılan formüller bu bölümde verilmiştir.

3.1. FDS Yazılımı

Yangının nümerik analizinin yapılarak simüle edilmesi için Fire Dynamics Simulator (FDS) ve üç boyutlu sıcaklık, hız, duman vb. görsellerin elde edilmesi için Smokeview programı kullanılacaktır. FDS, Amerikan Ulusal Standartlar ve Teknoloji Kurumu (NIST) tarafından geliştirilen, yangın simülasyonları için özel olarak tasarlanmış bir hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) yazılımıdır. Bu yazılım, yangın oluşumu, büyüme, yayılması ve bastırılması ile yangın sonucu oluşan hava hareketlerini, duman dağılımlarını ve sıcaklık dağılımlarını sayısal olarak çözebilmekte ve gerçeğe en yakın tahmini yapmakta olup son 10 yıl içinde yaygın olarak kullanılmaktadır. FDS modeli 100 m/s'den düşük hızlı (Mach sayısı $< 0,3$), termal olarak tahrik edilen akışlar için uygundur [6]. FDS zamana bağlı her hücredeki sıcaklık, özkütle, basınç, hız ve kimyasal bileşikleri hesaplayabilmektedir. Ayrıca katı yüzeylerdeki ısı akısı, kütle kayıp hızı, gazlar için ise gaz sıcaklığı, gaz hızı, gaz türleri konsantrasyonları ve görüş mesafesini de hesaplamaktadır. Literatürde var olan, kapalı mekanlarda yapılan deneylerin sonuçlarıyla FDS programı ile yapılan analiz sonuçların birbirine yakın sonuçlar verdiği görülmüştür. FDS yazılımı türbülansın gerçeğe en yakın şekilde modellenmesini sağlayan Large Eddy Simulation (LES) türbülans modelini kullanarak çözüm yaptığı için özellikle duman hareketleri oldukça gerçekçi bir şekilde modellenmektedir. Deneysel veriler ile kıyaslanmış doğruluğu ve güvenilirliği tespit edilmiştir.

FDS ilk olarak 2000 yılı Şubat ayında yayınlanmış ve bu güne kadar pek çok eklenti yapılarak gelişme sağlamıştır. Modelleme, ağ yapısı oluşturma ve çözümlerde FDS 6.7.7

versiyonu, 3 boyutlu görsel sonuçları almada ise Smokeview SMV 6.7.18 versiyonu kullanılmıştır. FDS yazılımı;

- Tek kademeli, karışım kontrollü yanma,
- Piroliz,
- Isı, yanma ürünleri ve dumanın düşük hızda taşınması,
- Gaz ve katı yüzeyler arasında taşınım ile ısı transferi,
- Radyasyon ile ısı transferi,
- Yangının büyümesi ve alevin yayılımı,
- Sprinkler ve ısı dedektörü aktivasyonu ve sprinkler ile yangın söndürme problemlerini modelleyebilmektedir.

Çözüm modelinin temel özelliklerinden bazıları aşağıda maddeler halinde verilmiştir [127]:

- Düşük Mach, büyük girdap simülasyonu (LES),
- Açık, ikinci mertebeden, kinetik-enerji-koruyucu nümerikler,
- Yapısal, düzgün, kademeli (staggered) ağ yapısı,
- Akış engellerinin çözümü için “basit daldırılmış sınır” metodu,
- Genelleştirilmiş “lumped species” yöntemi (Reaksiyon ilerleme değişkeninde kullanılacak basitleştirilmiş kimya),
- Deardorff girdap viskozite alt ağ kapatması,
- Sabit türbülanslı Schmidt ve Prandtl sayıları,
- Yakıt ve oksitleyici arasında tek adımlı reaksiyon için girdap dağıtım konsepti,
- Radyasyon taşınımı denkleminde sonlu hacim çözümlü gri gaz radyasyonu.

Yanma, yakıt ve oksidan (oksijen) arasında gerçekleşen ve sonucunda oksitlenmiş ürün oluşan yüksek sıcaklıklı ısı veren (ekzotermik) kimyasal, türbülanslı ve düzensiz bir reaksiyondur. Isı yayılım oranı ve açığa çıkan sıcaklık, yanma sonrası oksijen seviyesi düştükten sonra azalır ve yanma süresince salınım olarak gözlenir [128, 129]. FDS’de kullanılan büyük girdap simülasyonu (LES) yaklaşımı bu türbülanslı kimyasal reaksiyonu gerçeğe en yakın şekilde çözmesi nedeniyle, salınımların nümerik analizlerde de gözlenmesi beklenir. Ayrıca, alevin dış sınır çizgisi bölgesinde hava sürüklenmesinin etkisiyle merkezden çevreye doğru radyal yönde alev sıcaklığı dalgalanmasının arttığı yapılan deneysel çalışmalarda görülmektedir [130].

3.2. Korunum Denklemleri

Bu bölümde çoğunluğu FDS'in kullanıcı rehberi [5] ve matematik model [6] kaynaklarından alınan ve nümerik analiz sırasında kullanılan temel denklemler kısaca aktarılacaktır. Bir hesaplamalı akışkanlar dinamiği programı olan FDS, Navier-Stokes denklemlerini kullanarak düşük hızlı ve ısı olarak tahrik edilen akışları nümerik olarak çözmektedir. Kütle, momentum ve enerjinin korunum denklemlerinin kısmi türevleri sonlu farklar metoduna göre zamana bağlı olarak üç boyutlu ortamda çözülür.

Çözümlerde açık öngörücü-düzeltilici şeması (explicit predictor-corrector scheme) algoritması kullanılmış, denklemler ikinci mertebe doğrulama metodu ile interpolate edilmiştir [127]. Newtonian bir akışkanın kütle ve momentum için temel korunum denklemleri bir dizi kısmi diferansiyel denklem olarak sunularak FDS programı ile çözülür. Kütle, momentum ve enerji korunum denklemleri çözülerek termal dağılım ve hava akışı simüle edilmektedir.

Transport denklemleri, yanma gazı bileşenleri için aşağıda sunulan denklemden türetilmektedir.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}(\rho Z_\alpha) + \nabla \cdot (\rho Z_\alpha \mathbf{u}) = \nabla \cdot (\rho D_\alpha \nabla Z_\alpha) + \dot{m}_\alpha''' + \dot{m}_{b,\alpha}''' \quad (3.1)$$

Denklemin sağ tarafındaki terimler kaynak terimlerini ifade etmektedir ve hacim kaplamadığı varsayılarak kütle, momentum ve enerji korunum denklemlerinde noktasal kaynak olarak ele alınmaktadır. Denklemdaki $\dot{m}_{b,\alpha}'''$ ve $\dot{m}_\alpha'''$ terimleri α gaz türü için sırasıyla buharlaşan damlalar veya partiküllerin üretim miktarını ve birim hacim başına ortalama kimyasal kütle üretimini, Z_α ise α karışımının türlerini göstermektedir. Denklemin sol tarafındaki terimler ise sırasıyla α karışım türlerindeki yoğunluğun zamana bağlı değişimini ve konvektif terimi ifade etmektedir.

Süreklilik denklemi

Kütle yoğunluğu $\rho = \sum(\rho Z)_\alpha$ denkleminde elde edilmektedir. Eş. 3.1'in tüm türlerin toplanması sonucunda kütle korunumu denklemi Eş. 3.2'deki hale gelmektedir. Çünkü,

tanım gereği $\sum Z_\alpha = 1$, $\sum \dot{m}_b''' = 0$ ve $\sum \dot{m}_{b,\alpha}''' = \dot{m}_b'''$ 'dir. Bununla birlikte $\sum \rho D_\alpha \nabla Z_\alpha = 0$ olduğu kabul edilir.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = \dot{m}_b''' \quad (3.2)$$

Burada ilk terim zamanla yoğunluk değişimini gösterirken, ikinci terimde U ise u, v ve w yönlerinde hız vektörüdür. Denklemin sağındaki terim damla veya partiküllerin buharlaşması ile oluşan türlerin üretim oranını temsil etmektedir. Bu denklem, yoğunluktaki değişime bağlı olarak kontrol hacmi içindeki kütle depolama oranının net giriş hızı ile dengelendiğini açıklar. Kararlı akış koşullarında giren kütle debisi çıkan kütle debisine eşittir.

Yanma gazları bileşeni korunum denklemi

Yanma sonucu açığa çıkan gaz bileşenlerinin korunum denklemi aşağıda verilmiştir.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho Y_l) + \nabla \cdot (\rho Y_l \mathbf{u}) = \nabla \cdot (\rho D)_l + \nabla Y_l + \dot{W}_l''' \quad (3.3)$$

ρ yoğunluk, Y_l kütle kesri (mass fraction), u hız vektörü, D difüzyon katsayısı ve $\dot{W}_l'''$ ise birim hacim başına çıkan gazların üretim hızıdır.

Momentum denklemi

Aşağıda verilen denklem laminar momentum denklemidir. Momentumun korunumu denklemi (Newton'un 2. Yasası) aşağıdaki gibi yazılabilir [127]:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \mathbf{u}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = \rho \mathbf{g} + \mathbf{f}_b + \nabla \cdot \tau_{ij} - \nabla p \quad (3.4)$$

Her ne kadar mevcut çalışmada türbülanslı akış değerlendiriliyor olsa da DNS yaklaşımında, yukarıda verilen korunum denklemleri, başlangıç ve sınır koşulları için herhangi bir model varsayımı olmaksızın çözülmektedir. Benzer şekilde LES türbülans modelinde, büyük ölçeklere karşılık gelen düşük frekanslı yapılar zamana ve boyuta bağlı olarak çözümlenir.

Denklemin sol tarafında momentum ve atalet kuvvetlerindeki artış gösterilirken, sağ tarafta ise buna etki eden kuvvetler yer almaktadır. Bu denklemde “u” filtrelenmiş yaklaşık anlık hızı temsil etmektedir. Sağ taraftaki kuvvetler, “p” basıncı, “g” yerçekimini ve kontrol hacmi içindeki akışkan üzerine etkiyen viskoz stres tensörünün bir ölçüsü olan “ τ_{ij} ” ’yi içermektedir. Yağmurlama sistemi ile çıkan su damlacıklarının akışkan üzerine uyguladığı sürüklemeyen oluşan dış kuvvetler f_b terimi ile ifade edilmektedir. τ_{ij} şöyle tanımlanır:

$$\tau_{ij} = \mu (2S_{ij} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \mathbf{u}) \delta_{ij}) \quad (3.5)$$

Burada μ moleküler viskositeyi ifade etmekte olup, S_{ij} gerilme tensörü ise aşağıdaki gibi ifade edilmektedir:

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.6)$$

Denklemden görülen u_i ve u_j gaz fazı hızının x ve y yönlerindeki bileşenleridir.

Enerji denklemi

Termodinamiğin 1. yasası olan enerjinin korunumu denklemi aşağıda verilmiştir [127]:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h) + \nabla \cdot (\rho h \mathbf{u}) - \frac{D_p}{D_t} = \dot{q}''' - \dot{q}_b''' - \nabla \cdot \dot{\mathbf{q}}'' + \varepsilon \quad (3.7)$$

Sisteme etki eden enerji, ısı yayılım oranı $\dot{q}'''$ ile gösterilmektedir. ρ yoğunluk, h entalpi, ε dağılma oranı ve $\mathbf{u}$ (u,v,w) hız vektörüdür. Entalpi cinsinden yazılan enerji denklemindeki D_p / D_t malzeme türevi ise aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir:

$$\frac{D_p}{D_t} = \frac{\partial}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla \cdot p \quad (3.8)$$

İdeal gaz denklemi

İdeal gaz denklemi aşağıda verilmiştir:

$$p = \frac{\rho RT}{\bar{W}} \quad (3.9)$$

Yukarıda verilen kısmi diferansiyel denklemler altı denklem ve üç uzaysal boyutun tüm fonksiyonları ve zaman olmak üzere altı bilinmeyen içermektedir. Bunlar ρ yoğunluk, hızın üç bileşeni $u = (u,v,w)$, T sıcaklık ve p basınçtır.

3.3. Korunum Denklemlerinin Ayrıklaştırılması

Korunum denklemleri, bir öngörücü-düzeltilici şeması kullanılarak çözülür. Adveksiyon terimleri, akı diverjansı (konservatif) biçiminde yazılmıştır. Öngörücü adımda, $n + 1$ zaman diliminde ijk hücresindeki kütle yoğunluğu, n 'inci seviyedeki bilgilere göre tahmin edilir:

$$\frac{(\rho Z_\alpha)_{ijk}^* - (\rho Z_\alpha)_{ijk}^n}{\delta t} + \nabla \cdot (\overline{\rho Z_\alpha}^{FL} \mathbf{u})_{ijk}^n = \nabla \cdot (\rho D_\alpha \nabla Z_\alpha)_{ijk}^n + (\dot{m}_\alpha''' + \dot{m}_{b,\alpha}''')_{ijk}^n \quad (3.10)$$

$\overline{\rho Z_\alpha}^{FL}$ büyüklüğü, hücre sınırına uygulanan bir akı sınırlayıcısını gösterir. Kimya, buharlaşma veya pirolize bağlı kütle kaynak terimleri, önceki zaman adımının sonunda hesaplanır ve hem öngörücü hem de düzeltici adımlarda kullanılır. Yığın alt ağ kaynak terimi, $\dot{m}_{b,\alpha}'''$ sırasıyla katı faz pirolizi ve Lagrangian partikülleri ile ilgilidir.

DNS kullanıldığında, moleküler difüzivite, karışım ortalama ikili Fickian difüzyonuna bağlıdır. LES kullanıldığında ise difüzivite moleküler ve türbülanslı viskozitelerin türbülanslı Schmidt sayısına bölünmesiyle elde edilir. Yani, maliyetten tasarruf etmek için moleküler ve türbülanslı difüzivite $(\mu + \mu_t)/Sc_t$ ile yaklaşık olarak tahmin edilir. Türbülanslı Schmidt sayısı sabit olup değeri $Sc_t = 0,5$ 'dir. Düzeltici adım aşağıda verilmiştir:

$$\frac{(\rho Z_\alpha)_{ijk}^{n+1} - \frac{1}{2}[(\rho Z_\alpha)_{ijk}^n + (\rho Z_\alpha)_{ijk}^*]}{\frac{1}{2}\delta t} + \nabla \cdot (\overline{\rho Z_\alpha}^{FL} \mathbf{u})_{ijk}^* = \nabla \cdot (\rho D_\alpha \nabla Z_\alpha)_{ijk}^* + (\dot{m}_\alpha''' + \dot{m}_{b,\alpha}''')_{ijk}^n \quad (3.11)$$

Bir akı sınırlayıcı, hücre yüzlerindeki kütle akılarını tanımlamak için bir enterpolasyon şemasıdır. Hücre merkezli skaler değişkenlerin hücre yüzüne basit doğrusal enterpolasyonu, merkezi farklar şemasıyla çözülmektedir. Bu tür merkezi fark şemaları, negatif yoğunluklar veya $(0,1)$ aralığının dışındaki kütle fraksiyonları gibi fiziksel olmayan sonuçlara yol açabilmektedir. Bu sorunu çözmek için FDS iki şema kullanmaktadır. Bunlardan ilki

problemin büyük kısmını kapsayan akı sınırlayıcı, diğeri ise sınırlılığını korumak için minimum sayısal yayılma miktarını sağlayan bir akı düzeltmesidir.

Extrem nokta oluşturmeyen sayısal şemalar, toplam varyasyon azaltma (TVD) şemaları olarak adlandırılır. Yangın modellemesi için bir TVD şeması kullanmanın pratik önemi, böyle bir şemanın türbülanslı alevlerde tutarlı vorteks yapısını doğru bir şekilde izleyebilmesi ve yapay reaksiyon bölgeleri oluşturmamasıdır.

FDS, skaler transporta opsiyonel olarak Superbee [131] ve CHARM [132] olmak üzere iki adet ikinci derece TVD şeması kullanmaktadır. Düzgün olması beklenmeyen kaba hücre yapısı çözümleri için skaler varyansı daha doğru bir şekilde koruduğu için Superbee LES için önerilmektedir. CHARM, Superbee'den biraz daha dağıtıcı olmasına rağmen, yakınsaktır ve bu nedenle, alev cephesinin iyi çözüldüğü DNS hesaplamaları için daha iyi bir seçimdir.

Akı sınırlayıcıların skaler taşıma denklemlerine nasıl uygulandığını göstermek için, aşağıdaki bir boyutlu adveksiyon terimleri ayrıklaştırılmaktadır;

$$\frac{(\rho Z \alpha)_i^n - (\rho Z \alpha)_i^{n-1}}{\delta t} + \frac{\overline{\rho Z}_{i+\frac{1}{2}}^{FL} u_{i+\frac{1}{2}} - \overline{\rho Z}_{i-\frac{1}{2}}^{FL} u_{i-\frac{1}{2}}}{\delta x} = \dots \quad (3.12)$$

$\pm 1/2$ alt indisleri belirli bir i hücresi için yüzey değerini göstermektedir.

Transport şemasının düzeltici adımını takiben, kaynak terimleri bir sonraki zaman adımı için hesaplanır. Kaynak terimleri tipik olarak partikül buharlaşması veya yanması ile ilgilidir ve bu işlemler, zaman adımının sonunda hesaplanır. Yanma durumunda, hücrenin toplam kütlesi değişmez; daha ziyade türlerin kütle fraksiyonları değişir. Yanma modeli, tür transport denkleminde birim hacim başına α türünün ortalama kimyasal kütle üretim oranı, $\dot{m}_\alpha'''$ 'yı belirler.

3.4. Hız Diverjansı

Düşük Mach sayısı varsayımı nedeniyle, hız diverjans (hacimsel genişleme oranı) genel çözüm şemasında önemli bir rol oynamaktadır. FDS algoritmasında diverjans, enerji denkleminin yerine geçmektedir. Diverjans, duyulur entalpi denkleminin konservatif formunda çarpanlarına ayrılır.

$\bar{p}_m$ arka plan basıncına sahip m. bölge için diverjans aşağıdaki şekilde yazılabilir;

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = D - P \frac{\partial \bar{p}_m}{\partial t} \quad (3.13)$$

Burada;

$$P = \frac{1}{\bar{p}_m} - \frac{1}{\rho c_p T} \quad (3.14)$$

$$\begin{aligned} D = & \frac{1}{\rho c_p T} [\dot{q}''' + \dot{q}_b''' - \nabla \cdot \dot{q}'' - \mathbf{u} \cdot \nabla (\rho h_s) + w \rho_0 g_z] \\ & + \frac{1}{\rho} \sum_{\alpha} \left(\frac{\bar{W}}{W_{\alpha}} - \frac{h_{s,\alpha}}{c_p T} \right) [\nabla \cdot (\rho D_{\alpha} \nabla Y_{\alpha}) - \mathbf{u} \cdot \nabla (\rho Y_{\alpha}) + \dot{m}_{\alpha}'''] \\ & + \frac{1}{\rho} \sum_{\alpha} \left(\frac{\bar{W}}{W_{\alpha}} - \frac{\int_{T_b}^T c_{p,\alpha}(T') dT'}{c_p T} \right) \dot{m}_{b,\alpha}''' \end{aligned} \quad (3.15)$$

Kaynak terimleri yoğunluk ve türlerin kütle fraksiyonlarının güncellenmesinin ardından zaman adımının düzeltici aşamasında hesaplanır.

Eş. 3.15'deki ısı ve malzeme difüzyon terimleri ikinci derece merkezi farklardır. Örneğin, ısı iletim terimi aşağıdaki şekilde ayrıklaştırılır:

$$\begin{aligned} (\nabla \cdot k \nabla T)_{ijk} = & \frac{1}{\delta x} \left[k_{i+\frac{1}{2},jk} \frac{T_{i+1,jk} - T_{ijk}}{\delta x} - k_{i-\frac{1}{2},jk} \frac{T_{ijk} - T_{i-1,jk}}{\delta x} \right] \\ & + \frac{1}{\delta y} \left[k_{i,j+\frac{1}{2},k} \frac{T_{i,j+1,k} - T_{ijk}}{\delta y} - k_{i,j-\frac{1}{2},k} \frac{T_{ijk} - T_{i,j-1,k}}{\delta y} \right] \\ & + \frac{1}{\delta z} \left[k_{i,j,k+\frac{1}{2}} \frac{T_{ij,k+1} - T_{ijk}}{\delta z} - k_{i,j,k-\frac{1}{2}} \frac{T_{ijk} - T_{ij,k-1}}{\delta z} \right] \end{aligned} \quad (3.16)$$

1/2 hücre indeksi ile gösterilen hücre arayüzündeki ısı iletkenlik, iki komşu hücredeki değerlerin ortalamasıdır.

Sıcaklığın Hesaplanması

Ortalama hücre gazı sıcaklığı T , ideal gaz denklemi aracılığıyla yoğunluktan ve tür kütle kesrinden elde edilir:

$$T_{ijk} = \frac{\bar{p}_m}{\rho_{ijk} R \sum_{\alpha=0}^{N_s} (Z_{\alpha,ijk} / W_{\alpha})} \quad (3.17)$$

3.5. Hız ve Basıncın Eşleştirilmesi

Bu bölümde, momentum denkleminin sonlu farklar formülasyonu şeklinde nasıl yazıldığı izah edilmiştir. Momentum denkleminin çözümü, basınç için eliptik bir kısmi diferansiyel denkleminin çözümünü gerektirmektedir.

Momentum denkleminin basitleştirilmiş hali yazılırken Eş. 3.4'teki konservatif momentum denklemi, konservatif olmayan şekilde aşağıdaki gibi yazılmaktadır:

$$\rho \left(\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} \right) + \nabla p = \rho \mathbf{g} + \mathbf{f}_b + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}_{ij} \quad (3.18)$$

Lagrangian parçacıklarıyla olan tüm momentum değişiminin kuvvet terimi $\mathbf{f}_b$ ile temsil edilmekte olup aşağıdaki değişiklik ile birlikte momentum denklemi ayrıklaştırılacak hale getirilebilir.

1. Denklemin her iki tarafından hidrostatik basınç gradyanı $\rho_0(z)\mathbf{g}$ çıkartılır. Denklemin sol tarafındaki $\nabla p = \rho_0 \mathbf{g} + \nabla \tilde{p}$ 'dir ve $\rho_0(z)$ ortam atmosferinin yoğunluk profilidir.
2. $(\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} = \nabla |\mathbf{u}|^2 / 2 - \mathbf{u} \times \boldsymbol{\omega}$, vektör özdeşliği uygulanır.
3. Tüm terimler yoğunluk ρ 'ya bölünür.
4. Basınç terimi bileşenlerine ayrılır:

$$\frac{1}{\rho} \nabla \tilde{p} = \nabla \left(\frac{\tilde{p}}{\rho} \right) - \tilde{p} \nabla \left(\frac{1}{\rho} \right) \quad (3.19)$$

5. $H = |\mathbf{u}|^2/2 + \tilde{p}/\rho$ şeklinde tanımlanır. Böylece momentum denklemi aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\underbrace{\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} - \mathbf{u} \times \boldsymbol{\omega} - \frac{1}{\rho} [(\rho - \rho_0)\mathbf{g} + f_b + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}_{ij}]}_{\mathbf{F}_A} - \underbrace{\tilde{p} \nabla \left(\frac{1}{\rho}\right)}_{\mathbf{F}_B} + \nabla H = 0 \quad (3.20)$$

F vektörü için A ve B alt indisleri Advectif ve Barokliniği göstermektedir. Baroklinik, basınç ile yoğunluk yüzeylerinin birbirleriyle kesişmesi olarak tanımlanabilir. Momentum denklemi terimleri bu iki indise ayrılmaktadır.

Momentum Denkleminin Sonlu Farklar İle Gösterimi

Momentum denkleminin aşağıdaki şekilde yazımı daha uygun olacaktır:

$$\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{F} + \nabla H = 0 \quad ; \quad \mathbf{F} = \mathbf{F}_A + \mathbf{F}_B \quad (3.21)$$

$\mathbf{F}_A$ ve $\mathbf{F}_B$ terimleri açık halde aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$F_{A,x} = w\omega_y - v\omega_z - \frac{1}{\rho} \left((\rho - \rho_n)g_x + f_x + \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} \right); F_{B,x} = -\tilde{p} \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\rho} \right) \quad (3.22)$$

$$F_{A,y} = u\omega_z - w\omega_x - \frac{1}{\rho} \left((\rho - \rho_n)g_y + f_y + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} \right); F_{B,y} = -\tilde{p} \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\rho} \right) \quad (3.23)$$

$$F_{A,z} = v\omega_y - u\omega_x - \frac{1}{\rho} \left((\rho - \rho_n)g_z + f_z + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} \right); F_{B,z} = -\tilde{p} \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{\rho} \right) \quad (3.24)$$

∇H terimi basınç gradyanı olarak anılır, ancak yukarıda verildiği üzere H aslında bir basınç değildir. H, toplam basıncın yoğunluğa oranıdır ve Bernoulli integrali olarak adlandırılır ve aşağıdaki şekilde ayrıştırılır:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + F_{x,ijk} + \frac{H_{i+1,jk} - H_{ijk}}{\delta_x} = 0 \quad (3.25)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + F_{y,ijk} + \frac{H_{i,j+1,k} - H_{ijk}}{\delta_y} = 0 \quad (3.26)$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} + F_{z,ijk} + \frac{H_{ij,k+1} - H_{ijk}}{\delta_z} = 0 \quad (3.27)$$

H_{ijk} , ijk hücresinin merkezinden, u_{ijk} ve F_{ijk} hücrenin ileri x yönündeki yüzeyinden, v_{ijk} ve F_{ijk} hücrenin ileri y yönündeki yüzeyinden ve w_{ijk} ve $F_{z,ijk}$ ise hücrenin ileri z yönündeki yüzeyinden hesaplanmaktadır.

F_A 'nın ayrıklaştırılması için, x , y ve z yönündeki vortisite bileşenleri (ω_x , ω_y , ω_z) hücre kenarlarında konumlandırılmıştır. Aynısı viskoz gerilim tensörünün köşegen dışı terimleri için de geçerlidir: $\tau_{zy} = \tau_{yz}$, $\tau_{xz} = \tau_{zx}$ ve $\tau_{xy} = \tau_{yx}$. Gerilim tensörünün köşegen terimleri, τ_{xx} , τ_{yy} ve τ_{zz} ile dış kuvvet bileşenleri f_x , f_y ve f_z ilgili hücre yüzeylerinde bulunmaktadır.

$$F_{A,x,ijk} = \frac{1}{2}(w_{i+\frac{1}{2},jk}\omega_{y,ijk} + w_{i+\frac{1}{2},j,k-1}\omega_{y,ij,k-1}) - \frac{1}{2}(v_{i+\frac{1}{2},jk}\omega_{z,ijk} + v_{i+\frac{1}{2},j-1,k}\omega_{z,i,j-1,k}) - \frac{1}{\rho_{i+\frac{1}{2},jk}}(f_{x,ijk} + \frac{\tau_{xx,i+1,jk} - \tau_{xx,ijk}}{\delta x} + \frac{\tau_{xy,ijk} - \tau_{xy,i,j-1,k}}{\delta y} + \frac{\tau_{xz,ijk} - \tau_{xz,i,j,k-1}}{\delta z}) \quad (3.28)$$

$$F_{A,y,ijk} = \frac{1}{2}(u_{i,j+\frac{1}{2},k}\omega_{z,ijk} + u_{i-1,j+\frac{1}{2},k}\omega_{z,i-1,jk}) - \frac{1}{2}(w_{i,j+\frac{1}{2},k}\omega_{x,ijk} + w_{i,j+\frac{1}{2},k-1}\omega_{x,ij,k-1}) - \frac{1}{\rho_{i,j+\frac{1}{2},k}}(f_{y,ijk} + \frac{\tau_{yx,ijk} - \tau_{yx,i-1,jk}}{\delta x} + \frac{\tau_{yy,i,j+1,k} - \tau_{yy,ijk}}{\delta y} + \frac{\tau_{yz,ijk} - \tau_{yz,i,j,k-1}}{\delta z}) \quad (3.29)$$

$$F_{A,z,ijk} = \frac{1}{2}(v_{ij,k+\frac{1}{2}}\omega_{x,ijk} + v_{i,j-1,k+\frac{1}{2}}\omega_{x,i,j-1,k}) - \frac{1}{2}(u_{ij,k+\frac{1}{2}}\omega_{y,ijk} + u_{i-1,j,k+\frac{1}{2}}\omega_{y,i-1,jk}) - \frac{1}{\rho_{ij,k+\frac{1}{2}}}(f_{z,ijk} + \frac{\tau_{zx,ijk} - \tau_{zx,i-1,jk}}{\delta x} + \frac{\tau_{zy,ijk} - \tau_{zy,i,j-1,k}}{\delta y} + \frac{\tau_{zz,ij,k+1} - \tau_{zz,ijk}}{\delta z}) \quad (3.30)$$

Vortisite vektörünün bileşenleri aşağıdaki şekilde ayrıklaştırılır:

$$\omega_{x,ijk} = \frac{w_{i,j+1,k} - w_{ijk}}{\delta y} - \frac{v_{ij,k+1} - v_{ijk}}{\delta z} \quad (3.31)$$

$$\omega_{y,ijk} = \frac{u_{ij,k+1} - u_{ijk}}{\delta z} - \frac{w_{i+1,jk} - w_{ijk}}{\delta x} \quad (3.32)$$

$$\omega_{z,ijk} = \frac{v_{i+1,jk} - v_{ijk}}{\delta x} - \frac{u_{i,j+1,k} - u_{ijk}}{\delta y} \quad (3.33)$$

Viskoz stres tensörünün bileşenleri aşağıdaki şekilde ayrıklaştırılır:

$$\tau_{xx,ijk} = \mu_{ijk} \left(\frac{4}{3} (\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk} - 2 \frac{v_{ijk} - v_{i,j-1,k}}{\delta_y} - 2 \frac{w_{ijk} - w_{ij,k-1}}{\delta_z} \right) \quad (3.34)$$

$$\tau_{yy,ijk} = \mu_{ijk} \left(\frac{4}{3} (\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk} - 2 \frac{u_{ijk} - u_{i-1,jk}}{\delta_x} - 2 \frac{w_{ijk} - w_{ij,k-1}}{\delta_z} \right) \quad (3.35)$$

$$\tau_{zz,ijk} = \mu_{ijk} \left(\frac{4}{3} (\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk} - 2 \frac{u_{ijk} - u_{i-1,jk}}{\delta_x} - 2 \frac{v_{ijk} - v_{i,j-1,k}}{\delta_y} \right) \quad (3.36)$$

$$\tau_{xy,ijk} = \tau_{yx,ijk} = \mu_{i+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},k} \left(\frac{u_{i,j+1,k} - u_{ijk}}{\delta_y} + \frac{v_{i+1,jk} - v_{ijk}}{\delta_x} \right) \quad (3.37)$$

$$\tau_{xz,ijk} = \tau_{zx,ijk} = \mu_{i+\frac{1}{2},j,k+\frac{1}{2}} \left(\frac{u_{ij,k+1} - u_{ijk}}{\delta_z} + \frac{w_{i+1,jk} - w_{ijk}}{\delta_x} \right) \quad (3.38)$$

$$\tau_{yz,ijk} = \tau_{zy,ijk} = \mu_{i,j+\frac{1}{2},k+\frac{1}{2}} \left(\frac{v_{ij,k+1} - v_{ijk}}{\delta_z} + \frac{w_{i,j+1,k} - w_{ijk}}{\delta_y} \right) \quad (3.39)$$

F_B baroklinik terimin bileşenleri aşağıdaki şekilde ayrıklaştırılır:

$$F_{B,x,ijk} = - \frac{\tilde{p}_{i+1,jk} \rho_{ijk} + \tilde{p}_{ijk} \rho_{i+1,jk}}{\rho_{ijk} + \rho_{i+1,jk}} \frac{1}{\delta x} \left(\frac{1}{\rho_{i+1,jk}} - \frac{1}{\rho_{ijk}} \right) \quad (3.40)$$

$$F_{B,y,ijk} = - \frac{\tilde{p}_{i,j+1,k} \rho_{ijk} + \tilde{p}_{ijk} \rho_{i,j+1,k}}{\rho_{ijk} + \rho_{i,j+1,k}} \frac{1}{\delta y} \left(\frac{1}{\rho_{i,j+1,k}} - \frac{1}{\rho_{ijk}} \right) \quad (3.41)$$

$$F_{B,z,ijk} = - \frac{\tilde{p}_{ij,k+1} \rho_{ijk} + \tilde{p}_{ijk} \rho_{ij,k+1}}{\rho_{ijk} + \rho_{ij,k+1}} \frac{1}{\delta z} \left(\frac{1}{\rho_{ij,k+1}} - \frac{1}{\rho_{ijk}} \right) \quad (3.42)$$

Denklem 19'daki diğer iki terimin ayrıklaştırılmasıyla tutarlı olması gereken $\tilde{p} \nabla(1/\rho)$ teriminin ayrıklaştırılması aşağıda verilmiştir:

$$\frac{1}{(\rho_{ijk} + \rho_{i,jk})/2} \frac{\tilde{p}_{i+1,jk} - \tilde{p}_{ijk}}{\delta x} = \frac{1}{\delta x} \left(\frac{\tilde{p}_{i+1,jk}}{\rho_{i+1,jk}} - \frac{\tilde{p}_{ijk}}{\rho_{ijk}} \right) - \frac{\tilde{p}_{i+1,jk} \rho_{ijk} + \tilde{p}_{ijk} \rho_{i+1,jk}}{\rho_{ijk} + \rho_{i+1,jk}} \frac{1}{\delta x} \left(\frac{1}{\rho_{i+1,jk}} - \frac{1}{\rho_{ijk}} \right) \quad (3.43)$$

Basınç İçin Poisson Denklemi

Hızın bileşenleri zaman içinde iletmeden önce, basınç terimi H için eliptik kısmi diferansiyel denklem (Poisson denklemi) çözülmelidir. Bu denklem, momentum denkleminin diverjansı alınarak oluşturulur:

$$\nabla^2 H = - \frac{\partial(\nabla \cdot \mathbf{u})}{\partial t} - \nabla \cdot (F_A + F_B) \quad (3.44)$$

Pertürbasyon basıncı $\tilde{p}$, yukarıdaki denklemin her iki tarafında da görünmektedir. F_B 'deki $\tilde{p}$ değeri son hesaplanan H 'den alınır. Sol taraftaki basınç (H değişkenine dahil edilmiştir) doğrudan çözülür.

Basınç teriminin ayrışmasının nedeni, Eş. 3.44'ün ayrıklaştırılmasından kaynaklanan doğrusal cebirsel sistemin sabit katsayılara sahip olması (yani ayrılabilir) ve Hızlı Fourier Dönüşümlerini (FFT) kullanan hızlı, doğrudan bir yöntemle hassas çözülebilmesidir. Aşağıda görüldüğü gibi, Poisson denklemi, her seferinde eski ve yeni $\tilde{p}$ değerlerini birbirine yaklaştırarak birçok kez çözülür. Poisson denkleminin ayrıklaştırılmış şekli:

$$\begin{aligned} \frac{H_{i+1,jk}-2H_{ijk}+H_{i-1,jk}}{\delta x^2} + \frac{H_{i,j+1,k}-2H_{ijk}+H_{i,j-1,k}}{\delta y^2} + \frac{H_{ij,k+1}-2H_{ijk}+H_{ij,k-1}}{\delta z^2} \\ - \frac{F_{x,ijk} - F_{x,i-1,jk}}{\delta x} - \frac{F_{y,ijk} - F_{y,i,j-1,k}}{\delta y} - \frac{F_{z,ijk} - F_{z,ij,k-1}}{\delta z} - \frac{\delta}{\delta t} (\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk} \end{aligned} \quad (3.45)$$

Bu eliptik kısmi diferansiyel denklem (PDE), CRAYFISHPAK adı eliptik PDE'leri çözmek için kullanılan doğrudan FFT tabanlı bir çözücü kullanılarak çözülür. CRAYFISHPAK, eliptik denklem çözücü FISHPAK'ın vektörleştirilmiş bir formu olup Boulder Kolorado'daki Ulusal Atmosferik Araştırma Merkezi'nde (NCAR) geliştirilmiştir. Akışkan diverjansının Eş. 3.13'de verilen tanımla tutarlı olmasını sağlamak için, diverjansın zaman türevi aşağıdaki gibi tanımlanır.

$$\frac{\delta}{\delta t} (\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk} \equiv \frac{(\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk}^* - (\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk}^n}{\delta t} \quad (3.46)$$

şeklinde tahmin adımı tanımlanan denklem düzeltici adımda aşağıdaki şekilde tanımlanır.

$$\frac{\delta}{\delta t} (\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk} \equiv \frac{(\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk}^{n+1} - \frac{1}{2}[(\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk}^* + (\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk}^n]}{\delta t/2} \quad (3.47)$$

Yapısal olarak, Eş. 3.13'de tanımlanan termodinamik diverjans, aşağıdaki eşitlikte tanımlanan diverjans ile tam olarak aynıdır.

$$(\nabla \cdot \mathbf{u})_{ijk} = \frac{u_{ijk} - u_{i-1,jk}}{\delta x} + \frac{v_{ijk} - v_{i,j-1,k}}{\delta y} + \frac{w_{ijk} - w_{ij,k-1}}{\delta z} \quad (3.48)$$

Diverjansın iki tanımının denkliği, ayrıklaştırılmış denklemlerin formunun, zaman adımlı şemasının ve basınç için Poisson denkleminin doğrudan çözümünün bir sonucudur.

3.6. Türbülanslı Akışların Tanımı ve Modellenmesi

Teknik uygulamaların çoğunda akış türbülanslıdır. Akışın davranışı esas olarak sıvının özelliklerine (viskozite ve yoğunluk), akış hızına ve sistemin geometrisine bağlıdır. Bu faktörler arasındaki ilişkiyi Reynolds sayısı (Re) kurmaktadır. Reynolds sayısı, atalet kuvvetlerin viskoz kuvvetlere oranı olarak tanımlanmakta olup, akışın laminar veya türbülanslı olup olmadığını belirlemek için kullanılmaktadır. Aşağıdaki verilen Eş. 3.49 yardımıyla hesaplanabilmektedir:

$$Re = \frac{\rho U L_c}{\mu} \quad (3.49)$$

Bu denklemde U sistemin karakteristik hızını, L_c sistemin karakteristik uzunluğu, ρ akışkanın yoğunluğunu ve μ akışkanın dinamik viskozitesini tanımlamaktadır. Türbülans üç boyutlu, zamana bağlı, rastgele ve oldukça düzensizdir. Rastgele ve zamana bağlı olması nedeniyle istatistiksel yöntemlerle ele alınmalıdır. Buna göre hız $u(x_i, t)$, zaman ortalaması alınmış hız bileşeni $\bar{u}(x_i)$ ile çalkantılı hız bileşeninin $u'(x_i, t)$ toplamı olarak ifade edilebilir (Reynolds ayrışması).

$$u(x_i, t) = \bar{u}(x_i) + u'(x_i, t) \quad (3.50)$$

Hız değeri u' 'nin zaman üzerinden (τ) ortalaması aşağıdaki şekilde alınır:

$$\bar{u}(x_i) = \lim_{\tau \rightarrow \infty} \frac{1}{\tau} \int_{t_0}^{t_0 + \tau} u(x_i, t) dt \quad (3.51)$$

ve standart sapma aşağıdaki gibi yazılabilir. Burada “rms” ortalama kareköktür.

$$u(x_i, t)_{rms} = \lim_{\tau \rightarrow \infty} \left[\frac{1}{\tau} \int_{t_0}^{t_0 + \tau} u'(x_i, t)^2 dt \right]^{1/2} \quad (3.52)$$

Eş. 3.12 ve Eş. 3.13 kullanılarak momentum denklemindeki hızın zaman averajı alınırsa Reynolds Gerilme Tensör'ü bulunabilir. Türbülanslı kinetik enerjisi “k” bu Reynolds Gerilme Tensöründeki diyagonal elemanlar kullanılarak bulunabilir.

$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i} \quad (3.53)$$

Türbülanslı akışlar farklı uzunluk (L) ve zaman ($\tau(L)$) ölçeklerindeki girdaplardan oluşmaktadır. Eş. 3.52 ve Eş. 3.53 birlikte kullanılarak u_{rms} terimi türbülanslı kinetik enerji (k) cinsinden yazmak mümkündür.

$$u_{rms} = \left(\frac{2}{3} k\right)^{1/2} \quad (3.54)$$

Büyük girdapların uzunlukları (L_0) ve karakteristik hızları u_0 'dır. Buna bağlı olarak büyük girdapların enerjisi ve zaman ölçeği sırası ile u_0^2 ve $\tau_0 = L_0/u_0$ 'dır. Bu terimler doğrultusunda üretim terimi P, Eş. 3.55 vasıtası ile bulunabilir.

$$P = u_0^2/\tau_0 = u_0^3/l_0 \quad (3.55)$$

Türbülansın zamandan bağımsız ve homojen olması kabulü ile enerji üretimi P, türbülanslı kinetik enerji dağılımı ε 'a eşittir [133]. ε aşağıdaki denklem ile ifade edilebilir.

$$\varepsilon = 2\theta \overline{S'_{ij} S'_{ij}} \quad (3.56)$$

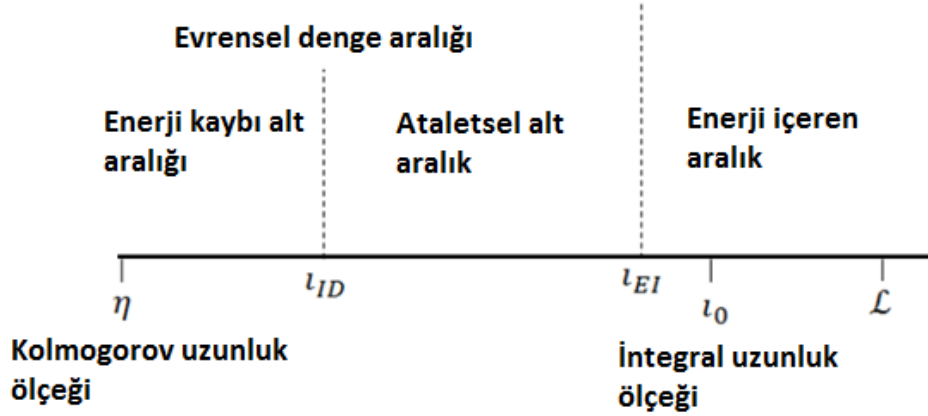
Buradaki S'_{ij} salınımlı hız gradyan tensörünün simetrik kısmını oluşturmakta olup aşağıdaki gibi ifade edilmektedir.

$$S'_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.57)$$

Büyük girdaplar kararsızdır ve parçalanırlar, enerjilerini biraz daha küçük girdaplara aktarırlar. Bu daha küçük girdaplar benzer bir ayrılma sürecine girer ve enerjilerini daha küçük girdaplara aktarırlar.

Enerjinin art arda daha küçük girdaplara aktarıldığı bu enerji kaskadı, girdap hareketinin kararlı ve moleküler viskozitenin kinetik enerji yayılımında etkin olması koşulu sağlayan en düşük Reynolds sayısı elde edilinceye kadar devam eder [133].

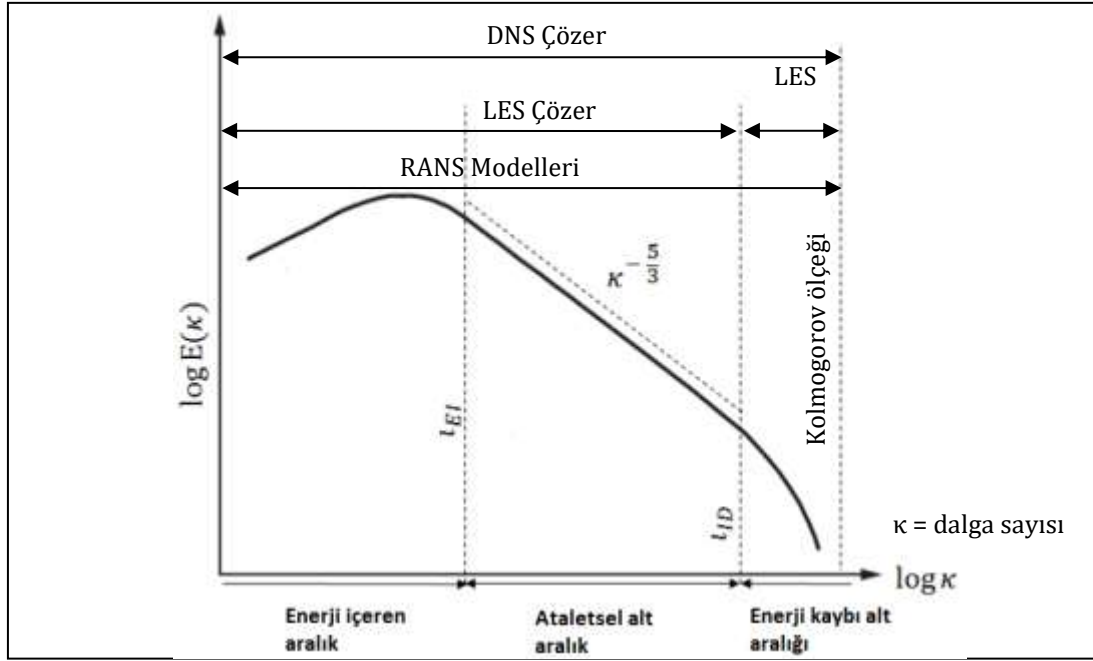
Şekil 3.1’de türbülans ölçekleri şematik olarak gösterilmiştir. Burada “ η ” en küçük girdap ölçeğini göstermektedir.



Şekil 3.1. Girdap uzunluk ölçeklerinin şematik gösterimi [133]

Şekil 3.2’de türbülanslı kinetik enerjinin farklı boyutlu girdaplara göre dağılımı şematik olarak gösterilmiştir. Burada enerji spektrumu fonksiyonu $E(\kappa)$, dalga sayısına göre değişimi gösterilmiştir. Bu şekilden büyük girdapların enerjinin çoğuna sahip olduğu görülebilir. Ataletsel alt aralıktaki türbülanslı enerji azalması $E(\kappa)^{-5/3}$ ile orantılıdır.

$\kappa = 2\pi/l_{ID}$ üzerindeki dalga sayılarında türbülanslı kinetik enerji ısıya dönüşür. Kolmogorov, kinematik viskozite ν 'nin bir fonksiyonu ve türbülanslı kinetik enerji ϵ 'nin yayılma oranı olarak benzerlik hipotezi ile en küçük uzunluk ölçeği η 'yı formülize etmiştir [134].



Şekil 3.2. Türbülanslı kinetik enerjinin farklı boyutlu girdaplara göre dağılımı [135]

$$\eta = \left(\frac{\nu^3}{\varepsilon}\right)^{1/4} \quad (3.58)$$

Buna göre, hız ve zaman için Kolmogorov ölçekleri aşağıdaki denklemde tanımlanmıştır.

$$u_\eta = (\varepsilon \nu)^{1/4} \quad (3.59)$$

$$\tau_\eta = (\nu/\varepsilon)^{1/2} \quad (3.60)$$

En küçük ve en büyük ölçeklerin oranları, Kolmogorov ölçeklerinin tanımlarından ve $\varepsilon \sim u_0^3/l_0$ ölçeklendirmesinden kolayca belirlenebilir [133]. Sonuçlar:

$$\eta / l_0 \sim Re_t^{-3/4} \quad (3.61)$$

$$u_\eta / u_0 \sim Re_t^{-1/4} \quad (3.62)$$

$$\tau_\eta / \tau_0 \sim Re_t^{-1/2} \quad (3.63)$$

Burada Re_t türbülanslı Reynolds sayısıdır ve aşağıdaki şekilde ifade edilebilir:

$$Re_t = \frac{u_{rms} l_I}{\nu} \quad (3.64)$$

3.7. Türbülans Modelleri

FDS yazılımında mevcut ve bu tezde kullanılan Doğrudan Nümerik Simülasyon (Direct Numerical Simulation – DNS) ve Büyük Girdap Simülasyonu (Large Eddy Simulation – LES) olmak üzere iki ana türbülans modeli bulunmaktadır. Ayrıca LES modeline bağlı olarak türetilen Basitleştirilmiş Çok Büyük Girdap Simülasyonu (Simple Very Large Eddy Simulation - SVLES) ve Çok Büyük Girdap Simülasyonu (Very Large Eddy Simulation - VLES) modelleri için de çözümler yapılmıştır. Türbülanslı akışları doğru bir şekilde hesaplamak için akışın içindeki en büyükten en küçüğe kadar tüm ölçeklerdeki girdapların çözülmesi gerekmektedir. Akıştaki tüm ölçeklerdeki girdapların çözülmesi metodu DNS olarak adlandırılır. Bu yaklaşımın dezavantajı, hesaplama açısından çok pahalı olmasıdır, çünkü türbülanslı bir akıştaki ölçekler, artan Reynolds sayısı ile birlikte geniş ölçüde değişkenlik göstermektedir. Tüm ölçekleri çözmek yerine, akışa etki eden büyük ölçekli girdapların hesaplanması ve küçük ölçeklerin modellenmesi metodu ise LES olarak adlandırılmaktadır ve yangın simülasyonlarında daha yaygın olarak kullanılır.

VLES modeli, RANS ve LES metodolojilerinin karma bir modelidir. VLES modu, büyük ölçekli türbülanslı yapılarda katı yüzeylerin yakın sınırlarında LES ilkeleri ile kombinasyon halinde RANS ilkelerini kullanır. SVLES ise VLES modelinin basitleştirilmiş fizik ile uygulanmasıdır [5]. Çözüm moduna etki eden parametreler aşağıda tablo halinde verilmiştir [5].

Çizelge 3.1. Simülasyona etki eden FDS parametreleri [5]

ANAHTAR PARAMETRE	DNS	LES	VLES	SVLES
BAROCLINIC	✓	✓	✓	X
CFL_VELOCITY_NORM	1	1	0	3
CHECK_VN	✓	✓	✓	X
CONSTANT_SPECIFIC_HEAT_RATIO	X	X	X	✓
MAX_PRESSURE_ITERATIONS	10	10	10	3
PROJECTION	✓	✓	X	X
NEAR_WALL_TURBULENCE_MODEL	None	WALE	Van Driest	Van Driest

Baroclinic, basınç ve yoğunluk gradyanlarının hizalanmaması nedeniyle girdap oluşturmaktan sorumludur.

CFL (Courant-Friedrichs-Lewy) hız normu, ilerleme hızından dolayı zaman adımına bir kısıtlama getirmektedir. Fiziksel olarak kısıtlama, bir sıvı ögesinin bir zaman adımı dt içinde, birden fazla hücre genişliğini (Δ) geçmemesi gerektiğini söylemekte olup 1 olarak kabul edilir. Bir diğer ifadeyle, Δ boyutundaki bir girdabı çözmek için, zaman adımının CFL kısıtlamasına uyması gerekmektedir.

VN (Von Neumann) kısıtlaması, VN_MIN (tüm LES türleri için varsayılan 0,8, DNS için 0,4) ve VN_MAX (tüm LES türleri için varsayılan 1,0, DNS için 0,5) kullanılarak ayarlanabilmekte olup α türünün i , V_α , $iV_\alpha = -D_\alpha \partial Y_\alpha / \partial x_i$ yönlerindeki difüzyon hızı modeli olarak düşünülebilir ve difüzyif taşınma nedeniyle basit olarak VN'nin CFL'in bir kısıtlaması olduğu görülebilir.

Özgül ısıların oranı (C_p/C_v) olan Gamma (g) 1,4 olarak varsayılmaktadır ve programın MISC satırında değiştirilebilir. Tüm gaz özgül ısılarının bu ilişkiyi takip etmesi istenirse “CONSTANT_SPECIFIC_HEAT_RATIO = TRUE” olarak tanımlanır.

Bir mesh arayüzünde veya katı bir sınırdaki hızın normal bileşenindeki hata büyükse, her zaman adımında basınç çözücüyü varsayılan iterasyon sayıdan daha fazlası tanımlanarak hata oranı azaltılabilir. MAX_PRESSURE_ITERATIONS, her zaman adımının yarısını tanımlamakta olup 10 olarak varsayılmaktadır.

Belirtilen hız alanı, hücre yapısı çözüm hassasiyetine yönelik sapma sınırlamasını karşılamıyorsa PROJECTION'ın TRUE olarak alınması önerilmektedir.

Yani DNS süreklilik ve Navier-Stokes denklemlerini üç boyutlu ve zamana bağlı olarak modellemekten çözmektedir. LES modeli ise akıştaki büyük boyutlu türbülans yapılarını Navier-Stokes kullanarak çözümler, küçük boyuttaki türbülans yapılarını modeller. Hesaplama alanı, hücrelere veya kontrol hacimlerine ayrılır ve bilinmeyen değişken hücre merkezinde hesaplanır. Çoğu FDS uygulaması LES'dir. Örneğin, büyük ve çok odalı bir ortam içerisinde duman akışını simüle ederken, yanma ve taşıma işlemlerini doğrudan

çözmek mümkün değildir. Bununla birlikte, küçük ölçekli yanma deneyleri için, taşıma ve yanma işlemlerini doğrudan hesaplamak mümkündür [1].

Yani DNS süreklilik ve Navier-Stokes denklemlerini üç boyutlu ve zamana bağlı olarak modellemekten çözmektedir. LES modeli ise akıştaki büyük boyutlu türbülans yapılarını Navier-Stokes kullanarak çözümler, küçük boyuttaki türbülans yapılarını modeller. Hesaplama alanı, hücrelere veya kontrol hacimlerine ayrılır ve bilinmeyen değişken hücre merkezinde hesaplanır. Çoğu FDS uygulaması LES'dir. Örneğin, büyük ve çok odalı bir ortam içerisinde duman akışını simüle ederken, yanma ve taşıma işlemlerini doğrudan çözmek mümkün değildir. Bununla birlikte, küçük ölçekli yanma deneyleri için, taşıma ve yanma işlemlerini doğrudan hesaplamak mümkündür [1].

3.7.1. DNS türbülans modeli

Doğrudan nümerik simülasyonda (DNS) türbülans modeli veya kapalı ampirik yaklaşımlara gerek duyulmamaktadır. Sadece üç boyutlu, zamana bağlı Navier-Stokes denklemlerinin çözümüne dayanır. Dolayısıyla türbülanslı akış simülasyonları için en hassas yöntem olarak düşünülebilir. Bununla birlikte, DNS için hesaplama süresi yüksek olmayan bir Reynolds sayısında bile çok uzundur. Karakteristik uzunluk ölçeklerinin en büyük girdapların (L) en küçük girdaplara (l) oranı, denklemde olduğu gibi hesaplanabilir [135, 136].

$$L / \eta \sim Re_t^{3/4} \quad (3.65)$$

Türbülanslı akışlar için DNS maliyeti basit bir şekilde değerlendirilebilir. Türbülans her zaman üç boyutlu olduğundan, ilgili tüm ölçeklerin ($\eta \leq l \leq L$) çözülebilmesi için gerekli hücre sayısı aşağıdaki şekilde hesaplanabilir:

$$(L / \eta)^3 \sim (Re_t^{3/4})^3 = Re_t^{9/4} \quad (3.66)$$

Bu, DNS'nin endüstriyel uygulamalar için çok yüksek hesaplama maliyetlerine sahip olduğunu göstermektedir. Bu nedenle, yalnızca küçük alanlardaki temel araştırmalar için kullanılabilir.

3.7.2. RANS türbülans modeli

RANS (Reynolds Ortalamalı Navier Stokes) yaklaşımı ortalama akış alanı bilgisini vermektedir. Bu kısaltma İngilizce yazılışının baş harflerinden oluşmakta ve Reynolds Average Navier Stokes olarak adlandırılmaktadır. Bu bilgi Eş. 3.12’de olduğu gibi verilen zaman ortalamasının akış alanına uygulanması ile elde edilmektedir. Bu yaklaşım, DNS yaklaşımından farklı olarak türbülansı oluşturan girdapların modellenmesini içermektedir.

İstatistiksel türbülans modelleri tarafından kapalı hale getirilen RANS denklemleri, türbülanslı akışın ortalama akış alanının çözülmesinde görece düşük maliyeti ve mühendislik doğruluğu açısından en yaygın olarak kullanılan yaklaşımdır. Eş. 3.4 ile verilen momentum denkleminde zaman ortalaması uygulanırsa Reynolds gerilme tensörü ($\overline{u'_i u'_j}$) olarak adlandırılan kapalı olmayan terim ortaya çıkar.

$$\overline{u'_i u'_j} = \overline{u_i u_j} - \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (3.67)$$

Bu kapalı olmayan Reynolds gerilme tensörü terimi türbülans modeliyle belirlenir.

Reynolds stres modelleri türbülans viskozitesini modellemek yerine, Navier-Stokes denklemlerindeki Reynolds stres tensörünü belirlemek için Reynolds stres transport denklemlerini kullanır. Türbülanslı viskozite hipotezi ya da her bir Reynolds gerilmeleri için model transport denklemlerini çözen çeşitli türbülans modelleri mevcuttur. Türbülanslı viskozite hipotezine dayanan modeller genel olarak tek denklemliler ve iki denklemliler olmak üzere cebrik modellerdir. Cebrik modeller bilinmeyen terimleri doğrudan tanımlar (karışım uzunluğu modeli). Tek denklemliler (Prandtl, Spalart-Allmaras vb.) türbülanslı kinetik enerji için transport denklemlerini çözmektedir. İki denklemliler (k-ε, k-ω vb.) türbülanslı kinetik enerji k ve dağılım oranı ε için model transport denklemlerinden oluşmaktadır. Türbülans viskozite hipotezine dayanan modellerden en yaygın olarak kullanılanı k-ε modelidir. Boussinesq yaklaşımı olarak adlandırılan türbülanslı viskozite hipotezine dayanır ve iki denklemliler bir modeldir.

3.7.3. LES türbülans modeli

DNS ile çözüm yapılabilecek hassasiyette hücre yapısının oluşturulması için yeterli bilgisayar kapasitesinin sahip olunmaması durumunda, daha kaba bir hücre yapısı kullanılabilir. Bu kaba hücre yapısı akıştaki daha büyük girdapları çözebilir, ancak bir veya iki hücreden daha küçük olanları çözemez.

Bununla birlikte, fiziksel açıdan tüm ölçeklerdeki hareketler arasında bir etkileşim vardır. Bu nedenle hassas ölçeklerin büyük ölçekler üzerindeki etkisi dikkate alınmaz ise büyük ölçeklerin çözümleri de genellikle hatalı sonuç verecektir. Bu da “alt ağ ölçeği” olarak adlandırılan bir model gerektirmektedir. LES yaklaşımının amacı, zamana bağlı türbülanslı akışları uygun maliyetli hesaplamaktır. LES’in hesaplama maliyeti ve doğruluğu göz önüne alındığında, DNS ve RANS arasındadır. Ancak fiziksel ve sayısal modelleme arasındaki karmaşık bağlantının oluşturulabilmesi için uygun bir modelin tasarlanması gerekmektedir. Öte yandan, Reynolds ortalamalı Navier Stokes denklemlerinden (RANS) farklı olarak tüm akış alanını değil, sadece küçük ölçekleri modellerken, büyük ölçekleri doğrudan çözmesi LES yaklaşımının bir avantajıdır. Aynı zamanda RANS modellerine göre daha hassas ve güvenilir sonuçlar vermektedir. RANS yöntemler, vorteks saçılması, kaldırma kuvveti etkileri, dönme veya sıkıştırma gibi karmaşık akışlara uygulandığında genellikle doğru olmayan sonuçlar verebilmektedir. Son olarak, LES türbülans modeli aero-akustik, sıvı-katı etkileşimi gibi zamana bağlı problemlerin incelenmesi için kullanılabilir.

Navier-Stokes denklemleri, herhangi bir türbülans simülasyonu için başlangıç noktasıdır. Reynolds ortalaması, istatistiksel türbülans modellemesinde (RANS) zaman ortalaması almak için kullanılmaktadır. LES modelinde küçük ve çözülmemiş ölçekler ile daha büyük ve çözülmüş ölçekler arasında ayırım yapmak için bir araç gerekmektedir. Bu işlem, değişkenlerin ortalaması alınarak gerçekleştirilir. LES modellemesinde, Reynolds zaman ortalamasından farklı olarak uzaysal bir işlem gerçekleştirilmektedir. RANS ve LES yöntemlerinin farklı boyutlarda ortalama almasından dolayı iki model arasında kolay bağlantı kurulmasına engel olmaktadır.

Filtreleme işlemi, Navier-Stokes denklemlerine uygulanan ve küçük ölçekleri kaldırmayı amaçlayan matematiksel bir işlemdir. Türbülanslı akışları simüle etmedeki temel zorluk, çok çeşitli uzunluk ve zaman ölçeklerinden kaynaklandığından, bu işlem çözülmesi gereken

ölçeklerin sayısını azaltarak türbülanslı akış simülasyonunu daha ucuz hale getirmektedir. LES'te, büyük ve küçük ölçekler arasındaki ayrımı sağlamak için alçak geçiren bir filtreleme (low pass filter) işlemi "G" gerçekleştirilir. Bu filtreleme işlemi yüksek frekanslarla ilişkili ölçekleri elemektedir.

Genel filtreleme işlemi ilk olarak Leonard [137] tarafından tanıtılmış ve aşağıdaki şekilde tanımlanmıştır:

$$\bar{\Phi}(x_i, t) = \int_V G(x_i - x'_i) \Phi(x'_i, t) dx'_i \quad (3.68)$$

Buradaki integral tüm akış alanı üzerinde gerçekleşmektedir ve operasyon fonksiyonu korunum denklemlerinin koruma özelliklerini yerine getirmek için normalleştirme koşulunu karşılamaktadır ve aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir:

$$\int_V G(x_i - x'_i) dx'_i = 1 \quad (3.69)$$

Filtrelemeden sonra $\Phi(x_i; t)$ 'nin ayrışması aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\Phi(x_i, t) = \bar{\Phi}(x_i) + \Phi'(x_i, t) \quad (3.70)$$

Burada $\bar{\Phi}(x_i, t)$ ve $\Phi'(x_i, t)$ sırasıyla çözülmüş büyük ölçekleri ve modellenen filtrelenmiş ölçekleri göstermektedir. Filtreleme, fiziksel alanda olduğu kadar spektral alanda da yapılabilir.

Yoğunluğun değiştiği durumlarda, filtrelenmiş transport denklemlerinde, $\overline{\rho u'_i u'_j}$ gibi başka modelleme gerektiren kapalı olmayan terimler ortaya çıkar. Bundan kaçınmak için Favre ortalaması denilen yoğunluk ağırlıklı ortalama alma işlemi uygulanır. Herhangi bir akış için Favre filtrelemesi aşağıdaki gibi ifade edilmektedir:

$$\bar{\rho} \tilde{\Phi} = \overline{\rho \Phi} \quad (3.71)$$

Akış özellikleri filtrelenmiş terim ve alt ağ terimleri olarak aşağıdaki gibi ayrılmaktadır:

$$\Phi(x_i, t) = \tilde{\Phi}(x_i, t) + \Phi''(x_i, t) \quad (3.72)$$

Buna göre LES modeli için aşağıdaki kabuller uygulanır:

$$\frac{\partial \tilde{\Phi}}{\partial x_i} = \frac{\partial \Phi}{\partial x_i} \text{ ve } \overline{\mu \frac{\partial \Phi}{\partial x_i}} = \bar{\mu} \frac{\partial \Phi}{\partial x_i} \quad (3.73)$$

LES momentum denklemi

Metre ile kilometre arasındaki alan boyutları için, çoğu LES ile yangın hesaplamasında uygun hücre çözünürlüğü santimetre ile metre arasında değişmektedir. LES'in amacı, hücrenin kütle, momentum ve enerji ortalama değerlerini açık bir şekilde ortaya çıkartırken, alt ağdaki taşınım ve kimyasal ortalama alanlar üzerindeki etkilerini de hesaba katmaktır. Bu amaçla, filtrelenmiş denklemleri elde etmek için DNS denklemlerine filtre uygulanır. Örnek olarak Eş. 3.68 momentum denklemine uygulanacak olur ise aşağıdaki denklem elde edilir [6]:

$$\frac{\partial \overline{\rho u_i}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\overline{\rho u_i u_j}) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \bar{\tau}_{ij}}{\partial x_j} + \bar{\rho} g_i + \bar{f}_{d,i} + \overline{m_b''' u_{b,i}} \quad (3.74)$$

Hücre ortalama değeri olan $\overline{\rho u_i u_j}$ 'nin çubuğun altındaki terimi hesaplanmasının bir yolu yoktur. Bu nedenle, terimlerin ayrıştırılması gerekmektedir ve bu denklemlerin kapalı hale getirilmesinde sorunlara yol açar. Favre filtresi uygulanması halinde:

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \bar{\tau}_{ij}}{\partial x_j} + \bar{\rho} g_i + \bar{f}_{d,i} + \overline{m_b''' \tilde{u}_{b,i}} \quad (3.75)$$

$\bar{\rho}$ için bir çözümümüz olmasından dolayı, ilk terim ayrıklaştırılabilir. Ancak, hâlâ $\tilde{u}_i \tilde{u}_j$ ilişkisini ağ üzerinde hesaplamının bir yolu yoktur. Karenin ortalaması, ortalamanın karesi olmaması nedeniyle $\tilde{u}_i \tilde{u}_j$ ifadesi $\overline{u_i u_j}$ 'nin yerine kullanılamaz. Bunun yerine, alt ağ ölçeği (SGS) gerilmesini tanımlayabiliriz:

$$\tau_{ij}^{sgs} \equiv \bar{\rho} (\tilde{u}_i \tilde{u}_j - \overline{u_i u_j}) \quad (3.76)$$

Eş. 3.76, Eş. 3.75'in içinde kullanılırsa:

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \bar{\tau}_{ij}}{\partial x_j} - \frac{\partial \tau_{ij}^{sgs}}{\partial x_j} + \bar{\rho} g_i + \bar{f}_{d,i} + \overline{m_b'''} \tilde{u}_{b,i} \quad (3.77)$$

Eş. 3.77 tipik olarak LES momentum denklemi olarak adlandırılır. Tüm değişkenler hesaplanabilir. Alt ağ ölçeği gerilimi τ_{ij}^{sgs} için uygun bir kapatma yöntemi bulunabilir ise, tüm değişkenler hesaplanabilir.

Eş. 3.77'nin FDS'de kullanılabilmesi için bir kaç değişiklik daha yapılması gerekmektedir. Öncelikle SGS geriliminin çözülmesi ve deviatorik (eşit olmayan asal gerilme) kısmı için temel denklem olarak Newton'un viskozite yasasının uygulanması gerekmektedir. $\bar{\tau}_{ij}$ viskoz geriliminin deviatorik kısmıdır. Toplam deviatorik gerilme aşağıdaki şekilde modellenenabilir [6]:

$$\tau_{ij}^{dev} \equiv \bar{\tau}_{ij} + \tau_{ij}^{sgs} - \frac{1}{3} \tau_{kk}^{sgs} \delta_{ij} = -2(\mu + \mu_t) \left(\bar{S}_{ij} - \frac{1}{3} (\nabla \cdot \tilde{\mathbf{u}}) \delta_{ij} \right) \quad (3.78)$$

Burada δ_{ij} Kronecker deltadır ($i = j$ ise $\delta_{ij} = 1$, $i \neq j$ ise $\delta_{ij} = 0$ 'dır.). μ_t , türbülanslı viskozitenin aşağıdaki şekilde modellenmesi gerekir. Değiştirilmiş basınç terimi, düşük Mach sayılı akışların LES ile çözülmesinde SGS stresinin izotropik kısmı basınç terimi tarafından absorbe edilmelidir. Alt ağ kinetik enerjisi, SGS gerilim izinin (matristeki esas köşegen değerlerinin toplamı) yarısı olarak aşağıdaki şekilde tanımlanır:

$$k_{sgs} \equiv \frac{1}{2} \tau_{kk}^{sgs} \quad (3.79)$$

ve değiştirilmiş filtrelenmiş basınç aşağıdaki şekilde tanımlanır [133]:

$$\bar{p} \equiv \bar{p} + \frac{2}{3} k_{sgs} \quad (3.80)$$

Burada $\bar{p}$, değiştirilmiş filtrelenmiş basınç, $\bar{p}$ ise filtrelenmiş basınç olarak ifade edilmektedir. Eş. 3.78 ve Eş. 3.80, Eş. 3.77'de yerine yazılırsa:

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}^{dev}}{\partial x_j} + \bar{\rho} g_i + \bar{f}_{d,i} + \overline{m_b'''} \tilde{u}_{b,i} \quad (3.81)$$

LES bağlamında, T_{ij} yazıldığında τ_{ij}^{dev} , benzer şekilde p basınç değeri için $\bar{p}$ anlamına gelmektedir.

Kütle kaynak terimi, momentum denkleminin aşağıda verildiği gibi klasik şekilde yazılmadığı durumda, alt ağ partiküllerinden gelen kütlelerin hesaba katılması gerekmektedir (buharlaştan su damlacıkları gibi). Süreklilik denklemi kullanılarak Eş. 3.42 aşağıdaki şekilde yazılabilir:

$$\bar{\rho} \frac{D \tilde{u}_i}{Dt} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}^{dev}}{\partial x_j} + \bar{\rho} g_i + \bar{f}_{d,i} + \overline{m_b'''} (\tilde{u}_{b,i} - \tilde{u}_i) \quad (3.82)$$

Eş. 3.82’de verilen $\bar{f}_{d,i} + \overline{m_b'''} (\tilde{u}_{b,i} - \tilde{u}_i)$ değeri, alt ağ kuvvet terimi $\bar{f}_{d,i}$ tarafından absorbe edilir ve bu şekilde sürüklenmeyi hesaba katar.

Alt ağ kinetik enerji üretimi, korunum denklemi için birim kütle başına açığa çıkan kinetik enerji, $K \equiv \frac{1}{2} \tilde{u}_i \tilde{u}_i$ LES momentum denklemi ile çözümlenen hız vektörünün skaler çarpımı sonucunda elde edilebilmektedir. Buna göre aşağıdaki sonuç elde edilir:

$$\begin{aligned} \bar{\rho} \frac{DK}{Dt} &= -\tilde{u}_i \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \tilde{u}_i \frac{\partial \tau_{ij}^{dev}}{\partial x_j} + (\bar{\rho} g_i + \bar{f}_{d,i}) \tilde{u}_i \\ \bar{\rho} \frac{DK}{Dt} + \frac{\partial}{\partial x_j} ([\bar{p} \delta_{ij} + \tau_{ij}^{dev}] \tilde{u}_i) &= \bar{\rho} \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_i} + \tau_{ij}^{dev} \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + (\bar{\rho} g_i + \bar{f}_{d,i}) \tilde{u}_i \end{aligned} \quad (3.83)$$

Denklemin sol tarafındaki terimler taşınım terimleridir. Sağ taraftaki terimler ise kinetik enerjinin kaynak ve kuyularıdır. LES’te özellikle dikkate alınan alt ağ kinetik enerji üretimi, denklemin sağındaki 2. terimin içindedir. Bu terimin etkisi, hareketin çözümlenen ve çözümlenmeyen ölçekleri arasındaki enerji transferini sağlamaktadır.

Enerji kaskadı yaklaşımında net enerji transferi, büyükten küçük ölçekliye doğru olmaktadır ve sonucunda hareketler viskozite ile ısı olarak dağıtılır. Ancak LES’te bu terim aynı zamanda bir enerji kaynağı olabilmekte ve bu fiziksel olaya geri saçılma denmektedir

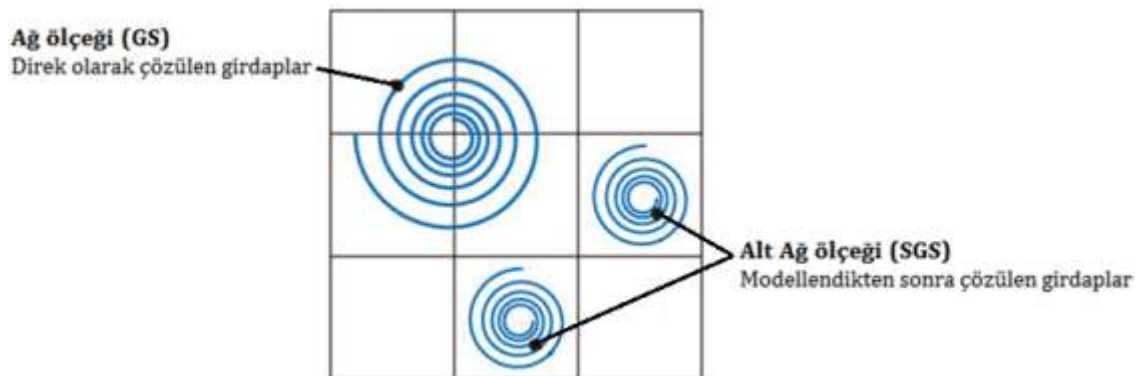
(backscatter). LES'te geri saçılma her yerde bulunur ve genellikle büyük ölçekli hareketlerin oluşumu için kritiktir (alt ağ kaldırma kuvveti kaynaklı türbülans gibi). Çoğu basit LES alt ağ kapatmaları, alt ağ kinetik enerji üretimini toplam kinetik enerji dağılımına eşit almaktadır. Alt ağ ölçeği kapatması için difüzyon gradyanı kullanımı, aşağıdaki denklem ile ifade edilmektedir:

$$\tau_{ij}^{dev} \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} = -2(\mu + \mu_t)(\tilde{\delta}_{ij}\tilde{\delta}_{ij} - \frac{1}{3}(\nabla \cdot \tilde{u})^2) = -2\mu(\delta_{ij}\delta_{ij} - \frac{1}{3}(\nabla \cdot u)^2) \quad (3.84)$$

Kinetik enerji spektrum modeli kullanarak, Smagorinsky sabiti gibi model sabitlerinin teorik değerlerini türetmek için kullanılabilir. Aşağıdaki bölümde model sabitlerinin türetilmesi için kullanılan yöntemler ayrıntılı olarak ifade edilmiştir.

LES türbülanslı viskozite alt ağ ölçeği (SGS) modelleri

Ağ boyutu, programın çözebileceği en küçük girdap ölçeğini belirlemektedir. Bu da ağ boyutundan küçük girdapların yakalanamayacağı ve küçük girdaplardan kaynaklanan net efektif momentum transferinin program tarafından bilinmediği anlamına gelmektedir. Bu hücrelerin her birinde net etkili karışımı tahmin etmek için, etkili bir viskozite belirlenir ve hücreyi çevreleyen akışkanın kayması (veya hız gradyanı) ile çarpılır. Bu etkili viskoziteye türbülanslı viskozite denmektedir. Bu türbülanslı viskozite ve kaymanın ürünü, hücre yapısı boyunca net difüzif akışı verir. Momentum için, bu bir difüzif momentum akısı olacaktır, sıcaklık / yoğunluk için ise skaler bir akı olacaktır. Kısaca türbülanslı viskozite, program ile çözülemeyen ölçeklerdeki tür ve akışkanlar arasındaki net etkili karışımı tahmin etmemize yardımcı olan bir karışım oranıdır.



Şekil 3.3. Ağ ölçeği ve alt ağ ölçeği şematik gösterimi [135]

LES'te gradyan difüzyonu, hem SGS momentumu hem de skaler akı terimlerinin kapalı hale getirilmesi için kullanılan türbülans modelidir. Bu durumda türbülans transport katsayıları olan türbülanslı (veya girdap) viskozite veya türbülanslı (veya girdap) difüzivite için bir modele ihtiyaç duyulacaktır. Türbülanslı difüzivite, aşağıda açıklandığı gibi sabit bir Schmidt sayısı (kütle yayılımı için) veya Prandtl sayısı (termal yayılma için) kullanılarak elde edilir ve bu nedenle en önemli transport katsayısı türbülans viskozitesidir (μ_t).

LES yöntemi, direkt sayısal simülasyon integral uzunluk ölçeğinden ve Kolmogorov uzunluk ölçeğine kadar bütün türbülans enerjisine sahip girdapların direkt olarak nümerik simülasyonu ve çözülmesi şeklinde bir hesap yöntemidir. Bu yaklaşımda, yukarıda sunulan denklemlerde bulunan viskozite, iletkenlik ve difüzivite parametreleri doğrudan kullanılamaz. Korunum denklemlerinde etkilerini modellemek için bu parametrelerin yerine geçen ifadeler kullanılır.

Eş. 3.7'de görülen enerji denklemindeki ε dağılma oranı, bir diğer ifade ile kinetik enerjinin viskozite ile ısı enerjisiye dönüşme oranıdır. Bu terimin nereden çıktığını anlamak için, momentum denklemleri ve hız denkleminin skaler çarpımları ile akışkanın kinetik enerjisi için bir dönüşüm denklemi oluşturulur [127].

$$\rho \frac{D\mathbf{u}}{Dt} \cdot \mathbf{u} = \rho \frac{D(\frac{|\mathbf{u}|^2}{2})}{Dt} = \rho f_b \cdot \mathbf{u} - \nabla p \cdot \mathbf{u} + \nabla \cdot (\tau_{ij} \cdot \mathbf{u}) - \varepsilon \quad (3.85)$$

Her ne kadar enerji denkleminde ε ihmal edilebilir olsa da akış alanı için kinetik enerjinin dağılmasını temsil edebilmek adına önem arz etmektedir.

Sabit katsayılı Smagorinsky modeli

FDS bir önceki versiyonunda girdap viskozitesi için sabit katsayılı Smagorinsky modelini kullanmıştır. Zhang ve arkadaşlarının [138] oda sıcaklığında yapmış olduğu FDS doğrulama çalışmalarında Smagorinsky parametrelerinin farklı kombinasyonları denenerek mevcut katsayıların önerildiği anlaşılmaktadır. Smagorinsky [139] tarafından yapılan analizlere göre türbülanslı viskozite aşağıdaki şekilde modellenebilir:

$$\mu_t = \rho (C_s \Delta)^2 |S| \quad ; \quad |S| = (2\bar{S}_{ij} \cdot \bar{S}_{ij} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \bar{u})^2)^{\frac{1}{2}} \quad (3.86)$$

Burada C_s Smagorinsky sabitini ifade etmektedir. Smagorinsky C_s değerini 0,2 - 0,23 olarak önermektedir. Bununla birlikte araştırmacıların geçtiğimiz 30 yılda yapılan çalışmalarda bu değer 0,1 ile 0,23 arasında aldığı görülmektedir [7]. C_s nominal değeri Lilly'nin analizinden [20] elde edilmiştir. $\Delta = (\delta x \delta y \delta z)^{1/3}$ filtre genişliğidir ve kullanılan hücre boyutu uzunluğunun mertebesidir. Bazı değişkenler üzerinde görülen çizgi bir nümerik ağ üstünde hesaplandıkları anlamına gelen çözülmüş veya filtrelenmiş değerler olduğunu göstermektedir.

Şu zamana kadar yapılan çalışmalar, yukarıda tariflenen basit LES formunun mümkün olan en düşük Smagorinsky sabiti C_s ile kullanılması durumunda en iyi nümerik kararlılık sonuçları elde edildiğini göstermiştir. Başka bir deyişle, en gerçekçi akış simülasyonları, çözülebilir girdapların aşırı miktarda yapay viskozite tarafından "sönümlenmemesi" durumunda elde edilmektedir [1].

Dinamik Smagorinsky modeli

Dinamik Smagorinsky Modeli [140], Eş. 3.86'da verilen C_s katsayısını sabit olarak almayıp, yerel akış koşullarına bağlı olarak hesaplamaktadır.

Deardorff' model

FDS, LES denklemlerindeki alt hücre gerilimini kapatmak için Deardorff'un izotropik girdap viskozitesini gradyan difüzyon hipoteziyle birlikte kullanmaktadır [7, 141]. Bu modelde türbülans viskozitesi ve türbülanslı kinetik enerji aşağıdaki şekilde hesaplanır:

$$\mu_{LES} = \rho C_v \Delta \sqrt{k_{sgs}} \quad (3.87)$$

$$k_{sgs} = \frac{1}{2} ((\bar{u} - \hat{u})^2 + (\bar{v} - \hat{v})^2 + (\bar{w} - \hat{w})^2) \quad (3.88)$$

Burada $\bar{u}$ hücre merkezindeki ortalama u değeridir (uzunluk ölçeği Δ 'daki LES filtrelenmiş hızı temsil eder) ve $\hat{u}$ komşu hücreler üzerinde u 'nun ağırlıklı bir ortalamasıdır. $\hat{w}$ ve $\hat{v}$ benzer şekilde tanımlanmaktadır.

$$\bar{u}_{ijk} = \frac{u_{ijk} + u_{i-1,jk}}{2} \quad ; \quad \hat{u}_{ijk} = \frac{\bar{u}_{ijk}}{2} + \frac{\bar{u}_{i+1,jk} + \bar{u}_{i-1,jk}}{4} \quad (3.89)$$

C_v ampirik bir katsayı, Δ hücre boyutu mertebesinde uzunluk ve k_{sgs} ise çözülmemiş alt ağ ölçeği kinetik enerjisidir. "Türbülanslı viskozite" ile ilgili olarak, termal iletkenlik (k_{LES}) ve malzeme difüzivitesi $(\rho D)_{LES}$ değerleri aşağıda verilmiş olup türbülanslı viskoziteye bağlıdır.

$$k_{LES} = \frac{\mu_{LES} C_p}{Pr_t} \quad (3.90)$$

$$(\rho D)_{LES} = \frac{\mu_{LES}}{Sc_t} \quad (3.91)$$

μ_{LES} viskozite modelini, Sc_t türbülanslı Schmidt sayısını, Pr_t türbülanslı Prandtl sayısını, C_p özgül ısıyı göstermektedir. FDS programında, verilen senaryo için C_v , Pr_t ve Sc_t ampirik sabitlerdir ve fonksiyon olarak tanımlanamamaktadır [7, 127]. Pek çok FDS kullanıcısı LES türbülans modelinde bu değerleri $C_v=0,1$, $Pr_t = 0,5$ ve $Sc_t = 0,5$ varsayılan olarak almaktadır [5], [7]. Bu değerlerin değiştirilmesi denklemlerin çözümlerine etki etmektedir. Lily'nin analizinden geliştirilen C_v teorik değeri 0,1'dir [7, 133]. Bu değer, bulunduğu hacim içindeki kanonik akış ve bozulan izotropik türbülans için doğrulanmıştır. Bu değerler belirli bir aralıkta değiştirilerek çözümler yapılmış ve deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır.

DNS modelinde Prandtl sayısı 0,7, LES türbülans modelinde ampirik korelasyonlara göre Pr değeri 0,2 ila 0,9 arasında alınmaktadır [138].

ε dağılım oranı, k türbülans kinetik enerjisi ($k=(1/2(u.u))$) Reynolds gerilim tensörü izinin yarısı ile $\varepsilon \approx k3/2/L$ şeklinde ifade edilebilir. Burada L uzunluk ölçeğini göstermektedir. Reynolds gerilimi bir akışkanın momentumundaki türbülansın ötürü oluşan dalgalanmaları ifade eden gerilim tensörünü ifade etmektedir.

Vreman modeli

Vreman girdap viskozite modeli [142], dinamik Smagorinsky modeline (DSM) etkili bir alternatiftir. Kısaca açıklamak gerekirse, hız bileşenlerinin uzaysal alanları Taylor serisinde genişletilir ve DSM'de gerekli olan pahalı test filtreleme işlemlerinden kaçınarak analitik olarak test filtrelendir. Elde edilen model, sabit katsayıya sahip Smagorinsky modelinden (CSM) daha üstündür çünkü CSM'nin aksine, Vreman'ın modelinde, akış ağ yapısı tarafından tamamen çözülürse, alt ağ dağılımı otomatik olarak kaybolur [7]. Vreman'ın girdap viskozite modeli aşağıdaki şekilde tanımlanmaktadır:

$$\mu_t = \rho c \sqrt{\frac{B_\beta}{\alpha_{ij}\alpha_{ij}}} \quad (3.92)$$

Burada,

$$B_\beta = \beta_{11}\beta_{22} - \beta_{12}^2 + \beta_{11}\beta_{33} - \beta_{13}^2 + \beta_{22}\beta_{33} - \beta_{23}^2, B_{ij} = \Delta_m^2 \alpha_{mi} \alpha_{mj}, \alpha_{ij} = \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (3.93)$$

Vreman'ın modelinin arkasındaki temel fikir, Taylor serisindeki hız alanını açmak ve bu alanın filtrelemesini analitik olarak test etmek, böylece dinamik modelde gerekli olan pahalı açık test filtreleme işlemlerinden kaçınmaktır. Bu nedenle, bu model daha ucuzdur. Bununla birlikte, CSM'nin aksine, Vreman'ın modeli yakınsaktır ve bu da onu yüksek oranda çözülmüş LES hesaplamalarında uygulanabilir kılmaktadır.

Model sabiti Smagorinsky sabiti, C_s ile ilgili olabilir ($c \approx 2,5 C_s^2$). Vreman'ın modeli en çok yüksek çözünürlüklü durumlar için geçerli olduğundan, katsayı $C_s=0,17$ mertebesinde alınır, bu da yüksek düzeyde çözülmüş bozulan izotropik türbülans için doğru sonuçlar vermektedir [7]. Varsayılan Vreman sabiti bu nedenle $c = 0,07$ olarak alınmaktadır [6].

RNG modeli

Renormalizasyon grubu (RNG) teorisi [143], kübik ifade ile verilen etkili bir girdap viskozitesi, $\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_t$ elde etmek için kullanılabilir.

$$\mu_{eff} = \mu \left[1 + H \left(\frac{\mu_s^2 \mu_{eff}}{\mu^3} - C \right) \right]^{1/3} \quad (3.94)$$

Burada μ_s Smagorinsky girdap viskozitesi ($C_s = 0,2$) ve $H(x)$ Heaviside fonksiyonu ($x > 0$ ise $H(x)=x$, $x \leq 0$ ise $H(x)=0$).

WALE modeli

Nicoud ve Ducros'un [144] WALE (duvara uyarlanmış yerel girdap viskozitesi) modeli, Van Driest'deki gibi bir sönümlleme fonksiyonuna ihtiyaç duymadan uygun ölçekleme davranışına sahip bir duvara yakın girdap viskozite modeli olarak geliştirilmiştir [145]. WALE, duvara yakın bir model kullanmak için tasarlanırken, aynı zamanda bir toplu akış girdap viskozitesi modeli olarak da kullanılabilir. FDS'e en uygun WALE model sabiti $C_w = 0,60$ 'dır [7, 144]. Dinamik türbülans viskozite aşağıdaki şekilde yazılabilir:

$$\mu_t = \rho (C_w \Delta)^2 \frac{(S_{ij}^d S_{ij}^d)^{3/2}}{(S_{ij} S_{ij})^{5/2} + (S_{ij}^d S_{ij}^d)^{5/4}} \quad (3.95)$$

burada:

$$S_{ij}^d S_{ij}^d = \frac{1}{6} (S^2 S^2 + \Omega^2 \Omega^2) + \frac{2}{3} S^2 \Omega^2 + 2 IV_{S\Omega} \quad (3.96)$$

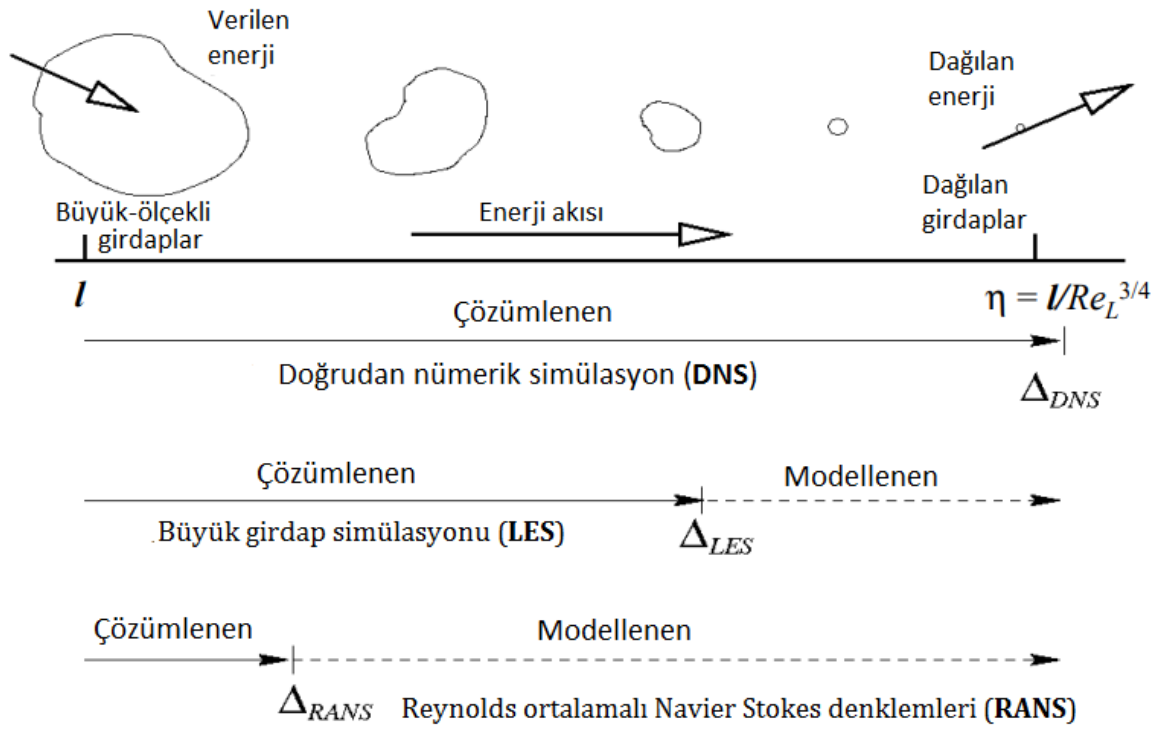
$$S^2 = S_{ij} S_{ij} \quad ; \quad \Omega^2 = \Omega_{ij} \Omega_{ij} \quad ; \quad IV_{S\Omega} = S_{ik} S_{kj} \Omega_{jl} \Omega_{li}$$

Gerilme ve dönme tensörleri;

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad ; \quad \Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.97)$$

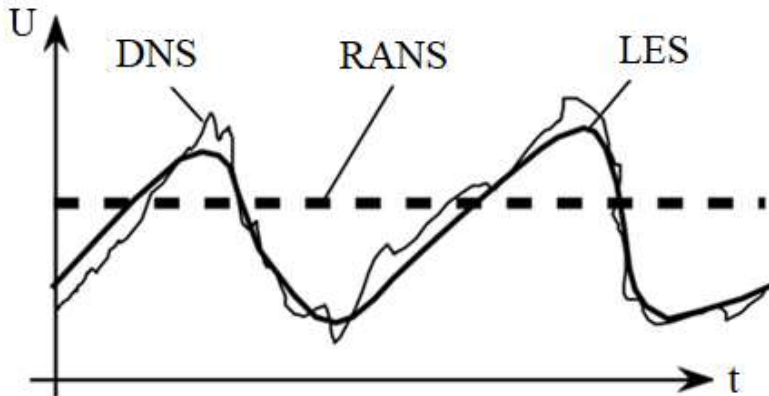
3.7.4. RANS, LES ve DNS türbülans modelleri karşılaştırması

RANS, LES ve DNS türbülans modelleri karşılaştırması Şekil 3.4’de özet olarak verilmiştir. DNS türbülans modelinde tüm girdaplar çözülmekte, LES türbülans modelinde küçük girdaplar modellenmekte diğer girdaplar çözülmekte, RANS modelinde ise büyük ölçüde girdaplar modellenmektedir.



Şekil 3.4. RANS, LES ve DNS türbülans modelleri karşılaştırması [146]

Hız-zaman grafiği üzerinden ifade edilen bir başka karşılaştırma Şekil 3.5’de verilmiştir.



Şekil 3.5. RANS, LES ve DNS türbülans modelleri karşılaştırması grafiksel gösterimi

Türbülans modelleri karşılaştırması Çizelge 3.2’de avantaj ve dezavantajları ile birlikte özet olarak verilmiştir.

Çizelge 3.2. Türbülans modellerinin karşılaştırılması [147]

Çözüm Yöntemi	Genel Özellikler	Avantajları	Dezavantajları
RANS	✓ sonlu hacimler metoduna göre çözer	✓ kaba hücre yapısı ✓ geometrinin basitleştirilebilmesi (2B akışlar, simetri vb.) ✓ diğer yöntemlere göre ucuzdur	✓ sadece akışın ortalaması çözülür ✓ modelleme gereklidir ✓ Zaman ortalaması alınarak çözüm sadeleştirilmektedir ✓ Düşük doğrulukta çözüm, akış kararsızlıklarını modelleyemez
LES	✓ sonlu hacimler, kapalı metoda göre çözer	✓ düzensiz akışlara uygundur ✓ RANS ile karşılaştırıldığında daha az modelleme yapar ✓ Genel olarak yüksek doğrulukta çözüm	✓ modelleme gereklidir ✓ 3B simülasyon gereklidir ✓ hassas kodlama gerekmektedir ✓ daha pahalıdır ✓ Genellikle RANS’tan daha yüksek hücre sayısına ihtiyaç duyar
DNS	✓ sonlu farklar, açık metoda göre çözer	✓ türbülans – yanma etkileşimi için modellemeye ihtiyaç duymaz ✓ modelleri doğrulamak için kullanılabilir ✓ Yüksek doğrulukta çözüm	✓ en pahalı yöntem ✓ hassas kodlama ve ince hücre yapısı gerekmektedir ✓ akademik problemler ile sınırlıdır ✓ yüksek çözüm süresi nedeniyle rekabetçi değildir.

Isı Yayılım Oranı (HRR)

Yapılardaki ısı davranışının hesaplanması, yangının ısı yayılım oranı (HRR) bilinmediği sürece mümkün değildir. Tehlike açısından en önemli değişken olarak tanımlanmakta olup

sayısal olarak yangın büyüklüğü de kW veya MW cinsinden bu şekilde tanımlanmaktadır [148]. Modelde yangının tanımlanması için kütle kaybı oranı (MLR) da kullanılabilmekte olup birimi kg.s^{-1} 'dir ve HRR ile aralarındaki bağıntı aşağıdaki gibi ifade edilmektedir:

$$HRR = \Delta h_c \cdot MLR \quad (3.98)$$

Havuz yangını tahmini ısı yayılım oranı (HRR) aşağıdaki formül ile hesaplanmıştır [148]:

$$\dot{Q} = \Delta h_c \cdot \dot{m}_{\infty}'' (1 - e^{-k\beta D}) \cdot A \quad (3.99)$$

$$A = \pi \frac{D^2}{4} \quad (3.100)$$

Burada;

$\dot{Q}$: Havuz yangını ısı yayılım oranı [kW]

$\dot{m}_{\infty}''$: Birim alana bağlı asimptotik (fonksiyonların limiti) kütle kaybı oranı [$\text{kg/m}^2\text{s}$]

Δh_c : Yakıtın yanma ısısı [kJ/kg]

A : Yangın yüzey alanı (buharlaştırma alanı) [m^2]

$k\beta$: Ampirik sabit katsayı (k sönme emilim katsayısı ve β düzeltme faktörü) [m^{-1}]

D : Havuz yangını çapı [m]

Δh_g : Gazlaşma ısısı [kJ/kg]

ifade etmektedir.

Nümerik analiz sonucunda karşılaştırılacak deneysel çalışmaların n-heptan sıvı yakıtını kullanması nedeniyle heptan yakıtının özellikleri araştırılmıştır ve aşağıdaki tabloda sunulmuştur. Heptan ($\text{H}_3\text{C}(\text{CH}_2)_5\text{CH}_3$) için termokimyasal ve ampirik sabitler aşağıda verilmiştir [1]:

Çizelge 3.3. Heptan ve metil alkol için termokimyasal ve ampirik sabitler [1]

Malzeme	Yoğunluk [kg/m^3]	Δh_g [kJ/kg]	Δh_c [kJ/kg]	$\dot{m}_{\infty}''$ [$\text{kg/m}^2\text{s}$]	$k\beta$ [1/m]
Heptan (C_7H_{16})	675	448	44600	0,101 ($\pm 0,009$)	1,1 ($\pm 0,3$)
Metil alkol (CH_3OH)	796	1195	20000	0,015 ($D < 0,6 \text{ m}$)	100

HRR yukarıda belirtilen şekilde hesaplanır ve LES hesapları için Lagrangian partikülleri ya da termal elementleri ısı salınımı kullanarak çıkan ısı akış alanı içine dahil edilir. Termal elemanlar, kullanıcı tarafından belirtilen ya da birim alan başına belirtilen ısı tahliye oranına, yanma ısisına ve yakıt gazlarının yoğunluğuna bağlı olarak otomatik bir şekilde belirlenen normal hızdaki yanma yüzeylerinden salınır.

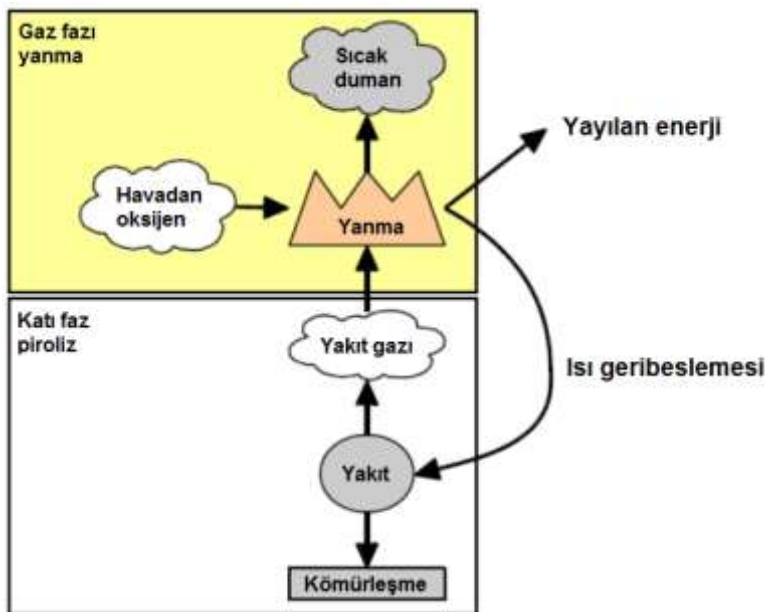
Birim hacim başına ısı yayılım oranı, yanma sonucu açığa çıkan gaz kütlesi ile buna karşılık gelen ısı değeri çarpımlarının toplanmasıyla hesaplanır:

$$\dot{q}_F''' = -\sum \dot{m}_\alpha''' \Delta h_{f,\alpha} \quad (3.101)$$

3.8. Yanma ve Radyasyon

3.8.1. Yanma

FDS programının gaz fazı yanmasını modelleyebilmesi için çözdüğü yangın yüzeyine HRR değeri tanımlanmaktadır. Bu tek adımlı yanma modeli kullanılarak mümkündür. Çok kademeli model kullanıldığında ve yakıt malzemelerinin termofiziksel özellikleri belirlendiğinde hem katı faz pirolizi hem de gaz faz yanmasını modellemek de mümkündür. Aşağıdaki şekilde bu iki olasılık da gösterilmiştir [149].



Şekil 3.6. Gaz fazı yanma ve katı faz piroliz adımları görseli [149]

FDS çoğu uygulamasında, üç toplu tür (lumped species / tür, bir grubun gazlarını temsil etmektedir) kullanan tek adımlı, karıştırma kontrollü kimyasal reaksiyon kullanır. Bu toplu türler hava, yakıt ve yanma ürünlerdir. Son iki toplanmış tür açık olarak hesaplanır. Çoklu reaksiyonlar ve karışım kontrollü olması gerekmeyen reaksiyonlar kapsamı için seçenekleri de mevcuttur. Diğer bir değişle FDS'de varsayılan yanma modeli, reaksiyonun karışım kontrollü olduğunu ve korunum denklemlerinin üç tür için çözüldüğünü varsayar: yanma gazı ürünleri ve hava olmak üzere iki toplu tür ve yakıt. Başlıca reaktanlar ve yanma ürünleri yakıt, O_2 , CO_2 , H_2O , N_2 , CO ve kurum için bireysel olarak korunum denklemlerini çözmek gerekmemektedir çünkü bunlar üç türün önceden tablolanmış fonksiyonlarıdır. Dolayısıyla bir n-heptan gibi bir hidrokarbon yangını modellemek için tepkimeye girenleri ve ürünleri tanımlamanız yeterli olacaktır.

Oksijenle tepkimeye giren ve esas olarak karbon (C), hidrojen (H), oksijen (O) ve azot (N) atomlarından oluşan yakıt türlerinde deneysel verilere yakın sonuçlar alınabilmesi nedeniyle, nümerik çalışmada tek kademeli, karışım kontrollü yanma modeli (Single-Step, Mixing-Controlled Combustion) kullanılmıştır. Tepkime sonucunda su (H_2O), karbondioksit (CO_2), karbonmonoksit (CO), azot (N_2) ve kurum açığa çıkmakta olup tepkime denklemi aşağıda verilmiştir [6]:



Programa yakıt olarak n-heptan (C_7H_{16}), çıkan kurum değeri, CO oranı ve kurum içindeki hidrojenin hacimsel oranı (X_H) tanımlanmıştır. Denklemden görülen v değerleri stokiyometrik katsayıları ifade etmektedir. FDS bu bilgileri kullanarak stokiyometrik katsayıları otomatik olarak şu şekilde hesaplamaktadır [6]:

$$V_{O_2} = V_{CO_2} + \frac{v_{CO}}{2} + \frac{v_{H_2O}}{2} - \frac{Z}{2} \quad (3.102)$$

$$V_{CO_2} = x - V_{CO} - (1 - X_H)V_S$$

$$V_{H_2O} = \frac{y}{2} - \frac{X_H}{2} V_S$$

$$V_{CO} = \frac{W_F}{W_{CO}} y_{CO}$$

$$V_S = \frac{W_F}{W_S} y_S$$

$$V_{N_2} = \frac{v}{2}$$

$$W_S = X_H W_H + (1 - X_H) W_C$$

n-heptane için kimyasal denklem aşağıdaki gibi yazılabilir:



Literatür çalışmalarında kurum değerinin 0,015 ile 0,037 arasında alındığı görülmüştür [5], [1]. Yapılan sayısal çalışmada kurum değerleri 0,015 ile 0,037 alınmış ve elde edilen sonuçlar deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. İyi havalandırılan n-heptan yanması sonucunda açığa çıkan kurum, CO₂, CO vb. yanma ürünleri aşağıda tablo halinde verilmiştir.

Çizelge 3.4. İyi havalandırılmış n-heptan ve metil alkol yanması sonucu açığa çıkan yanma ürünleri [1]

Malzeme	ΔH_T (kJ/g)	y_{CO_2} (g/g)	y_{CO} (g/g)	y_{ch} (g/g)	y_s (g/g)	ΔH_{ch} (kJ/g)	ΔH_{con} (kJ/g)	ΔH_{rad} (kJ/g)
n-Heptane	44,6	2,85	0,01	0,004	0,037	41,2	27,6	13,6
Metil Alkol	20,0	-	-	-	0,000	19,8	-	-

Girilen değerler aşağıda referansları ile birlikte verilmiş olup, kurum değeri iyi havalandırılan ve alevlenme sonrası için tanımlanmıştır [6]:

Çizelge 3.5. n-heptan Lennard-Jones potansiyel iletkenlik parametreleri [6]

Molekül	Moleküler Ağırlığı [g/mol]	Formül	σ [Å]	ϵ/k [K]	Sıvı
n-Heptan	100,201940	C ₇ H ₁₆	4,701	205,75	Evet

Tabloda görülen sigma (σ) ve (ϵ/k) değerleri, Lennard-Jones potansiyel iletkenlik parametreleridir. Lennard-Jones potansiyeli bağlı olmayan iki atom veya molekülün

etkileşiminin potansiyel enerjisini atomlar veya moleküller arasındaki mesafeyi temel alarak ifade eden matematiksel bir modeldir.

n-heptan için kritik alevlenme sıcaklığı $T_{OI} = 1497$ °C ve yakıtın sönme esnasında oksitleyici akımdaki oksijenin hacimsel oranı $X_{OI} = 0,134$ alınmış olup detayları SFPE El Kitabı [1] Beyler's bölümünde anlatılmaktadır.

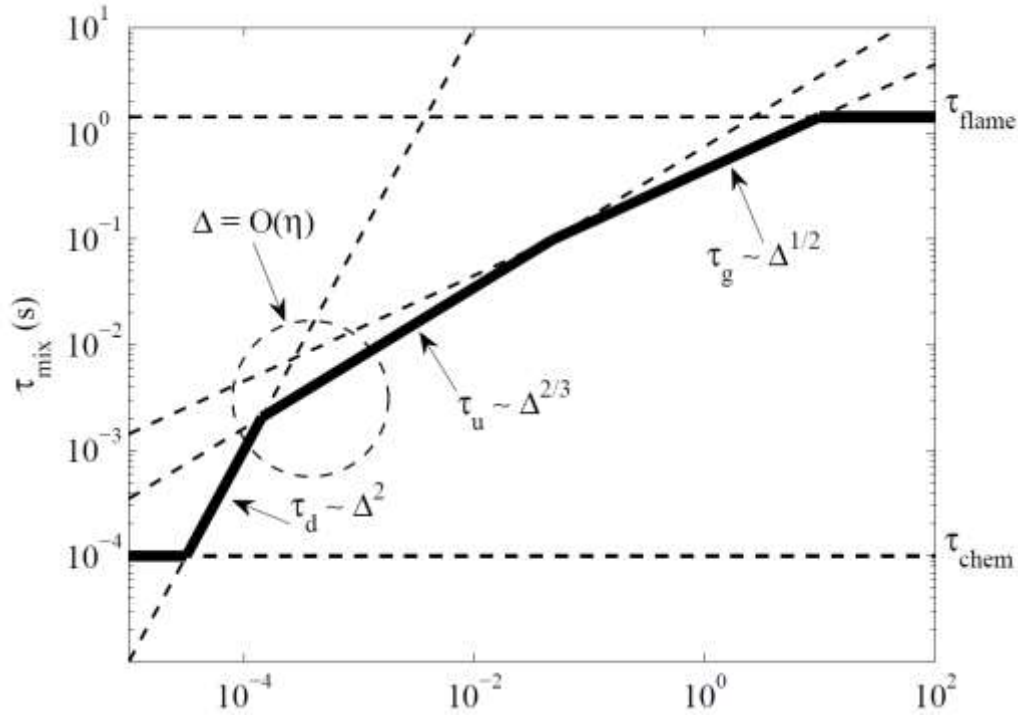
Karışım kontrollü yanma modelinde alev sönmesi meydana gelmesi durumunda yanmamış yakıt gazı, alanın herhangi bir yerinde yeterli oksijenle karışırsa yeniden tutuşabilir. Bunun önlenmesi için Beyler'in, SFPE El Kitabı [1] kitabı "Flammability Limits of Premixed and Diffusion Flames" bölümünden alınan n-heptan otomatik ateşleme sıcaklığı (AIT) değerleri 215 °C olup programın tepkime bölümünde kullanılacaktır.

FDS, yakıtın yanma reaksiyon sistemini modellemek için "karışık yanma" yaklaşımıyla girdaplı dağılım konseptini (EDC) kullanır [127]. EDC modelinde, tüm reaktifler başlangıçta karışmaz ve kimyasal kinetik oranı sonsuzdur. Ortalama kimyasal kaynak terimi aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\dot{m}_F''' = -\rho \frac{\min\left(\frac{Z_F, Z_A}{S}\right)}{\tau_{mix}} \quad (3.103)$$

LES'de ortalama kimyasal kaynak terimini kapsayan girdap dağılım konsepti için bir reaksiyon zaman ölçeği modeli geliştirilmiştir. Bu model, difüzyon, türbülanslı adveksiyon ve kaldırma kuvvetinden kaynaklı ivmelenme hızı ivmesi için yerel zaman ölçeklerini hesaplar ve bunların en azını yerel karışım süresi olarak alır [150]. FDS'de filtre genişliği Δ , yerel hücre boyutu δx 'e eşittir. $\Delta = \delta x$ olması durumuna kapalı (implicit) filtreleme denmektedir. Aynı zamanda filtre genişliği hücre hacminin küp köküne eşittir. $\Delta = V_c^{1/3}$, $V_c = (\delta x \cdot \delta y \cdot \delta z)^{1/3}$ olmaktadır.

Aşağıdaki grafik üzerinde gösterilen siyah kalın çizgi, varsayımsal akış durumu için zaman ölçek modelini temsil etmektedir. Yeterince yüksek Reynolds sayılı akışlarda filtre genişliği arttıkça τ_u ile gösterilen rejime ulaşılır ve bu aralıkta türbülanslı adveksiyon ve karışım zamanını kontrol etmektedir. Bu rejimi çoğu LES alt modeli kullanmaktadır.



Şekil 3.7. Reaksiyon zaman ölçeği modeli [6], [150]

Kalın çizgi matematiksel olarak aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir:

$$\tau_{mix} = \max(\tau_{chem}, \min(\tau_d, \tau_u, \tau_g, \tau_{flame})) \quad (3.104)$$

Alt modellerin matematiksel detayları aşağıdaki şekildedir:

$$\tau_d = \frac{\Delta^2}{D_F} \quad (3.105)$$

$$\tau_u = \frac{C_u \Delta}{\sqrt{(2/3)k_{sgs}}} \quad (3.106)$$

$$\tau_g = \sqrt{2\Delta/g} \quad (3.107)$$

Yukarıda gösterilen k_{sgs} birim kütle başına alt ağ kinetik enerjisini, g yerçekimi ivmesini, Δ filtre genişliğini, D_F yakıt bileşeni yayılımını, C_u adveksiyon zaman ölçeği sabitini göstermekte olup 0,4'e eşittir. Şekilde görülen τ_{flame} alev yüksekliğinin reaksiyon zaman ölçeğindeki üst limitini tanımlamaktadır.

3.8.2. Radyasyon

Radyasyon denklemi, konvektif taşıma için kullanılan sonlu hacim yöntemine (FVM) benzer bir teknik kullanılarak çözülür [127]. Birden fazla zaman adımında güncellenen yaklaşık 100 ayrıklı açılı kullanan sonlu hacim çözümçüsü, radyasyon ile ısı transferinin karmaşıklığı nedeni ile hesaplamaların toplam CPU zamanının yaklaşık % 20'sini almaktadır.

Termal radyasyonun enerji denklemine net katkısı aşağıdaki denklem ile ifade edilmektedir:

$$\dot{q}_r''' \equiv -\nabla \cdot \dot{q}_r''(x) = \kappa(x)[U(x) - 4\pi l_b(x)] \quad (3.108)$$

$$U(x) = \int_{4\pi} I(x, s') ds' \quad (3.109)$$

Burada $\kappa(x)$ absorpsiyon katsayısı, $I_b(x)$ kaynak terimi ve $I(x, s)$ saçılmayan gri gaz için radyasyon taşınım denkleminin (RTE) çözümüdür.

$$s \cdot \nabla I(x, s) = \kappa(x)[l_b(x) - l(x, s)] \quad (3.110)$$

Pratik simülasyonlarda, I , I_b ve κ 'nin spektral bağımlılığı doğru bir şekilde çözülemez, ayrıca gerçek yangınlara özgü ideal olmayan yakıtlar için güvenilir veri de bulunmamaktadır. Bununla birlikte FDS'in radyasyon spektrumunu görece küçük band sayısına bölme ve her bir bant için ayrı bir RTE çözme seçeneği bulunmaktadır fakat genellikle kullanılmamaktadır. Bunun nedeni gerçek yangınlarda kurumun baskın kaynak olması ve termal radyasyonu bastırmasıdır. Dolayısıyla radyasyon dalga boyuna duyarlı olmayacaktır. Ortalama absorpsiyon katsayısı, κ , gaz türlerinin kompozisyon ve sıcaklığının bir fonksiyonudur. Büyüklüğü RadCal adlı bir dar-bant modelinden elde edilmiştir [151].

Gaz fazı termal iletimi ve radyasyonu, enerji denklemindeki $\nabla \cdot \dot{q}''$ ısı akısı vektörünün diverjansı ile temsil edilmektedir. Bir absorpsiyon, yayma ve saçılma (scattering) ortamları için radyasyonla taşınım denklemi aşağıda verilmiştir:

$$s \cdot \nabla I_\lambda(x, s) = -\kappa(x, \lambda)l_\lambda(x, s) - \sigma_s(x, \lambda)l_\lambda(x, s) + B(x, \lambda) + \frac{\sigma_s(x, \lambda)}{4\pi} \int_{4\pi} \Phi(s', s)l_\lambda(x, s')ds' \quad (3.111)$$

$-\kappa(x, \lambda)l_\lambda(x, s)$ absorpsiyon ile enerji kaybı, $\sigma_s(x, \lambda)l_\lambda(x, s)$ saçılma ile enerji kaybı, $B(x, \lambda)$ emisyon kaynak terimi ve $\frac{\sigma_s(x, \lambda)}{4\pi} \int_{4\pi} \Phi(s', s)l_\lambda(x, s')ds'$ saçılma terimidir. $I_\lambda(x; s)$ terimindeki λ dalga boyundaki radyasyon yoğunluğu, s yoğunluğun yön vektörüdür. $\kappa(x; \lambda)$ lokal absorpsiyon, $\sigma_s(x, \lambda)$ ise saçılma katsayısıdır. $B(x, \lambda)$ emisyon kaynak terimi olup, gaz, kurum ve damlacıklar/partikülleri yerel karışımı tarafından ne kadar ısı yayıldığını açıklamaktadır.

Optik olarak ince alevlerde, kurum miktarının CO ve su miktarına göre küçük olduğu yerlerde, gri gaz varsayımı, yayılan radyasyonun olduğundan fazla tahmin edilmesine neden olabilir. Bir dizi sayısal deneyde, altı bantın ($N = 6$) genellikle bu durumlarda doğruluğu artırmak için yeterli olduğu bulunmuştur.

Spektral bant, radyasyonla ilgili yoğunluğu ve koordinatları üç boyutlu olarak tanımlayan bir noktalar matrisidir [152].

Bantların sınırları, CO₂ ve suyun en önemli radyasyon bantlarının doğru bir gösterimini vermek için seçilmiştir. Heptan (C₇H₁₆) için spektral bant limitleri aşağıda tablo halinde verilmiştir [6]:

Çizelge 3.6. n-Heptan spektral bant limitleri [6]

ω (1/cm)	10000	3800	3250	2550	1775	1100	50
6 Bant Modeli	1	2	3	4	5	6	
Başlıca Türler	Kurum CO ₂ , H ₂ O	CO ₂ H ₂ O, Kurum	C ₇ H ₁₆ Kurum	CO ₂ CO, Kurum	C ₇ H ₁₆ H ₂ O, Kurum	H ₂ O CO ₂	
λ (μm)	1,00	2,63	3,08	3,92	5,63	9,09	200

Radyasyonla ısı transferi, dağılmayan gri bir gaz için radyasyon transport denkleminin çözümü yoluyla ve bazı sınırlı durumlarda geniş bantlı bir model kullanılarak FDS'e dahil edilmektedir [7]. Denklem, konvektif taşıma için Sonlu Hacim Yöntemine (FVM) benzer bir teknik kullanılarak çözülmektedir. Modelin birkaç sınırlaması vardır. İlk olarak, duman yüklü gaz için absorpsiyon katsayısı, bileşiminin, dalga boyunun ve sıcaklığın karmaşık bir fonksiyonudur. Basitleştirilmiş yanma modeli nedeniyle, dumanlı gazların kimyasal bileşimi, özellikle kurum içeriği, termal radyasyonun hem emilimini hem de emisyonunu

etkileyebilir. İkincisi, radyasyon yaklaşık 100 katı açı ile ayrıştırılır. Büyüyen bir ateş gibi yerel bir radyasyon kaynağından uzaktaki hedefler için ayrıklaştırma, ısıyan enerjinin homojen olmayan bir dağılımına yol açabilir. Bu durum yüzey sıcaklığı görsellerinde, sonlu sayıda katı açının etkisini “yüksek sıcak noktalar” ile göstermektedir. Sorun, daha fazla katı açının dahil edilmesiyle azaltılabilir, fakat bu durumda çözüm süresini de arttıracaktır. Çoğu durumda uzak bölgelere olan radyasyon akısı, yakın bölgelere kıyasla daha az önemlidir. Belirli sayıda katı açı kullanımı daha önemli bir parametredir.

Hostikka [153], kabul edilen kurum üretimindeki, spektral bantların sayısındaki, kontrol açılarının sayısındaki ve alev sıcaklığındaki değişikliklere radyasyon çözücünün duyarlılığını incelemiştir. Önemli bulgulara rastlamıştır. Bu tez çalışmasında kurum miktarı, kontrol açılarının sayısı, spektral bant sayısı vb. farklı parametrelerin radyasyon üzerindeki etkileri incelenmiştir.

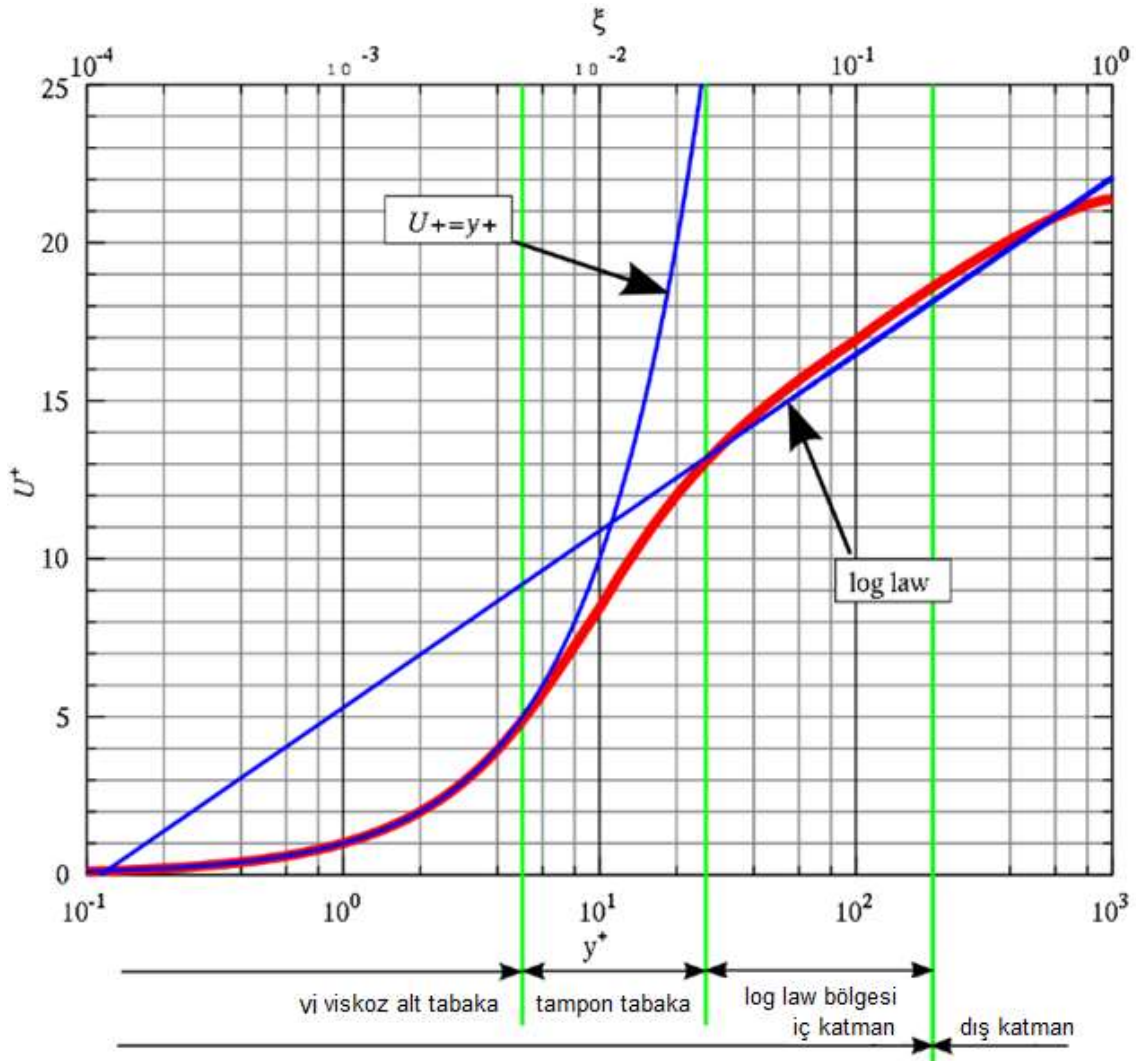
Alev sıcaklığına ve kurum bileşimine duyarlılık, radyasyon transport denkleminin kaynak teriminin soğurma katsayısının dördüncü kuvvete yükseltilebilir mutlak sıcaklık ile çarpılan bir fonksiyonu olduğunu belirten yanma teorisi ile tutarlıdır. Kontrol açılarının ve spektral bantların sayısı, her yeni senaryo için hassasiyetlerinin kontrol edilmesi gereken, kullanıcı kontrollü sayısal parametrelerdir.

3.9. Boyutsuz Duvar Mesafesi (y^+)

Büyük girdap simülasyonlarında sınır tabaka akışları 2 genel kategoride değerlendirilmektedir. Bunlar duvara yakın çözünürlük ve duvara yakın modellemedir (duvar fonksiyonları). FDS duvara yakın modelleme tekniğini kullanmaktadır. Duvar modellerinin düzgün çalışması için, duvarın yakınındaki hücre çözünürlüğünün belirli bir y^+ değeri aralığında olması gerekmektedir. Ağ yapısı ile duvar arasındaki boyutsuz uzaklık y^+ olarak anılmakta olup viskozite birimlerinde ifade edilmektedir. y^+ değeri, hücre boyutunun (δ_n) yarısının, yerel viskoz uzunluk ölçeği (δ_v) veya kum tanesi pürüzlülüğü (s) değerlerinden büyük olana bölümü ile bulunmaktadır [6].

$$y^+ = \frac{\delta_n/2}{\max(\delta_v, s)}; \quad \delta_v = \frac{\mu/\rho}{u_\tau}; \quad u_\tau = \sqrt{\tau_w/\rho} \quad (3.112)$$

Burada $\tau_w = \mu \partial|u|/\partial n$ duvardaki viskoz stres, $\tau_w =$ duvar fonksiyonu tarafından hesaplanır, $|u|$ duvarın yakınındaki akış yönünde hız bileşeninin tahmini bir değeri olarak alınır, u_τ sürtünme hızıdır. Literatürde bulunan birçok çalışmada LES için y^+ değerinin 1'e yakın olması gerektiği belirtilmektedir [154]. Bununla birlikte FDS yazılımında LES için genel olarak ilk hücrenin logaritmik bölgeye girmesinin de yeterli olacağı ve $y^+ = 30$ değerinin iyi çözülmüş olacağı kabul edilir. y^+ değeri 1000'in ötesinde ise güvenilir sonuçlar üretebilir [5, 155].

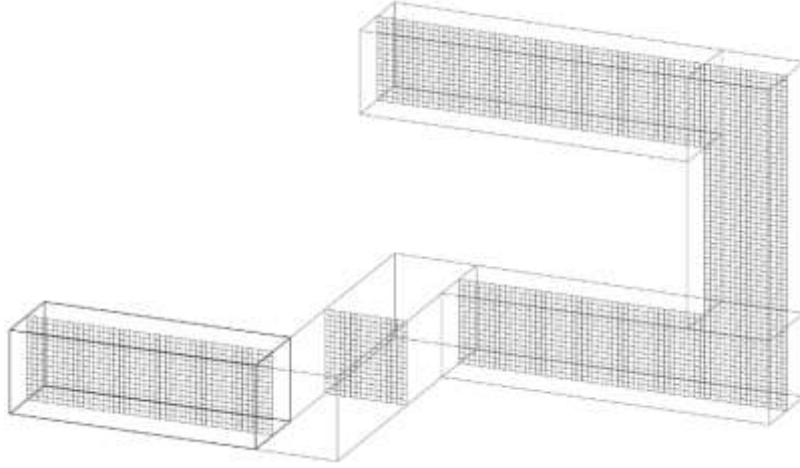


Şekil 3.8. Duvar fonksiyonları tarafından üretilen hız eğrisi [154]

y^+ değerinin kontrol edilebilmesi için programa aşağıdaki kod yazılarak yüzeylerdeki y^+ değerleri renk skalası ile ifade edilecektir (Kod: &BNDF QUANTITY='VISCOUS WALL UNITS/').

3.10. Ağ Yapısı ve Optimizasyonu

FDS, doğrusal bir ağ yapısında korunum denklemlerini çözmektedir ve ağ yapısında dikdörtgen bloklar kullanılır. Örnek bir ağ yapısı görseli aşağıda verilmiştir.



Şekil 3.9. FDS ağ yapısı görseli [5]

Diğer HAD programlarında olduğu gibi FDS'deki en önemli sayısal parametre kafes hücre büyüklüğüdür. HAD modelleri, sayısal bir ızgara üzerinde kütle, momentum ve enerjinin korunum denklemlerini yaklaşık olarak çözer. Kısmi türevlerin ayrıklaştırılması ile ilgili hata, kafes hücrelerinin boyutunun ve kullanılan farklılık türünün bir fonksiyonudur [156]. FDS, Navier-Stokes denklemlerinin hem zamansal hem de uzaysal türevlerinin ikinci dereceden doğru yaklaşımlarını kullanır ve ayrıklaştırma hatasının zaman adımının veya hücre boyutunun karesiyle orantılı olduğu anlamına gelir. Hücre boyutunun yarıya indirilmesi, ayrıklaştırma hatasını 4 kat azaltır, ancak hesaplama süresini 16 kat artırır.

Hücre boyutu seçilirken Amerikan Nükleer Düzenleme Komisyonu'nun (NRC) uzun yıllar yapmış olduğu deneysel verilere dayanan aşağıdaki yöntem kullanılmaktadır. Yangının fiziksel çapı her zaman iyi tanımlanmış bir özellik değildir. Bir binanın katında çıkan yangının çapı iyi tanımlanamayabilir fakat n-heptan gibi yanıcı bir sıvı yakıtla dolu dairesel bir tava belirgin bir çapa sahiptir. Ne olursa olsun, yangının “boyutunu” değerlendirirken önemli olan yangının fiziksel çapı değil karakteristik çapı olan D^* değeridir ve aşağıdaki şekilde formüle edilir [156]:

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{2/5} \quad (3.113)$$

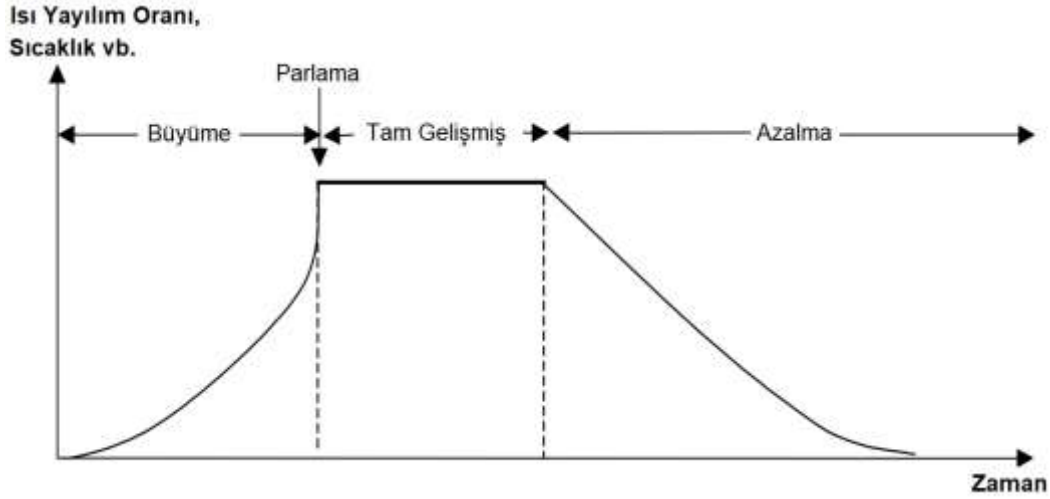
Burada, $\dot{Q}$ toplam ısı yayılım oranı, ρ_{∞} ortamın yoğunluğu, T_{∞} ortam sıcaklığı, C_p özgül ısı, g ise yerçekimi ivmesidir.

FDS, sıcak gazların çözölemeyen veya alt kafes hareketlerini modellemek için LES'i kullanmaktadır. Tekniğin etkinliği büyük ölçüde yangının karakteristik çapı D^* 'nin bir hücre boyutu δx oranına bağlı bir fonksiyondur. Kısacası, $D^*/\delta x$ oranı arttıkça, yangın dinamiği daha iyi çözülür ve simülasyon daha doğru sonuç verir. $D^*/\delta x$ değerinin 4 ila 16 arasında olması durumunda simülasyonlardan doğru sonuçlar alındığı tespit edilmiştir [8]. $D^*/\delta x = 4$ kaba (course), $D^*/\delta x = 16$ ince (fine) ağ yapısı olarak nitelendirilmektedir.

3.11. Yangın Eğrisinin Tanımlanması

Yapılardaki kontrolsüz yangınların hem insan hayatı hem de mala zarar açısından maliyetinin bir ülkenin GSMH'nın % 0,1 ila % 0,4'ünü oluşturduğu tahmin edilmektedir [157]. Kayıpların azaltılması için yangının nasıl gelişeceği, ne kadar sürede pik yüke (HRR) geleceği, pik yükteki ortam sıcaklığı önem arz etmektedir. Bu veriler ışığında, yangının türüne bağlı olarak ısı dedektörleri ve sprinkler gibi yangından korunma ekipmanının aktivasyon sıcaklığına karar verilebilmekte, itfaiyenin yangına müdahale etmesi için gereken süre tayin edilebilmektedir. Özellikle metro vb. raylı ulaşım yapılarındaki tahliye süreleri için de yangın gelişimi önem teşkil etmektedir.

Teorik yangın gelişimi temelde 3 aşamadan oluşmaktadır. Bunlar büyüme (growth), tam gelişmiş (fully developed) ve azalma (decay) aşamalarıdır [158]. Tipik bir yangın gelişim eğrisi aşağıda verilmiştir:



Şekil 3.10. Tipik yangın gelişim eğrisi [158]

Grafiğin x-ekseninde zaman, y-ekseninde ise sıcaklık, ısı yayılım oranı vb. bağımlı değişken bulunmaktadır. Diğer tüm nümerik analiz programlarında olduğu gibi FDS yazılımında da yangın eğrisi kullanıcı tarafından belirlenen parametreler arasında yer almaktadır. Herhangi bir hesaplamanın başlangıcında tanımlanan ortam sıcaklığı her yerde aynıdır, akış hızı her yerde sıfırdır, hiçbir şey yanmamaktadır ve tüm türlerin kütle fraksiyonları tekdüzedir. Hesaplama başladığında ise sıcaklık, hız, yanma hızı vb. değerler artış gösterir. FDS yazılımında yangının tasarımı / eğrisi 4 farklı metod ile tanımlanabilmektedir:

- Varsayılan: ısı yayılım oranı, sıcaklık vb. değerler 1 saniye içinde tanımlanan en üst değere ulaşır. Diğer bir deyişle yangının büyüme aşaması 1 saniyede tamamlanır ve tam gelişmiş aşamaya gelir. Zamandan bağımsız çözüm talep edilmesi durumunda kullanılabilir. Çalışmada varsayılan yangın gelişimi modeli kullanılmış fakat sonuçların deneysel verilerle uyumlu olmaması nedeniyle tercih edilmemiştir.
- t^2 büyüme eğrisi: bu eğri tanımlanırken HRR değeri kullanılır ve büyüme eğrisinin eğimi negatif olan yangınlarda tercih edilmektedir. Eğri oluşturulurken aşağıdaki formül kullanılır:

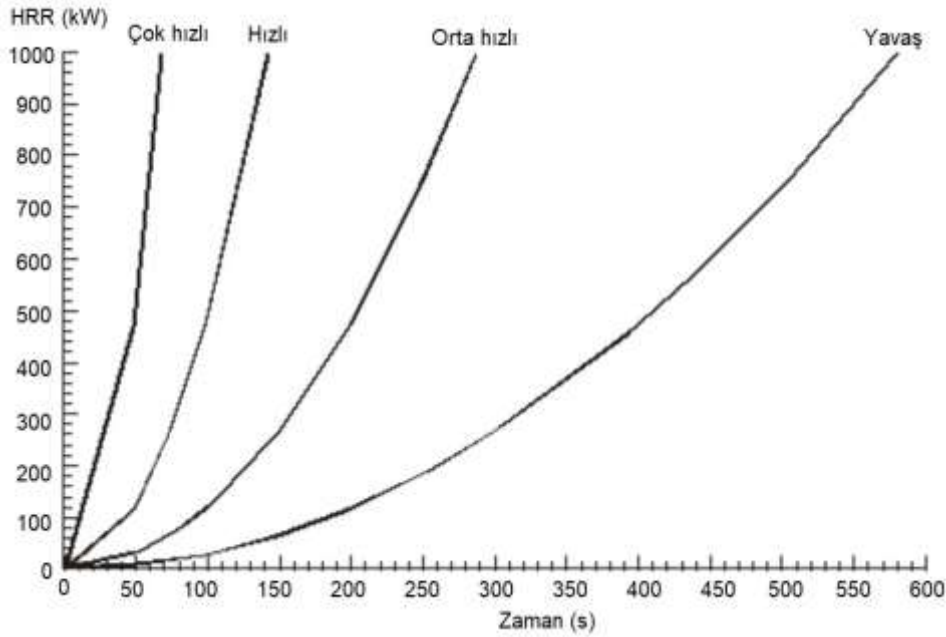
$$Q = \alpha \cdot t^2 \quad (3.114)$$

Q ısı yayılım oranı (kW), t alevlenmeden sonra geçen süre (s), α ise yangın büyüme oranıdır (kW/s²). Deneysel çalışmalar yardımı ile hesaplanan α değeri zamanın karesi ile çarpılarak

yangının kaç saniyede pik yüke ulaşacağı hesaplanmaktadır. Pek çok doğal yangın, büyüme aşamasında bu yaklaşımı kullanmakta ve büyüme süresi bu metotla hesaplanmaktadır. Genel olarak t^2 yangınları Çizelge 3.7 ve Şekil 3.11’de gösterilen 1000 kW’lık ısı yayılım değerine ulaşmak için gerekli sürelerle göre sınıflandırılmaktadır [159].

Çizelge 3.7. NFPA’de belirtilen t^2 yangın sınıflandırması [159, 160]

Sınıf	1000 kW’a Ulaşmak İçin Gerekli Süre (s)	α (kW/s ²)
Çok hızlı	75	0,1876
Hızlı	150	0,0469
Orta hızlı	300	0,01172
Yavaş	600	0,00293



Şekil 3.11. t^2 yangınları için büyüme eğrisi, [159]

Bununla birlikte bina, tünel vb. yapılarda yangın tasarımı yapılabilmesi için deneysel verilere dayanan farklı malzemeler için tanımlanmış yangın büyüme katsayıları da literatürde yer almaktadır [1, 2, 4]. Bu değerler belirli bir hacim, malzeme kütlesi, hava oranı vb. değerler için yapılmış olup, farklı ortamlarda yapılan deneylerde farklı yangın büyüme katsayısı hesaplandığı da görülmüştür. Literatürde yer alan bazı α değerleri Çizelge 3.8, Çizelge 3.9 ve Çizelge 3.10’da verilmiştir.

Çizelge 3.8. Konutlardaki farklı yangın kaynakları için büyüme katsayıları [157]

Konut yangınları	α (kW/s ²)
Gruplandırma	
(a) Tüm konut yangınları	0,024
(b) Yangın kaynağı	
Beyaz eşya	0,008
Elektronik eşya (TV, hifi, vb.)	0,010
Elektrik temini ve aydınlatma	0,017
Sigara ürünleri	0,017
Mum	0,020
Diğer çıplak alevler	0,020
Yemek pişirme aletleri	0,021
Isıtma aletleri	0,035
(c) İlk yanan malzeme	
Elektrik izolasyonu	0,011
Perdeler	0,012
Giysiler	0,015
Yatak çarşafı	0,020
Yemek yağı	0,020
Kağıt ve karton	0,023
Çöp ve ambalaj	0,028
Döşemeli mobilya	0,029
Yanıcı buhar veya sıvı	0,085

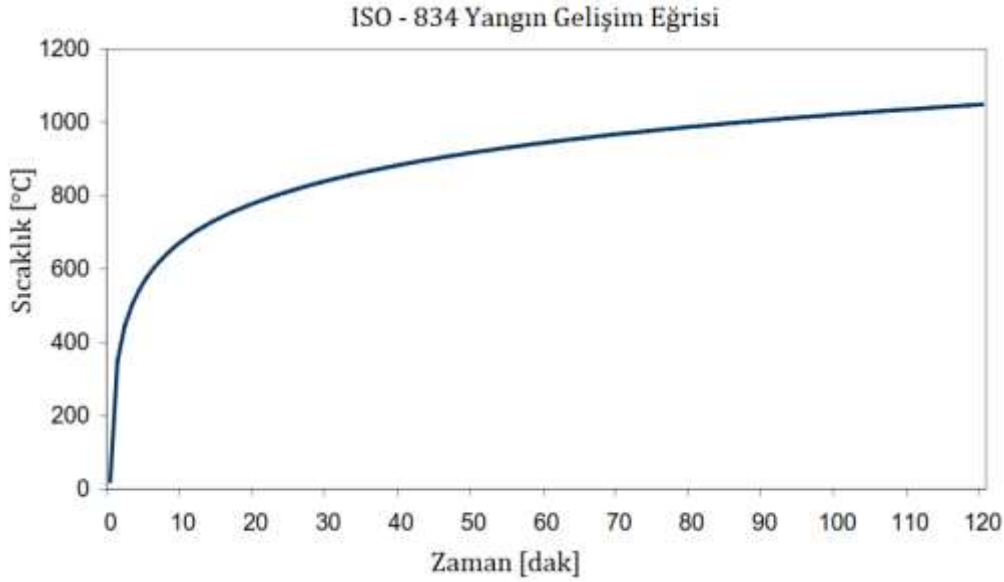
Çizelge 3.9. Fransız yönetmeliklerine göre yol tünelleri için tasarım yangın eğrileri hakkında tamamlayıcı veriler [2]

Araç tipi	E_{top} (GJ)	Q_{mak} (MW)	t_{mak} (min)	t_D (min)	t_d (min)	$\alpha_{g,L}$ (kW/s)	$\alpha_{D,L}$ (kW/s)
2-3 otomobil, tünel yüksekliği $\leq 2,7$ m	17 (15)	8	5	25	45	26,7	6,7
1 minibüs, tünel yüksekliği $\leq 3,5$ m	38 (40)	15	5	35	55	50	12,5
1 kamyon, tünel yüksekliği $> 3,5$ m, "tehlikeli madde (TM) " taşımıyor	144 (150)	30	10	70	100	50	16,7
1 kamyon, yüksek kalorifik potansiyelli, tünel yüksekliği $> 3,5$ m, TM taşıyor	450	100	10	70	90	166,7	83,3
1 tanker, tünel yüksekliği $> 3,5$ m, tehlikeli madde taşıyor	960 (1000)	200	10	70	100	333,3	111,7

Çizelge 3.10. Çeşitli malzemeler için yangın büyüme oranları [4]

Test No	Tanım	Yangın büyüme oranı, α (kW/s ²)	Tutuşma süresi, t_0 (s)
Test 15	Metal gardirop 41,4 kg (toplam)	0,422	10
Test 18	Koltuk F33 (ikili) 39,2 kg	0,0066	140
Test 19	Koltuk F21 28,15 kg (yangının büyümesinin ilk aşaması)	0,0344	110
Test 19	Koltuk F21 28,15 kg (yangının büyümesinin sonraki aşaması)	0,422	190
Test 21	Metal gardirop 40,8 kg (toplam) (ortalama büyüme)	0,0169	10
Test 21	Metal gardirop 40,8 kg (toplam) (sonraki büyüme)	0,0733	60
Test 21	Metal gardirop 40,8 kg (toplam) (başlangıç büyümesi)	0,1055	30
Test 22	Koltuk F24 28,3 kg	0,0086	400
Test 23	Koltuk F23 31,2 kg	0,0066	100
Test 24	Koltuk F22 31,9 kg	0,0003	150
Test 25	Koltuk F26 19,2 kg	0,0264	90
Test 26	Koltuk F27 29,0 kg	0,0264	360
Test 27	Koltuk F29 14,0 kg	0,1055	70
Test 28	Koltuk F28 29,2 kg	0,0058	90
Test 29	Koltuk F25 27,8 kg (yangının büyümesinin sonraki aşaması)	0,2931	175
Test 29	Koltuk F25 27,8 kg (yangının büyümesinin ilk aşaması)	0,1055	100
Test 30	Koltuk F30 25,2 kg	0,2931	70
Test 31	Koltuk F31 (ikili) 39,6 kg	0,2931	145
Test 37	Koltuk F31 (ikili) 40,40 kg	0,1648	100
Test 38	Koltuk F32 (kanepe) 51,5 kg	0,1055	50
Test 39	1/2-in, Kontrplak gardirop, kumaşlı 68,8 kg	0,8612	20
Test 40	1/2-in, Kontrplak gardirop, kumaşlı 68,32 kg	0,8612	40
Test 41	1/8-in, Kontrplak gardirop, kumaşlı 36,0 kg	0,6594	40
Test 42	1/8-in, Kontrplak gardirop / ateşe dayanıklı, (başlangıç)	0,2153	50
Test 42	1/8-in, Kontrplak gardirop / ateşe dayanıklı, (sonra)	1,1722	100
Test 43	1/2-in, Kontrplak gardirop 67,62 kg	1,1722	50
Test 44	1/8-in, Kontrplak gardirop, ateşe dayanıklı, latex boyalı 37,26 kg	0,1302	30
Test 45	Koltuk F21 28,34 kg (büyük başlıklı)	0,1055	120
Test 46	Koltuk F21 28,34 kg	0,521	130
Test 47	Koltuk, metal iskeletli, sünger yastıklı, 20,8 kg	0,0365	30
Test 48	Koltuk CO7 11,52 kg	0,0344	90
Test 49	Koltuk 15,68 kg (F-34)	0,0264	50
Test 50	Koltuk, metal iskeletli, az yastıklı 16,52 kg	0,0264	120
Test 51	Koltuk, eriyen fiberglas, yastıksız 5,28 kg	0,0733	20
Test 52	Eriyen plastik koltuk 11,26 kg	0,014	2090
Test 53	Koltuk, metal iskeletli, pad oturma ve yaslanma yerli 15,5 kg	0,0086	50
Test 54	Koltuk, metal iskeletli sünger dolgulu 27,26 kg	0,0042	210
Test 55	Koltuk grubu, metal iskeletli sünger dolgulu 6,08 kg	50 kW ısı yayılım oranını asla geçmez	
Test 56	Koltuk, ahşap iskeletli latex sünger dolgulu 11,2 kg	0,0042	50
Test 57	Koltuk, ahşap iskelet ve sünger dolgulu 54,60 kg	0,0086	500
Test 61	Giysi dolabı 3/4-in, sunta 120,33 kg	0,0469	0
Test 62	Alüminyum çerçeveli kitaplık 30,39 kg	0,2497	40
Test 64	Esnek üretilen kaplı sandalye 15,98 kg	0,0011	750
Test 66	Sandalye 23,02 kg	0,1876	3700
Test 67	Yatak ve baza 62,36 kg (sonraki büyüme)	0,0086	400
Test 67	Yatak ve baza 62,36 kg (başlangıç büyümesi)	0,0009	90

- tanh büyüme eğrisi: bu eğri tanımlanırken HRR değeri kullanılır ve büyüme eğrisinin eğimi pozitif olan yangınlarda kullanılabilmektedir. Tipik büyüme eğrisi aşağıdaki gibidir:



Şekil 3.12. ISO 834 yangın gelişim eğrisi [161]

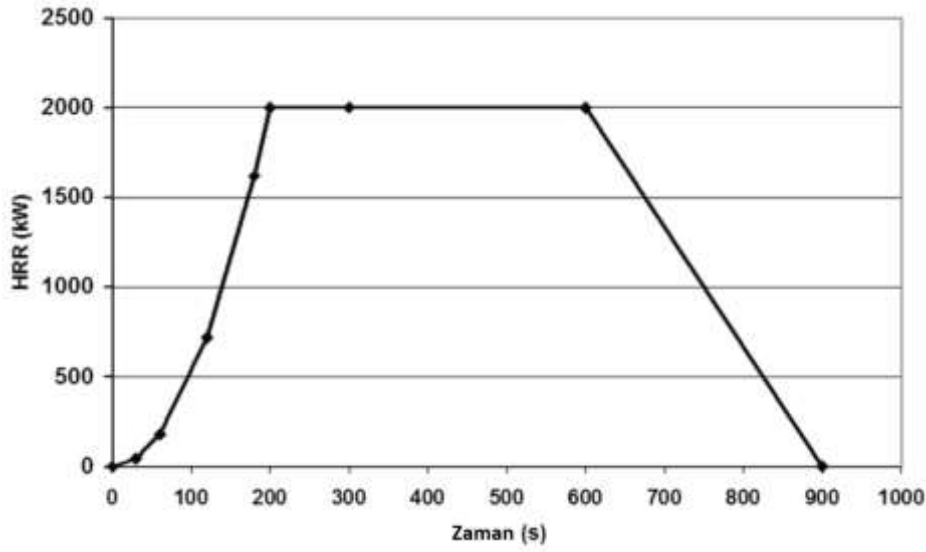
ISO 834 eğrisi, genel yapı malzemeleri ve içeriklerinde bulunan malzemelerin yanma hızına dayanmaktadır. Selülozik yangın eğrisinin (ISO-834) sıcaklık gelişimi aşağıdaki denklemle açıklanmaktadır:

$$T = 20 + \log_{10} 345(8t + 1) \quad (3.115)$$

- Kullanıcı tarafından tanımlanan büyüme eğrisi: Yukarıda belirtilen yangın tasarım eğrilerine ek olarak sıcaklık, ısı yayılım oranı, hız vb. bağımlı değişkenleri birimsiz hale getirerek zamanla değişimi yazılıma tanımlanarak da çözüm yapılabilmektedir. Bu yangın tasarım eğrileri oluşturulurken yukarıda bahsedilen t^2 , tanh gibi büyüme ve azalma eğrilerinin yanı sıra literatürde ve uluslararası standartlarda yer alan bağıntılardan da yararlanılmıştır. Aşağıda literatürde bulunan ve deneysel çalışmaya uyarlanan bazı yangın gelişim eğrileri verilmiştir.

a) t^2 büyüme ve lineer azalma eğrisi

Bu yangın tasarımında aşağıdaki grafikte görüldüğü gibi t^2 büyüme, sabit tam gelişim ve lineer azalma görülmektedir.



Şekil 3.13. Örnek bir yangın gelişim eğrisi, [162]

En yüksek HRR değeri 98 numaralı formülden hesaplanabilmektedir. Havuz yangınları için toplam yanma süresi ise aşağıdaki bağıntı ile hesaplanabilir [1].

$$t_b = \frac{4V}{\pi D^2 v} \quad (3.116)$$

Burada t_b (s) havuz yangınlarındaki yanma süresini, V (m^3) akışkanın hacmini, D (m) havuz çapını ve v ise regresyon oranını ifade etmektedir. D havuz çapı 99 numaralı formülden hesaplanabilmektedir. Regresyon oranı ise aşağıdaki bağıntı ile hesaplanmaktadır [1]:

$$v = \frac{m''_{\infty}}{\rho} \quad (3.117)$$

Burada m''_{∞} (kg/m^2s) birim alana bağlı asimptotik kütle kaybı oranı ve ρ (kg/m^3) ise akışkanın yoğunluğudur.

Yukarıda verilen açıklamalar doğrultusunda yangının gelişimi ve toplam süresi bulunabilmektedir. Yakıtın çoğu tüketildiğinde ısı yayma oranı da düşmeye başlar. Bu aşamaya azalma denmektedir. Azalmanın, yakıtın %80'i tükenince başladığı kabul edilmektedir [45, 158].

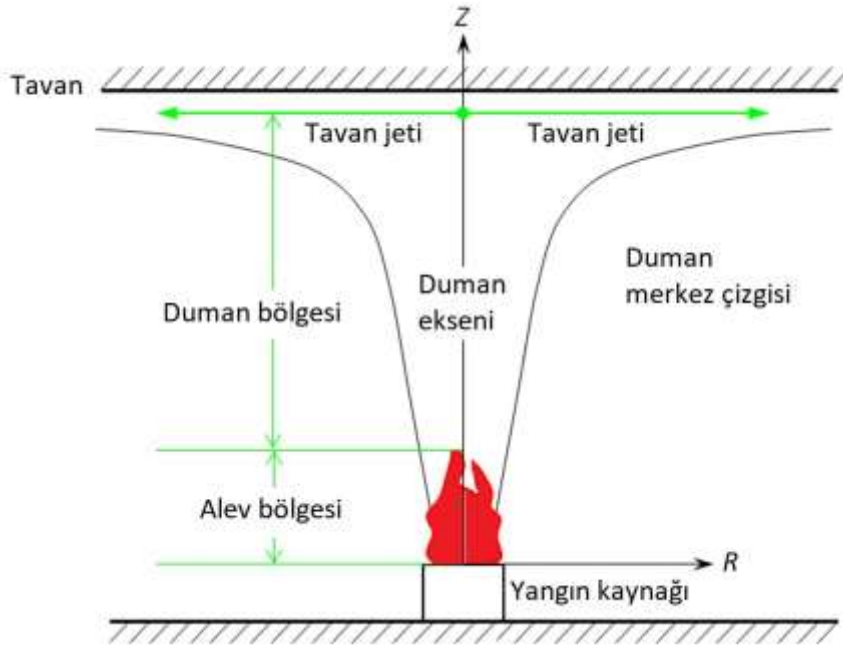
$$MLR = q / \Delta h_c \quad (3.118)$$

Kütle kaybı oranı (kg/s), HRR'ın (kW) yakıtın yanma ısısına (kJ/kg) oranıdır. Heptan için Δh_c Çizelge 3.3'de verilmiştir. Buradan yakıtın %80'inin kaçınıcı saniyede bittiği hesaplanabilir. Sonrasında lineer azalma çizilerek yangın tasarımı tamamlanmış olur.

b) t^2 büyüme ve lineer azalma eğrisi (yayılma oranı ile)

Bu yangın tasarımı “a” şikkında belirtilen ile aynıdır. Buna ilave olarak FDS yazılımında yayılma oranı tanımlanabilmektedir. Bu işlev hücresel otomaton yaklaşımına benzer ve yüzey boyunca radyal olarak büyüyen bir yangını sabit bir hızla simüle etmektedir [46].

Yangının büyüme aşamasında, yanan yüzeyin alanı önemli bir parametredir. Küçük bir yüzey alanı üzerinde üretilen yüksek HRR, alev huzmesinin dumanı jet alevine benzer şekilde momentumla yükseltmesine neden olacaktır. Eğer yangın kaynağının yüzey alanı büyük ve HRR düşük ise, alev daha küçük, parçalı bir yapıdan oluşacaktır. Bu da doğru bir yangını temsil etmeyecektir. Bu nedenle alevdeki momentum (veya atalet) ve kaldırma kuvveti yangının türünü belirlemektedir [46]. Havuz yangını tipik duman dağılımı görseli Şekil 3.14'de verilmiştir.



Şekil 3.14. Havuz yangını tipik duman dağılımı görseli

Froude sayısı bir sınıflandırma aracı olarak kullanılabilir. Sistemdeki atalet ve kaldırma kuvvetlerinin bir ölçüsüdür ve aşağıdaki şekilde ifade edilir:

$$Fr = \frac{U^2}{gD} \quad (3.119)$$

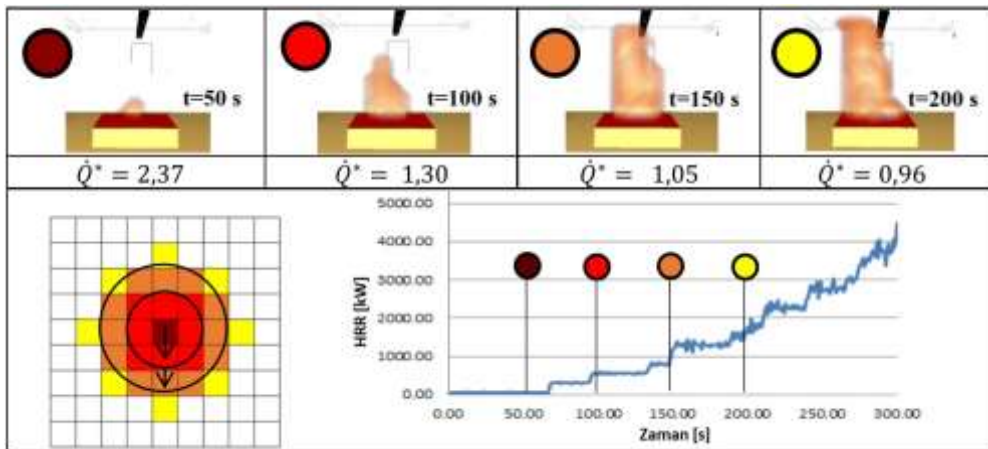
Burada Fr Froude sayısı, U (m/s) yakıt buharının hızı, g (m/s²) yerçekimi ivmesi ve D (m) yangının çapıdır. Alev yüksekliğinin ısı yayılım oranı ve yangın çapı ile ilişkilendiren çok sayıda deneysel çalışma bulunmakta ve aşağıdaki bağıntıda gösterilen boyutsuz HRR cinsinden ifade edilebilmektedir [46].

$$\dot{Q}^* = \frac{\dot{Q}_c}{\rho_\infty C_p T_\infty \sqrt{g D D^2}} \quad (3.120)$$

$\dot{Q}^*$, Fr sayısının kareköküdür ve alev huzmesi geometrinin kontrol edilmesi için önemlidir. Binalardaki doğal yangınlar için bu değerin 0,3 ila 2,5 arasında çıktığı belirlenmiştir [1]. Boyutsuz HRR'in düşük olduğu yangın tasarımlarında yayılma oranı tercih edilmektedir. Ayrıca büyüme aşamasında yakıt yüzey alanı sabit ise boyutsuz HRR yangının erken aşamasında çok düşük olacaktır. Bu nedenle yayılma oranı işlevinin kullanılması önerilmektedir [163]. Yayılma oranı yazılımında "SPREAD_RATE" olarak tanımlanmakta olup aşağıdaki bağıntı ile ifade edilmektedir:

$$Yayılma\ Oranı = \sqrt{\frac{\alpha}{\pi HRRPUA}} \quad (3.121)$$

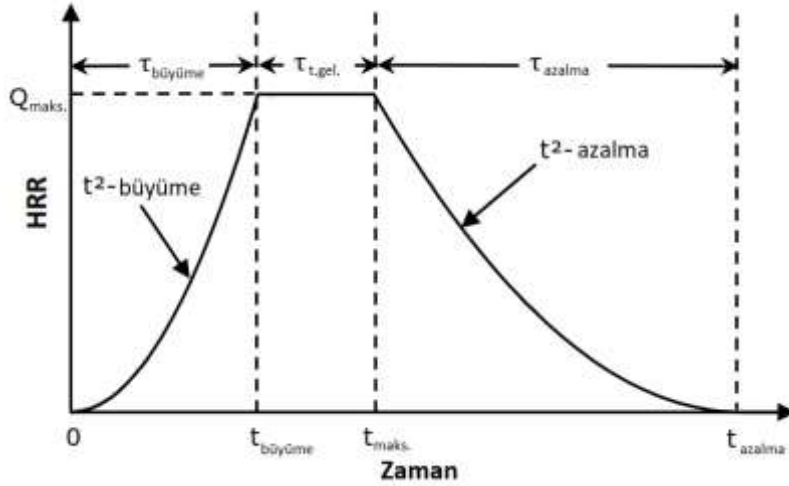
Yayılma oranı kullanılması durumunda HRR eğrisinin kademeli olarak arttığı aşağıdaki şekilde gösterilmiştir [46].



Şekil 3.15. Büyüme fazında yayılma oranı kullanılan yangında $\dot{Q}^*$ 'nin zaman ile değişimi [46]

c) t^2 büyüme ve t^2 azalma eğrisi (deneysel veriler)

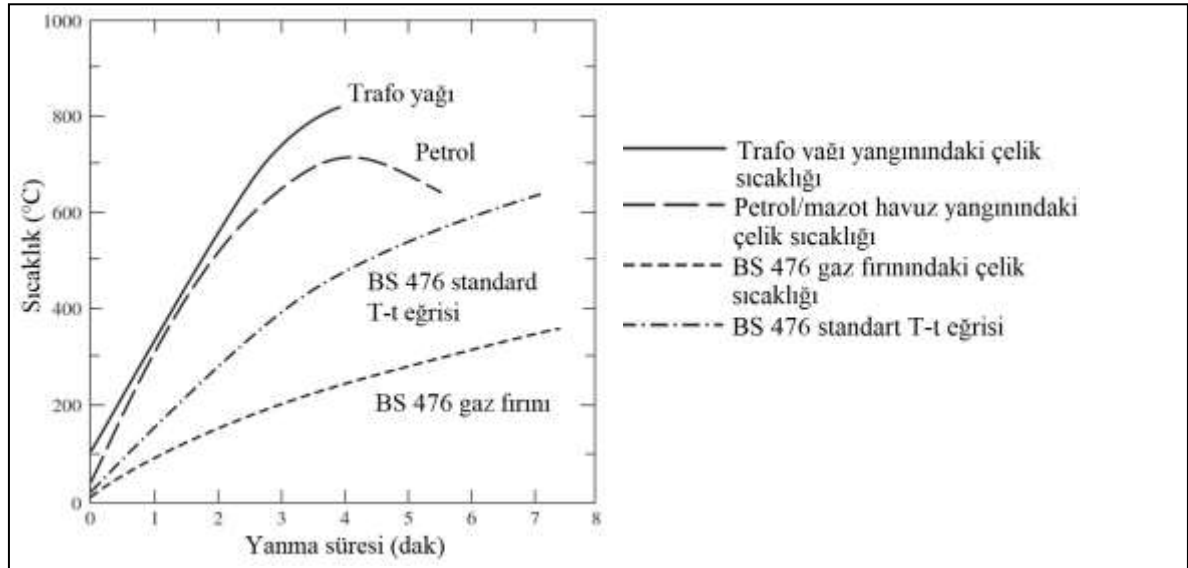
Bu yangın tasarımında büyümede olduğu gibi azalma aşamasında da t^2 eğrisi kullanılmıştır. Büyüme ve azalma eğrileri oluşturulurken, Berberoğlu'nun [34] deneysel verilerinden hesaplanan α yangın büyüme ve azalma oranları kullanılmıştır.



Şekil 3.16. t^2 büyüme, sabit tam gelişmiş ve t^2 azalma fazlarından oluşan tipik yangın eğrisi [45]

d) $\tanh$ büyüme ve lineer azalma eğrisi (yayılma oranı ile)

Aşağıdaki şekilde görüldüğü üzere, yangın büyüme eğimi pozitif olan ISO 834, BS 476, RWS vb. yangın gelişimleri $\tanh$ eğrisi olarak tanımlanabilmektedir.



Şekil 3.17. Farklı yakıtlar için literatürde yer alan $\tanh$ büyüme eğrileri [3]

Tam gelişim ve azalma fazları lineer olarak ele alınmıştır.

e) *tanh büyüme t^2 azalma eğrisi (deneysel veriler)*

Bu yangın tasarımı $tanh$ büyüme, lineer tam gelişmiş bölge ve t^2 azalma eğrileri kullanılmıştır. Toplam yangın süresi, yangın gelişim oranı vb. gerekli bilgiler için Berberoğlu'nun [34] deneysel verileri temel alınmıştır.

f) *Eksponansiyel eğri*

Ingason [47, 50], yangın gelişimini 3 ayrı zaman aşamasında değerlendirmek yerine HRR'in hesaplanması için tek bir eksponansiyel fonksiyon önermiştir. Ingason'un çalışması Numajiri ve Furukawa'nın [49] orijinal çalışmasına dayanmakta olup yalnızca küçük veya ihmal edilebilir sabit maksimum HRR aşamasına sahip yakıt kontrollü yangınlar için geçerlidir. Tasarım parametreleri $\dot{Q}_{max}$ maksimum HRR, E_{tot} toplam ısı yayılım miktarı ve n gecikme indeksidir. Bu parametreler yardımıyla t_d ve t_{mak} değerleri hesaplanmaktadır. Diğer parametreler r ve k 'dir ve $\dot{Q}_{max}$ ve E_{tot} temel alınarak hesaplanmaktadır [47]. Anlık ısı yayılım oranı $\dot{Q}(t)$ aşağıdaki formül ile hesaplanabilmektedir:

$$\dot{Q}(t) = \dot{Q}_{max} \cdot n \cdot r \cdot (1 - e^{-k \cdot t})^{n-1} \cdot e^{-k \cdot t} \quad (3.122)$$

Buradaki k zaman genişliği denklemi aşağıdaki bağıntı ile hesaplanmaktadır [2, 47, 50]:

$$k = \frac{\dot{Q}_{max}}{E_{tot}} \cdot r \quad (3.123)$$

Formüldeki r genlik denklemi ve n gecikme indeksi değerleri ise aşağıdaki bağıntılardan elde edilmektedir [2, 47, 50]:

$$r = (1 - \frac{1}{n})^{1-n} \quad (3.124)$$

$$n \approx 0,74294 e^{(2,9 \dot{Q}_{max} t_{max} / E_{tot})} \quad (3.125)$$

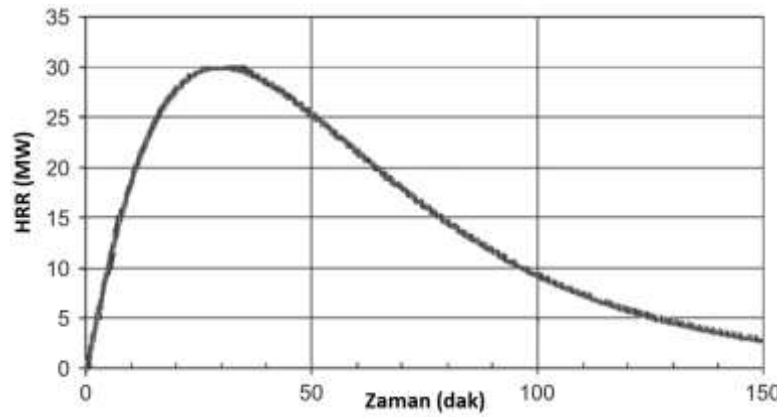
Bununla birlikte maksimum HRR değerine ulaşmak için geçen süre t_{mak} ve toplam yanma süresi t_d aşağıdaki formüller yardımı ile hesaplanabilmektedir [2, 47, 50].

$$t_{max} = \frac{\ln(n)}{k} \quad (3.126)$$

$$t_d = \frac{1}{k} \ln\left(\frac{1}{1-\beta_d^{(1/n)}}\right) \quad (3.127)$$

$$\beta_d = E_{tot,t_d}/E_{tot} \quad (3.128)$$

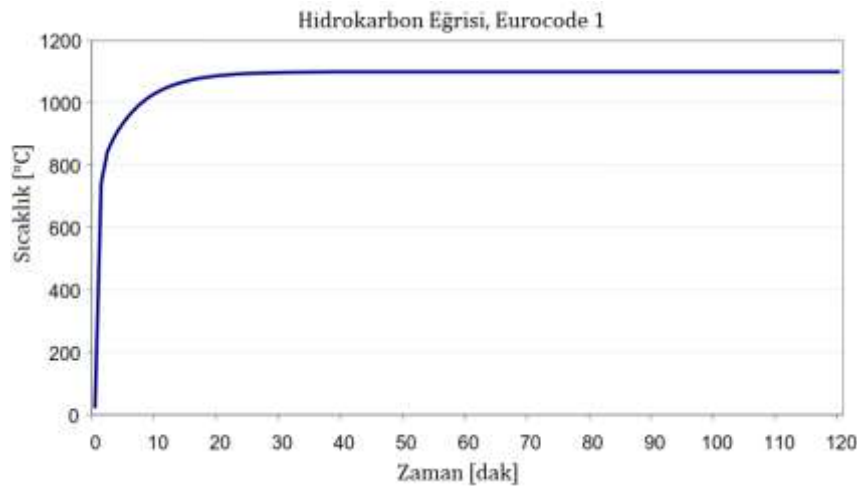
E_{tot,t_d} , t_d toplam yanma süresi boyunca açığa çıkan enerjidir. Ekspansiyonel yangın eğrisi aşağıdaki gibidir.



Şekil 3.18. 30 MW yangın için tipik ekspansiyonel yangın gelişim eğrisi [47]

g) Eurocode hidrokarbon eğrisi

Petrokimya endüstrisinde kullanılan yapı ve malzemeler üzerinde test yapmak amacıyla yukarıdaki hidrokarbon eğrisi geliştirilmiştir. Hidrokarbon eğrisi, araba yakıt tankları, benzin veya petrol tankerleri, belirli kimyasal tankerler, vb küçük petrol yangınlarının meydana gelebileceği yerlerde kullanılmaktadır.



Şekil 3.19. BS EN 1991-1-2 Eurocode 1'e göre hidrokarbon gelişim eğrisi [24]

Hidrokarbon (HC) yangın eğrisinin sıcaklık gelişimi aşağıdaki denklemle açıklanmaktadır:

$$T = 20 + 1080(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) \quad (3.129)$$

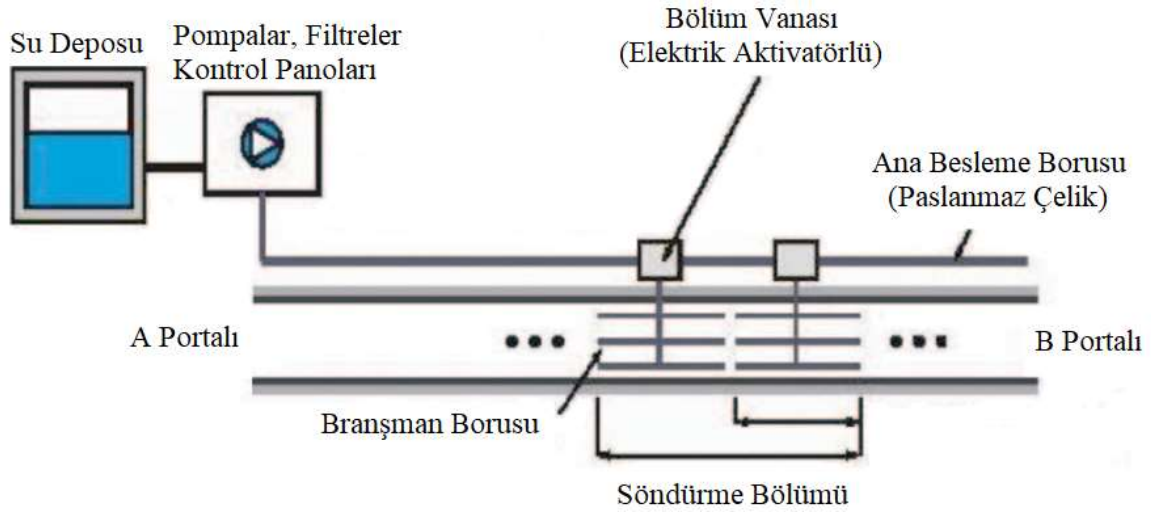
Kurum miktarı 0.037 [kg/kg] vb. veriler [1] ve [5] numaralı kaynaklardan alınarak yanma sonra oluşan gazların gerçeğe yakın bir şekilde simüle edilmesi sağlanmıştır.

3.12. Karayolu Tüneli Yangın Algılama ve Söndürme Elemanları

Karayolu tünelleri inşaatı kadar elektromekanik sistemleri ve işletmesi de önem arz etmektedir. Tünel işletmesinin sağlıklı ve güvenli bir şekilde yürümesini sağlayacak elektromekanik sistemlerin başında havalandırma ve yangın söndürme sistemleri gelmekte olup, en uygun sistemin seçilmesi ve işletilmesi gerekmektedir.

3.12.1. Sprinkler ve su sisi nozulu

Sabit yangın söndürme sistemlerinin, karayolu tünellerde kullanımı son yıllarda yoğun olarak araştırılan nispeten yeni bir teknolojidir. Avrupa daha çok su sisi sistemlerine odaklanmış olmakla birlikte özellikle Asya ve Amerika genel olarak sprinkler (yağmurlama) olarak da adlandırılan baskın (deluge) sistemlere odaklanmıştır. Nozul çalışma basıncı aralığında, toplam su hacminin %99'unun karakteristik damlacık çapının 1 mm'den küçük olması durumuna (DV₉₉) su sisi sistemi daha büyük olması durumuna ise sprinkler sistemi denilmektedir [19]. Su sisi sistemi tipik şeması aşağıda verilmiş olup başlıca pompa, filtre, bölüm vanası, nozul ve paslanmaz çelik borulardan oluşmaktadır.



Şekil 3.20. Tipik karayolu tüneli su sisi söndürme sistemi şeması [26]

NFPA 750'ye göre [19], B Sınıfı yangınların (sıvı yakıt) söndürülmesi için ince, yani 400 mikrondan küçük damlacıkların gerekli olduğunu, bununla birlikte A Sınıfı yanıcı maddeler için (katı yakıt) daha büyük damla boyutlarının söndürmede etkili olduğunu göstermektedir. Bu nedenle, bu standarttaki su sisi tanımı, 1000 μm 'ye kadar Dv_{99} 'a sahip spreylere içerir.

Baskın yangın koruma sistemi (deluge) açık sprinkler başlıkları ve algılama sistemi ile açılan baskın vanasından oluşmaktadır. Baskın vananın sprinkler tarafı kuru, pompa tarafı ıslak olup, baskın vanasının açılması ile su tüm sprinkler başlıklarına giderek aynı anda yangın bölgesine boşalmaktadır. Mevcut karayolu tünellerinde baskın yangın söndürme sistemi akış yoğunlukları 2,5 mm/dak ile 12 mm/dak arasında değişmektedir. Japonya'daki tünellerde minimum gereklilik 6 mm/dak, Avustralya'da otobüs tünellerinde 6 mm/dak ve karayolu tünelleri için ise 7,5-12 mm/dak olarak kullanılmaktadır [14].

Su sisi sistemleri başlıca aşağıda belirtilen özellikleri ile baskın sistemlerinden ayrılmaktadır:

- Daha yüksek basınçlı,
- Aynı bölgenin söndürülmesi için daha düşük debi ve su ihtiyacı,
- Daha küçük çaplı boru tesisatı kullanımı,
- Yukarıda belirtilen akış özelliklerinin sağlanabilmesi için yüksek basınç üretebilen pompaların, paslanmaz boruların ve filtrasyon sisteminin kullanılması gerekmektedir.

Tünellerde kullanılan sabit yangın söndürme sistemleri bazı ülkelerde standart ve kılavuzlar ile tanımlanırken bazı ülkelerde sadece belirli tüneller için önerilmektedir. Bu sistemlerin araştırma ve geliştirme çalışmalarının devam etmesi nedeni ile süreç içinde kılavuz ve standartlar da güncellenmektedir. Dünya genelinde kullanılan başlıca standart ve kılavuzlar aşağıdaki çizelgede özet olarak verilmiştir.

Çizelge 3.11. Tüneller için ülkelerin kullandığı söndürme sistemi standart ve kılavuzları

Standart – Kılavuz Adı	Ülke	Nitelik
NFPA 502 [16]	Amerika	Standart
UPTUN R251 [28]	Avrupa Birliği	Kılavuz (Avrupa araştırma projesi)
RVS 09.02.51 [21]	Avusturya	Standart
SOLIT [31]	Almanya	Kılavuz (Almanya araştırma projesi)
PIARC [14]	Avrupa	Uygulamaları ve tavsiyeleri
CETU [26]	Fransa	Kılavuz
CD 352 [22]	Birleşik Krallık	Standart

Daimi Uluslararası Yol Kongresi Derneği PIARC (Permanent International Association of Road Congress) 1909'da kurulmuş ve 1970 yılından günümüze Birleşmiş Milletler Ekonomik ve Sosyal Konseyine danışma statüsündedir. PIARC'ın 142 ülke ve 117 hükümetten üyesi bulunmaktadır. Ayrıca 37 ülkede ulusal komiteleri bulunmaktadır.

Ulusal Yangından Korunma Derneği NFPA (National Fire Protection Association) 1896'da ABD'de kurulmuş uluslararası kabul görmüş yangın güvenliğine dair pek çok standardı bünyesinde barındıran kar amacı gütmeyen bir organizasyondur. 2018 itibarıyla 250 teknik komite ile birlikte çalışan 50000 üyeye ve 9000 gönüllüye sahiptir.

UPTUN Avrupa Araştırma Projesi sırasında, Avrupa Komisyonu adına tünellerin ve yeraltı tesislerinin korunması amacıyla su bazlı yangın söndürme sistemleri için mühendislik kılavuzu hazırlanmış olup tünellerde kullanılacak su bazlı sabit yangın söndürme sistemlerinin tasarımı, montajı ve bakımı hakkında bilgi içermektedir. Bu kılavuz dünyada kabul görmüş NFPA, EN ve RABT gibi standart ve kılavuzlara da atıfta bulunmaktadır.

CETU (Centre d'Etudes des Tunnels), Fransa Ulaştırma Bakanlığı tarafından 31 Aralık 1970 tarihinde kurulan, karayolu tünellerinin tasarımı, yapımı, bakımı, işletimi ve güvenliği ile ilgili işletme ve yüklenicilere uzmanlık ve yardım sağlayan, Dünya çapında kabul görmüş Fransız bir kuruluştur.

Karayolu tünellerinde kullanılan sabit yangın söndürme sistemleri aşağıdaki tabloda olduğu gibi sınıflandırılabilir.

Çizelge 3.12. Tünellerde kullanılan söndürme sistemleri sınıflandırılması [16]

Sistem Adı	Akış Miktarı	Akma Basıncı (NFPA 750)	
		Basınç sınıfı	Bar
Baskın	8-15 mm/dak	-	$1 \text{ bar} \leq P \leq 5 \text{ bar}$
Su sisi	4-7 mm/m ² /dak	Düşük basınç	$P < 12,1 \text{ bar}$
		Orta basınç	$12,1 \text{ bar} < P < 34,5 \text{ bar}$
		Yüksek basınç	$P > 34,5 \text{ bar}$

Dünyadaki uygulamalara bakıldığında 0,5-2,3 mm/dak @ 60-120 bar yüksek basınç ve 1,1-3,3 mm/dak @ 3-10 bar düşük basınç su sisi sistemlerinin de kullanıldığı görülmektedir [PIARC]. Ayrıca mevcut uygulamalarda yüksek basınç su sisi sprej yoğunluğunun 0,5 – 0,8 l/dak/m³ ve basıncın 35 – 140 bar olduğu, baskın sistemlerde ise sprej yoğunluğunun 6 – 10 mm/dak/m² ve basıncın 1-5 bar olduğu görülmektedir. Su sisi sistemlerinde aynı anda 2-3 bölgenin, baskın sistemlerde ise aynı anda 2 bölgenin aktif hale geldiği görülmektedir.

Yangın durumunda minimum 20 m uzunluğunda en az 2 tünel bölgesindeki su sisi yangın söndürme sisteminin aktif hale gelmesi gerekmektedir. Bununla birlikte söndürme uygulanan toplam tünel uzunluğunun 50 m'den az olmaması gerekmektedir [31]. Benzer şekilde baskın sistemlerde de uygulama bölgesi genel olarak 25 m - 50 m arasında değişmektedir.

Baskın sistemler, ihtiyaç duyulan kapsama alanına göre belirlenmekte olup bölüm vanalarının kısıtlamaları ve konfigürasyonu nedeniyle bu genellikle 300 m² civarında olmaktadır.

500 m'den kısa tünellerde su sisinin uygulama süresi 30 dk iken, 500 m'den uzun tünellerde bu süre 60 dk olmaktadır [31]. Baskın sistemlerde ise minimum uygulama süresi Japonya'da 40 dakika, Avustralya'da 60 dakikadır. NFPA 502'ye göre [16], karayolu tünellerinde sabit sulu söndürme sistemlerinin ihtiyacı olan debi en az 1 saat süreyle karşılanmalıdır.

Sprinkler patlama sıcaklığı, daha önce aktif hale gelen sprinklerlerden gelen su damlacıklarının soğutma etkisini de hesaba katarak Heskestad ve Bill [164] tarafından ortaya konan Eş. 3.129 ile hesaplanabilmektedir.

$$\frac{dT_l}{dt} = \frac{\sqrt{|u|}}{RTI} (T_g - T_l) - \frac{C}{RTI} (T_l - T_m) - \frac{C_2}{RTI} \beta |u| \quad (3.129)$$

Burada u gaz hızı, RTI tepki süresi indeksi, T_l bağlantı sıcaklığı, T_g bağlantının çevresindeki gaz sıcaklığı, T_m sprinklerin bulunduğu ortamın sıcaklığı ve β gaz akışındaki suyun hacimsel oranı olarak tanımlanmaktadır. RTI sprinkler hassasiyeti ile karakterize edilir. Sprinkler bağlantısı ile yapıya iletilen ısı miktarı C-faktörü ile gösterilir. RTI ve C-faktörü deneysel olarak belirlenmiştir. C_2 sabiti ise DiMarzo ve çalışma arkadaşları tarafından ampirik yöntemle $6 \times 10^6 \text{ K/(m/s)}^{1/2}$ hesaplanmış olup farklı sprinkler türleri için de nispeten sabittir [165-167].

FDS yazımında su sisi damlacıkları Lagrange parçacıkları vasıtası ile çözülmektedir. Sayısal ağda çözülemeyen çok çeşitli nesneleri temsil etmek için Lagrange parçacıkları kullanılır.

Gaz fazı momentum denkleminde (Eş. 3.18) kuvvet terimi f_b parçacıklardan gaza aktarılan momentumu temsil etmektedir. Bir ağın hücreesindeki her parçacıktan aktarılan kuvvetin toplanıp, V hücre hacmine bölünmesiyle elde edilir.

$$f_b = \frac{1}{V} \sum \left[\frac{\rho}{2} C_d A_{p,c} (\mathbf{u}_p - \mathbf{u}) |\mathbf{u}_p - \mathbf{u}| - \frac{dm_p}{dt} (\mathbf{u}_p - \mathbf{u}) \right] \quad (3.130)$$

burada C_d sürtünme katsayısı, $A_{p,c}$ parçacık kesit alanı, r_p parçacık yarıçapı, $\mathbf{u}_p$ parçacık hızı, m_p parçacık kütlesi, $\mathbf{u}$ gaz hızı ve ρ ise gaz yoğunluğudur. "b" alt simgesi "bulk - yığın" anlamına gelmekte ve hücredeki parçacıkların gaz üzerinde sürüklenen bir yığın kütlesini temsil ettiği anlamına gelmektedir. Parçacık ivmesi aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir.

$$\frac{d\mathbf{u}_p}{dt} = \mathbf{g} - \frac{1}{2} \frac{\rho C_{dA_{p,c}}}{m_p} (\mathbf{u}_p - \mathbf{u}) |\mathbf{u}_p - \mathbf{u}| \quad (3.131)$$

Parçacık pozisyonu x_p aşağıdaki Eş. 3,132 ile ifade edilmektedir.

$$\frac{dx_p}{dt} = \mathbf{u}_p \quad (3.132)$$

Kürenin sürtünme katsayısı, parçacık çapı D 'ye ($2r_p$) dayanan yerel Reynolds sayısının bir fonksiyonudur.

$$C_d = \begin{cases} 24/Re_D & Re_D < 1 \\ 24 (0,85 + 0,15 Re_D^{0,687}) / Re_D & 1 < Re_D < 1000 \\ 0.44 & 1000 < Re_D \end{cases} \quad (3.133)$$

$$Re_D = \frac{\rho |u_p - u| 2r_p}{\mu(T)} \quad (3.134)$$

Damlacık boyutu dağılımı: FDS yazılımında su sisinin kümülatif hacim dağılımı, log-normal ve Rosin-Rammler dağılımlarının bir kombinasyonu ile temsil edilmektedir [6, 168].

$$F_V(D) = \begin{cases} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^D \frac{1}{\sigma D'} \exp\left(-\frac{[\ln(D'/D_{v,0,5})]^2}{2\sigma^2}\right) dD' & (D \leq D_{v,0,5}) \\ 1 - \exp\left(-0,693 \left(\frac{D}{D_{v,0,5}}\right)^\gamma\right) & (D > D_{v,0,5}) \end{cases} \quad (3.135)$$

Burada $D_{v,0,5}$ medyan hacimsel damlacık çapı (yani kütlenin yarısı $D_{v,0,5}$ veya daha küçük çaplı damlacıklar tarafından taşınır), γ yaklaşık 2,4 ve σ yaklaşık 0,48'e eşit olan ampirik sabitlerdir. Alternatif olarak, kullanıcı, tablo halindeki girdi verilerini kullanarak herhangi bir boyut dağılımını belirtebilir. Orta boyuttaki damlacık çapı, sprinkler orifis çapının, çalışma basıncının ve geometrinin bir fonksiyonudur. Factory Mutual'un orta damlacık çapı için ortaya koyduğu korelasyon aşağıda verilmiştir [169].

$$\frac{D_{v,0,5}}{d} \propto We^{-\frac{1}{3}} \quad (3.136)$$

Burada d orifis çapıdır. Orifis Weber sayısı We ise, atalet kuvvetlerinin yüzey gerilim kuvvetlerine oranı olup aşağıdaki Eş. 3.137’de verilmiştir.

$$We = \frac{\rho_p u_p^2 d}{\sigma} \quad (3.137)$$

Burada ρ_p sıvının yoğunluğu, u_p boşaltma hızı ve σ sıvı yüzey gerilimidir (20 °C’de su için $72,8 \times 10^{-3}$ N/m). Boşaltma hızı, K-faktörü olarak bilinen çalışma basıncının ve orifis katsayısının bir fonksiyonu olan kütle akış hızından hesaplanabilir. FM’in çalışmalarına göre Eş. 3.136’daki oran sabiti, akış hızı ve çalışma basıncından bağımsızdır.

Sıvı damlalarının ısınması ve buharlaşması: Su sisi damlacıkları havada hareket eden ayrı küreler olarak tanımlanmaktadır. Bu damlacıklar ayrı ayrı Lagrange parçacıkları olarak izlenir, ancak ısı ve kütle aktarım katsayıları farklı olacaktır.

Gaz fazı çözücüsünün bir zaman adımı boyunca, ağırlıklı bir hücresindeki damlacıklar α gaz türlerini oluşturmak için buharlaşır. Buharlaşma hızı, $Y_{\alpha,l}$ sıvı denge buhar kütle fraksiyonunun, $Y_{\alpha,g}$ yerel gaz fazı buhar kütle fraksiyonunun, T_p damlacık sıcaklığının (üniform olduğu varsayılmaktadır) ve T_g yerel gaz sıcaklığının bir fonksiyonudur. “g” alt simgesi, hücrede damlacık tarafından doldurulan miktarın ortalamasını, “p” alt simgesi ise sıvı damlacığı ifade etmektedir. Damlacık bir katıya değişiyorsa, T_s yüzey sıcaklığı anlamına gelmektedir. Gaz ve sıvı arasındaki kütle ve enerji transferi aşağıdaki denklem seti ile ifade edilmektedir [6, 170].

$$\rho_g V \frac{dY_{\alpha,g}}{dt} = -(1 - Y_{\alpha,g}) \frac{dm_p}{dt} \quad (3.138)$$

$$\frac{dT_p}{dt} = \frac{1}{m_p c_p} [\dot{q}_r + A_{p,s} h_g (T_g - T_p) + A_{p,s} h_w (T_w - T_p) + \frac{dm_p}{dt} h_v] \quad (3.139)$$

$$\frac{dT_g}{dt} = \frac{1}{m_p c_g} [A_{p,s} h_g (T_p - T_g) - \frac{dm_p}{dt} (h_{\alpha,p} - h_{\alpha,g})] \quad (3.140)$$

$$\frac{dT_w}{dt} = -\frac{A_{p,s} h_w}{m_w c_w} (T_w - T_p) \quad (3.141)$$

Damlacık, α türünden (genellikle su veya yakıt) saf bir sıvı olarak alınır. Burada m_p , damlacığın kütlesi (veya havadaki damlacıkla ilişkili yüzey filminin fraksiyonudur), $A_{p,s}$ sıvı damlacığın yüzey alanı, h_m kütle aktarım katsayısı, ρ_g gaz yoğunluğu, ρ_f partikülün film yoğunluğu, c_p sıvının özgül ısısı, c_g gazın özgül ısısı, h_g damlacık ile gaz arasındaki ısı transfer katsayısı, $\dot{q}_r$ damlanın ışınlama ısınma oranı, $h_{\alpha,p}$ parçacık sıcaklığındaki buhara özgül entalpi ve $h_{\alpha,g}$ gaz sıcaklığındaki buhara özgül entalpidir.

Damlacık boyutu dağılımı, konsantrasyon ve hız gibi detaylı söndürme parametreleri, FDS yazılımında DEVC satırında simüle edilebilen Faz Doppler Parçacık Analizi (PDPA) kullanılarak hesaplanan sprej parametrelerinden alınmaktadır. t zamanındaki PDPA cihazı çıkışı bir zaman integrali olarak aşağıdaki Eş. 3,142 ile hesaplanır.

$$F(t) = \frac{1}{\min(t, t_e) - t_s} \int_{t_s}^{\min(t, t_e)} f(t) dt \quad (3.142)$$

Anlık değerlerin elde edilmesi için $F(t) = f(t)$ olarak değerlendirilir. $f(t)$ fonksiyonunun iki formu bulunmaktadır:

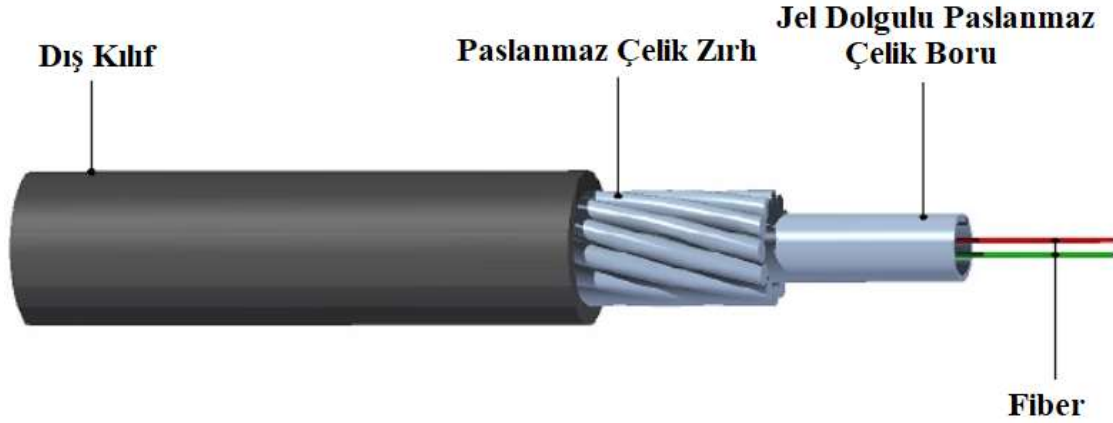
$$f_1(t) = \left(\frac{\sum_i n_i D_i^m \phi}{\sum_i n_i D_i^n} \right)^{\frac{1}{m-n}} \quad ; \quad f_2(t) = \frac{\sum_i n_i \phi}{V} \quad (3.142)$$

Burada n_i simüle edilen bir parçacık tarafından temsil edilen gerçek parçacıkların sayısı, D_i parçacık çapı ve ϕ ölçülecek miktardır.

3.12.2. Isı dedektörü

EN 54-22 standardında özellikleri, deney metotları ve performans kriterleri belirtilen fiber optik lineer ısı algılama kablosu ve kontrol sistemi karayolu tünellerinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Sıcaklıklar, sensör kablosu boyunca sürekli bir profil olarak kaydedilir. Bu, ölçüm sürelerini azaltırken, büyük mesafelerde veya geniş yüzeylerde yüksek sıcaklık ayrımı doğruluğu sağlar. Sistem, kuvars camdan yapılmış optik fiberlerle sıcaklıkları ölçmek için Raman etkisini kullanır. Lazer ışık parçacıklarını nano saniye içinde fiber kılın içine gönderir ve her bir ışık parçası fiber kıl içinde belirli bir fiziksel alanı işgal eder ve doğal olarak geriye yansıyan harmonik ışık dalgaları fiber üzerinde ölçü alanlarını bilgi olarak

sisteme geri verir. 57 - 74 °C arasındaki set sıcaklıkları ile kullanılmaktadır. Fiber optik lineer ısı algılama kablosu, katmanları ile birlikte Şekil 3.21’de verilmiştir.



Şekil 3.21. Fiber optik lineer ısı algılama kablosu [171]

3.13. Karayolu Tüneli Havalandırma Sistemi

Tünellerin izlenmesi, acil durumla mücadelesi, karayolunda seyreden yolcu ve sürücülerin güvenliği söz konusu sistemler vasıtası ile sağlanmaktadır. Bu sistemlerin işletilmesi için gerekli yardımcı tesislerin doğru konumlarda kurulması, işletme kontrol merkezinin tünele müdahaleyi kolaylaştıracak teçhizat ve ekipmanlarla donatılması gerekmektedir.

Karayolu tünelleri elektromekanik sistemlerinin en önemlilerinden biri havalandırma sistemidir. Havalandırma sisteminin amacı, tünelde oluşacak kirli havayı tahliye etmek, yangın durumunda dumanın insanlardan uzaklaştırılmasını ve insanlara temiz hava verilmesini sağlamaktır.

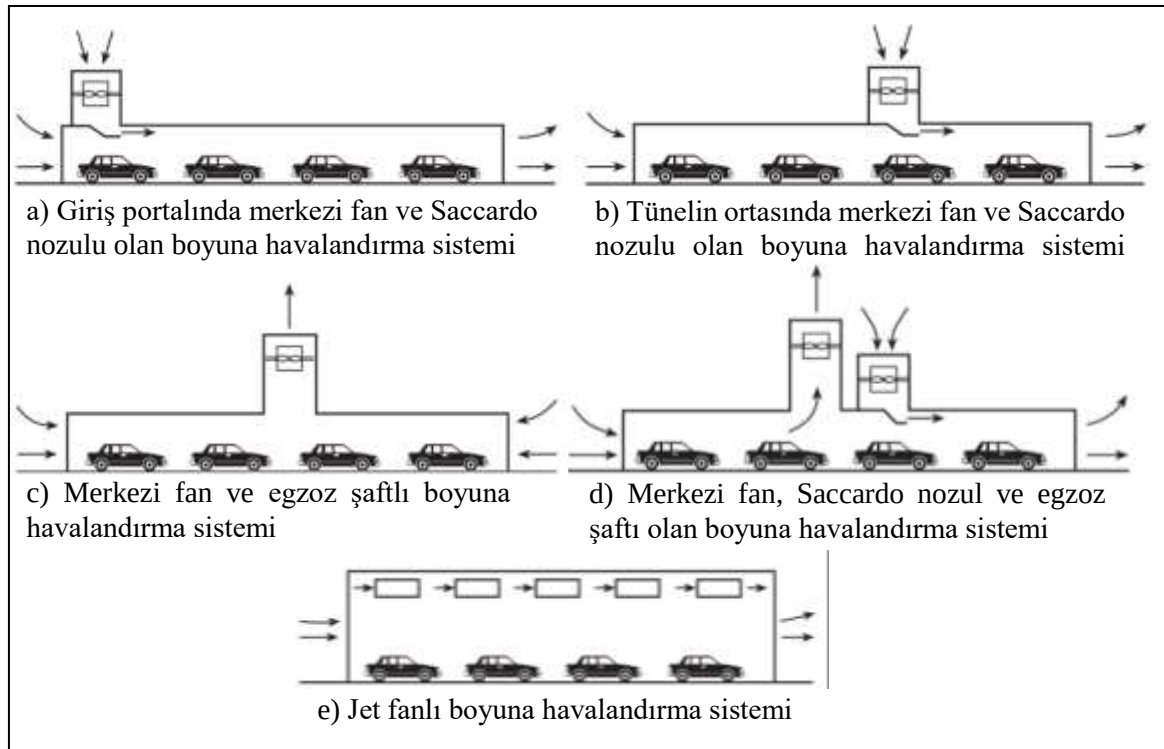
Avrupa Parlementosu ve Konseyinin 29 Nisan 2004 tarih ve 2004/54/EC sayılı direktifi adlı “Tünellerin Asgari Güvenlik Gereksinimleri” verilerine göre, şerit başına araç sayısı 2000’den fazla olan 1000 metre ve daha uzun tünellerde havalandırma sistemi yapılmaktadır.

Yeterli havalandırmayı sağlayabilmek amacıyla havalandırma sistemi inşai uygulanabilirlik ve gerekli risk parametreleri de göz önünde bulundurulduktan sonra, havalandırma sistemi seçilmektedir. Havalandırma sistemleri:

- Boyuna havalandırma
- Yarı enine havalandırma
- Enine havalandırma

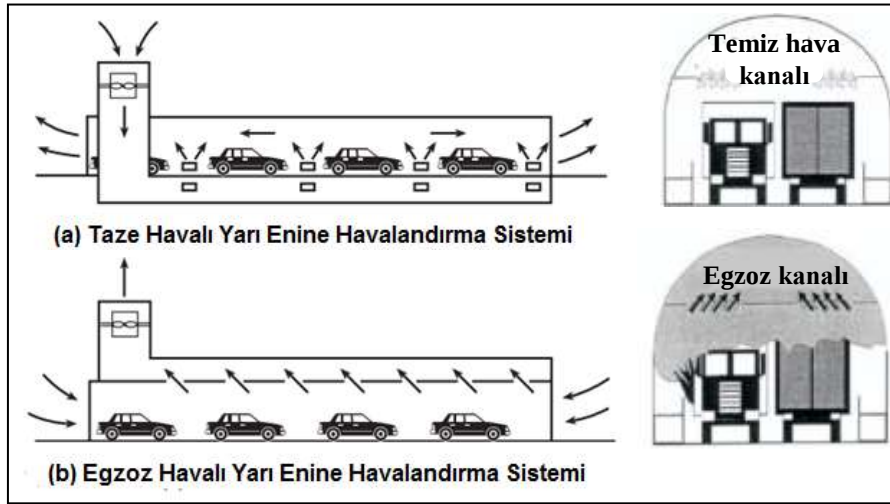
olmak üzere 3 gruba ayrılmıştır. Sistem seçimi yapılırken, tüneli kullanan günlük ortalama araç sayısı, araç tipi (binek, otobüs, tanker vb.) ve tünel uzunluğu parametrelerine dikkat edilmektedir. 2004/54/EC sayılı direktifin ilgili tablolarında şerit başına araç sayısı 2000'den fazla olan 3000 metre ve daha uzun tünellerde yarı enine havalandırma sistemi yapılmalıdır.

Boyuna Havalandırma Sistemi: Tüneldeki aksiyel veya jet fanlar ile hava kütlesi arasındaki momentum değişimi sayesinde, tünelde oluşan duman veya emisyonları trafik yönünde uzaklaştıran ve yerine temiz hava akışı sağlayan sistemlerdir. Acil durum koşullarında ters katmanlaşma önlenerek, trafik yönünün tersine insanların kaçabilmesi için dumandan arındırılmış bir ortam sağlar. NFPA 502'de [16] belirtilen boyuna havalandırma sistem tipleri aşağıdaki şekilde verilmiştir:



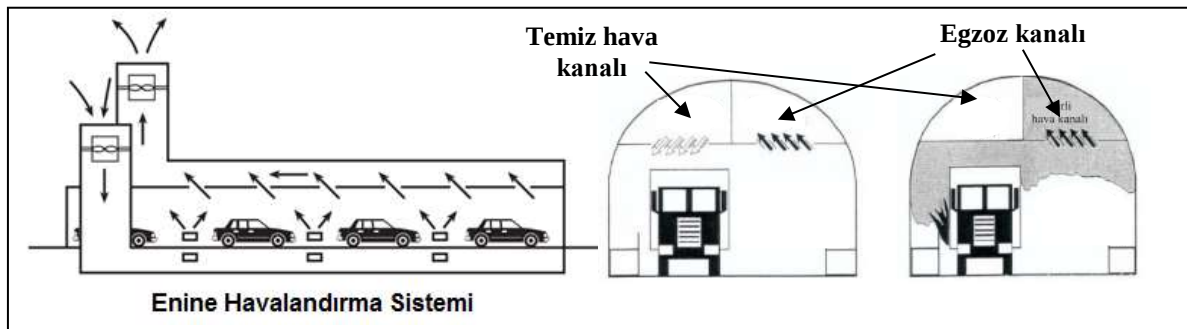
Şekil 3.22. Boyuna havalandırma sistemi tipleri [16]

Yarı Enine Havalandırma Sistemi: Tünel boyunca kanal yardımıyla birçok noktadan tünele temiz hava sağlayan veya egzoz havasını atan havalandırma sistemidir. Kanal ile temiz hava sağlanması durumunda kirli hava tünelin portallarından atılır. Kanal ile egzoz yapılıyor ise tersi durum oluşacak ve portallardan taze hava tünele alınacaktır. Enine ve boyuna havalandırma sistemlerinin kombinasyonu gibi çalışmaktadır. Acil durum koşullarında dumanın tünel boyunca uzaklaştırılması yerine kanal ile taşınması sağlanabilmektedir. Taze ve egzoz havalı yarı enine havalandırma sistemi görselleri Şekil 3.23’de verilmiştir.



Şekil 3.23. (a) Taze havalı, (b) Egzoz havalı yarı enine havalandırma sistemi [16]

Enine Havalandırma Sistemi: Şekil 3.24’de gösterildiği gibi tünel boyunca iki kanal yardımıyla birçok noktadan tünele temiz hava sağlanır ve aynı zamanda diğer kanaldan egzoz havası atılır. Kanallar tünel kesitine bağlı olarak tabandan veya tavanda olabilmektedir. Çift yönlü trafiğin bulunduğu tünellerde veya yangın yükü fazla olan uzun tünellerde daha fazla tercih edilmektedir.

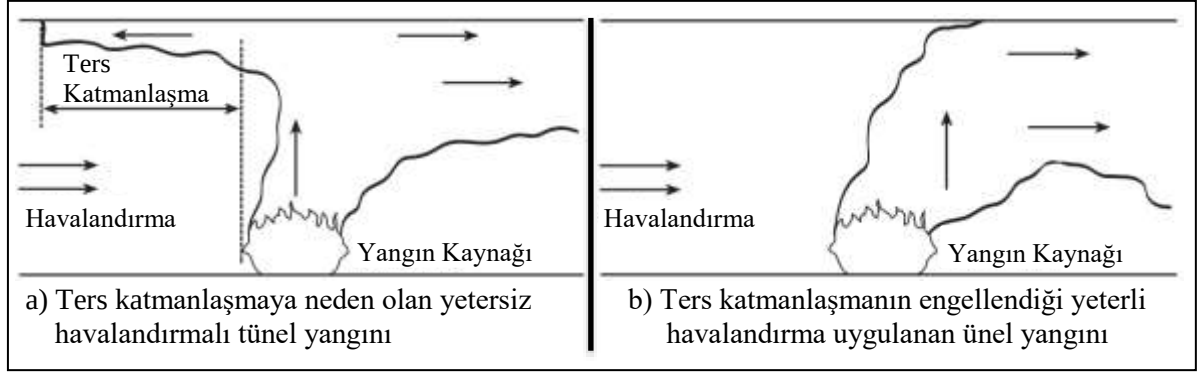


Şekil 3.24. Enine havalandırma sistemleri [16]

Türkiye’de ve Dünya’da yaygın olarak boyuna havalandırma sistemi kullanılmaktadır. Yapılacak çalışmada jet fan ile boyuna havalandırma sistemi incelenecektir.

Taşıtlardan kaynaklanan egzoz tahliyesi ve acil durum duman tahliyesi için, tüneldeki taşıt sayısına, tipine ve tünel özelliklerine bağlı olarak gerekli havalandırma sisteminin ve kapasitesinin belirlenmesine yönelik hesaplamalar yapılmaktadır. Karayolu tünelleri havalandırma sistemi tasarlanırken aşağıda verilen 2 farklı temel tasarım koşulunun dikkate alınması gerekmektedir.

- a) *Günlük havalandırma:* Tünelde trafik yoğunluğu veya tıkanıklığı esnasında oluşacak egzoz gazlarının zarar verici düzeylerin altında tutulması gerekmektedir. NO_x ve CO emisyonlarını seyreltmek için gereken temiz hava miktarı, PIARC vb. uluslararası standartlarda belirtilen formüller vasıtası ile hesaplanabilir. Ayrıca çoğunlukla dizel araçlardan kaynaklanan partiküller opasiteye neden olmakta ve tüneldeki görüş mesafesini azaltabilmektedir. Trafiğin sağlıklı iletebilmesi için bu mesafenin de olması gereken limitlerin üstünde tutulması gerekmektedir.
- b) *Acil durum havalandırması:* Olası bir araç yangını durumunda, yangın sonucu ortaya çıkan duman ve ısıнын trafik yönünde uzaklaştırılması gerekmektedir. Yangın durumunda, gerek acil durum araçlarının müdahalesi, gerekse tünel içinde dumandan ve sıcaklıktan arındırılmış bir ortam sağlanabilmesi amacıyla yangın bölgesinde oluşabilecek ters katmanlaşmanın önlenmesi gerekmektedir. Ters katmanlaşma, duman ve sıcak gazların havalandırma ile sağlanan hava akış yönünün tersine hareket etmesi olarak ifade edilebilir. NFPA 502’den alınan yeterli ve yetersiz havalandırma görselleri aşağıda verilmiştir.



Şekil 3.25. Yeterli ve yetersiz havalandırılan tünel yangını görselleri [16]

Tüneldeki ters katmanlaşmanın engellenmesi için yangın bölgesinde uygulanması gereken en düşük kararlı havalandırma hızına kritik hız denilmekte olup aşağıdaki bağıntı ile hesaplanabilmektedir.

$$\frac{u}{\sqrt{gH}} = \begin{cases} 0,81 \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_a c_p T_a g^{1/2} H^{5/2}} \right)^{1/3} \left(\frac{H}{W} \right)^{1/2} e^{\left(-\frac{L_b}{18,5H} \right)}, & \frac{\dot{Q}}{\rho_a c_p T_a g^{1/2} H^{5/2}} \leq 0,15 \left(\frac{H}{W} \right)^{-1/4} \\ 0,43 e^{\left(-\frac{L_b}{18,5H} \right)}, & \frac{\dot{Q}}{\rho_a c_p T_a g^{1/2} H^{5/2}} > 0,15 \left(\frac{H}{W} \right)^{-1/4} \end{cases} \quad (3.142)$$

Burada;

ρ_a : havanın yoğunluğu (kg/m^3)

C_p : havanın özgül ısısı (kJ/kgK)

g : yerçekimi ivmesi (m/s^2)

H : tünel yüksekliği (m)

W : tünel genişliği (m)

L_b : ters katmanlaşma uzunluğu (m)

$L_b = 0$ kritik hızı tanımlar (dumanın ters katmanlaşması yoktur),

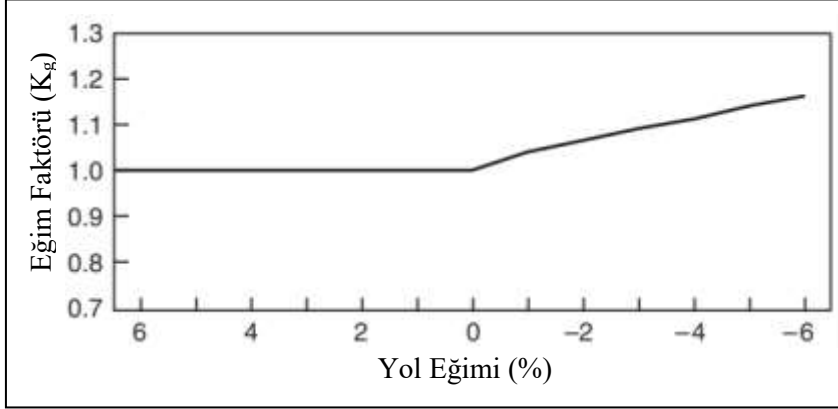
$L_b \neq 0$ sınırlandırılmış hızı tanımlar (kontrollü ters katmanlaşma uzunluğuna karşılık gelen hız)

T_a : ortam gaz sıcaklığı (K)

u : boyuna hız (m/s)

$\dot{Q}$: toplam ısı yayılım oranı, HRR (kW)

Kritik hız, hesaplanan hava hızı ile eğim faktörünün çarpılması sonucunda hesaplanır. Eğim faktörü aşağıdaki grafikten elde dilmektedir.



Şekil 3.26. Eğim faktörü grafiği [16]

$$V_c = u * K_g \quad (3.143)$$

Burada;

u_c : Kritik hız (m/s)

K_g : Eğim faktörü (-) [172]

Yukarıda kritik hız formülünde ve yangın blokaj etkisi hesaplarında kullanılan ısı yayılım oranı değeri tüneli kullanacak araç tipine bağlı olarak belirlenmektedir.

Çizelge 3.13. Tipik araçlar için yangın verileri [16]

Araç Tipi	Deneyisel HRR		Seçilen HRR	
	En Yüksek HRR (MW)	En Yüksek HRR'a Kadar Süre (dak)	En Yüksek HRR (MW)	En Yüksek HRR'a Kadar Süre (dak)
Otomobil	5-10	0-54	8	10
Birden fazla otomobil	10-20	10-55	15	20
Otobüs	25-34	7-14	30	15
Ağır yük kamyonu	20-200	7-48	150	15
Yanıcı sıvı tankeri	200-300	-	300	-

Bu değerlerden bazıları standartlar arasında farklılık gösterebilmektedir. Örneğin PIARC 05.05.B [10] ve CETU [26] dokümanlarında birden fazla otomobil 8 MW, otobüs 20 MW ve kamyon 20-30 MW olarak kabul edilmektedir.

Acil durum esnasında havalandırma sistemi aracılığı ile sağlanan hava hızı dumanı istenilen yönde yönlendirmek ve bu esnada ters katmanlaşmayı engelleyebilmek için kritik hızdan büyük olmalıdır. Yol tünellerinde duman trafiğin akış yönüne doğru yönlendirilmelidir. Bu sayede yangın bölgesinde oluşabilecek bir trafik sıkışıklığı durumunda, araçların ve içerisindeki yolcuların dumana ve sıcaklığa maruz kalmamaları sağlanmış olur. Yeterli havalandırma sistemi tesis ederek kritik hızın sağlanabilmesi için aşağıda belirtilen basınç kayıplarının hesaplanması, tünel kesiti ile çarpılması ve sonucunda toplam itki kuvvetinin bulunması gerekmektedir [11]. Bu basınç kayıplarının içerisinde tünel giriş-çıkış (ΔP_g , ΔP_{ζ}), duvar sürtünmesi (ΔP_{duvar}), rüzgâr etkisi ($\Delta P_{rüzgâr}$), araç engellemesi ($\Delta P_{araç}$), yangın mahal etkisi ($\Delta P_{yangın}$) ve baca etkisinden (ΔP_{baca}) kaynaklı basınç kayıpları yer almaktadır.

$$\Delta P_{toplam} = \Delta P_g + \Delta P_{\zeta} + \Delta P_{duvar} + \Delta P_{rüzgâr} + \Delta P_{araç} + \Delta P_{yangın} + \Delta P_{baca} \quad (3.144)$$

- *Tünel girişi:* Tünele taze hava girişi sırasında, hava atmosferden tünel girişine yani dar bir alana doğru akmakta ve basınç kaybı oluşmaktadır. Basınç kaybını hesaplamak için aşağıdaki Eş. 3.145'den yararlanılmıştır [11].

$$\Delta P_{giriş} = \frac{1}{2} \cdot \zeta_{giriş} \cdot \rho_{ort} \cdot V_c^2 \quad (3.145)$$

Burada;

$\zeta_{giriş}$: Tünel girişi basınç kaybı katsayısı (0,5) [9]

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m³)

V_c : Tünel içerisindeki kritik hız (m/s)

- *Tünel çıkışı:* Tünelden uzaklaştırmak istenen duman tünel çıkışından yani dar kesit alandan geniş bir alana (atmosfere) doğru akmakta ve bu durumdan kaynaklı basınç kaybı oluşmaktadır. Basınç kaybını hesaplamak için aşağıdaki Eş. 3.146 kullanılmaktadır [11].

$$\Delta P_{çıkış} = \frac{1}{2} \cdot \zeta_{çıkış} \cdot \rho_{ort} \cdot V_c^2 \cdot \left(\frac{T_{çıkış}}{T_{ort}} \right) \quad (3.146)$$

Burada;

$\zeta_{\text{çıkış}}$: Tünel çıkışı basınç kaybı katsayısı (1,0) [9]

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m^3)

V_c : Tünel içerisindeki kritik hava hızı (m/s)

$T_{\text{çıkış}}$: İlgili yangın noktası için tünelin çıkışındaki sıcaklık (K)

T_{ort} : Ortam havası sıcaklığı (K)

- *Duvar sürtünmesi:* Tünel içindeki hava akışı ile tünel duvarı arasında bir basınç kaybı meydana gelmektedir. Bu basınç kaybının hesabı için Eş. 3.147'den yararlanılmaktadır [11].

$$\Delta P_{\text{duvar}} = \sum_{i=1}^l \frac{\lambda}{D_H} \cdot \frac{\rho_{\infty}}{2} \cdot V_c^2 \cdot \left(\frac{T_i}{T_{\text{ort}}} \right) \quad (3.147)$$

$$D_H = \frac{4 \cdot A_T}{P} \quad (3.148)$$

Burada;

l : Tünel uzunluğu (m)

λ : Tünel duvarı sürtünme katsayısı

D_H : Tünelin hidrolik çapı (m)

A : Tünel en kesit alanı (m^2)

P : Tünel yağ çevre uzunluğu (m)

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m^3)

V_c : Tünel içerisindeki kritik hava hızı (m/s)

T_i : Tünelin o konumundaki sıcaklık (K)

T_{ort} : Ortam havası sıcaklığı (K)

- *Dış rüzgâr etkisi:* Çevresel faktörler kontrol altında tutulamadığı için hesaplamalar yapılırken en kötü durumdaki kayıpların da dikkate alınması gerekmektedir. Tünel çıkışında tünel hava akış yönünün tersine esecek olan rüzgârın sebep olacağı basınç kaybı da bunlardan biridir. Bu değer aşağıdaki Eş. 3.149 ile hesaplanabilir [11].

$$\Delta P_{\text{rüzgâr}} = \frac{1}{2} \cdot \zeta_{\text{rüz}} \cdot \rho_{\text{ort}} \cdot V_{\text{rüz}}^2 \quad (3.149)$$

Burada;

$\zeta_{rüz}$: Rüzgâr kayıp katsayısı

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m^3)

$V_{rüz}$: Yerden 10 m yükseklikteki rüzgâr hızı (m/s)

- *Araç blokaj etkisi:* Tünel içerisinde yangın konumu ile tünel girişi arasında araçların sıkışacağı ve hava akışına karşı blokaj oluşturacağı düşünülmektedir. Bu durumda araçlardan kaynaklı bir basınç kaybı oluşacak olup aşağıdaki verilen Eş. 3.150 ile hesaplanabilmektedir [11].

$$\Delta P_{araç} = \sum_a n_a \cdot \frac{(c_w \cdot A)_a}{A_T} \cdot \frac{\rho_{ort}}{2} \cdot V_c^2 \quad (3.150)$$

$$n_a = \frac{x_{yan} \cdot R_a}{N_{u_a}} \quad (3.151)$$

Burada;

a : Araç tipi

n_a : Araç sayısı

c_w : Araç tipinin araç direnç katsayısı

A : Araç tipinin ortalama dik alanı (m^2)

A_T : Tünel kesit alanı (m^2)

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m^3)

V_c : Hava hızı (m/s)

x_{yan} : Tünel içerisindeki yangın noktası (m)

N_{u_a} : Araç başına düşen yol uzunluğu (m)

R_a : Araç oranı (%)

- *Yangının blokaj etkisi:* Yangının ürettiği duman akışı, ısı yayma oranı ile kabaca orantılıdır. Yangın dumanı tünelin alt kısmından temiz havayı içeri çeker. Yangın geliştikçe, yangın dumanı uzunlamasına hava akışına karşı ek bir direnç haline gelir ve basınç kaybı oluşturur. Yangın tekilliğinden kaynaklı basınç kaybı olarak da adlandırılan bu büyüklük aşağıda verilen Eş. 3.152 ile hesaplanmaktadır [11].

$$\Delta P_{yangın} = \zeta_{yangın} \cdot \frac{\rho_{ort} \cdot V_c^2}{2} \quad (3.152)$$

$$\zeta_{\text{yangın}} = 0,00018 \frac{Q \cdot \zeta_{\text{kon}}}{\rho_{\text{ort}} \cdot V_c^3 \cdot D_H^2} \quad (3.153)$$

Burada;

$\zeta_{\text{yangın}}$: Yangın kayıp katsayısı

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m³)

V_c : Tünel içerisindeki kritik hava hızı (m/s)

Q : Yangın yükü (W)

ζ_{kon} : Konveksiyon oranı

D_H : Tünelin hidrolik çapı (m)

- *Baca etkisi:* Tünel eğimi, duman yayılımının yükselen yönde (yüzdürme nedeniyle) hızlanmasına neden olur. Bu baca etkisi, duman sıcaklığının ve yol derecesinin bir fonksiyonudur. Dik bir eğimde tam gelişmiş bir yangın, yüksek boylamasına hızlara ve yangının alçalan tarafında çok az dumana veya hiç duman olmamasına neden olabilir. Baca etkisinden kaynaklı basınç kaybını bulmak için Eş. 3.154'den yararlanılabilir [11].

$$\Delta P_{\text{baca}} = \sum_{i=1}^l -\rho_{\text{ort}} \cdot \left(1 - \frac{T_{\text{ort}}}{T_i}\right) \cdot g \cdot f_{\text{eğim}} \quad (3.154)$$

Burada;

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m³)

T_{ort} : Ortam havanın sıcaklığı (K)

T_i : Tünelin o konumundaki sıcaklık (K)

g : Yer çekimi ivmesi (m/s²)

$f_{\text{eğim}}$: Hava akış yönündeki eğim (%)

Yukarıda hesaplanan basınç kayıpları toplamının tünel kesit alanı (A_t) ile çarpılması sonucu toplam itki hesaplanmaktadır.

$$F_{\text{toplam}} = \Delta P_{\text{toplam}} \cdot A_t \quad (3.155)$$

Yukarıda verilen eşitliklerden de anlaşılacağı üzere, yerel hava sıcaklığı ve yoğunluk değerleri toplam basınç kaybına, toplam ve jet fan itki değerlerine etki etmektedir. Bu

nedenle havalandırma (trafik) yönü boyunca sıcaklık dağılımının incelenmesi önem arz etmektedir.

Yangın noktasındaki en yüksek ortalama sıcaklık (T_{mak}) hesaplandıktan sonra yangın noktasıyla tünel çıkış portalı arasında kalan bölgede istenilen noktadaki sıcaklık aşağıda belirtilen Eş. 3.156 ve Eş. 3.157 ile hesaplanmalıdır [11].

$$\frac{\Delta T_x}{\Delta x} = \frac{P \cdot (h_c + h_{r_x})(T_{x-1} - T_{ort})}{\rho_{ort} \cdot C_p \cdot A_T \cdot V_c} \quad (3.156)$$

$$\Delta T_x = T_x - T_{x-1} \quad (3.157)$$

Burada;

Δx : Hesaplanmak istenen noktalar arasındaki mesafe (m)

P : Tünel yaş çevre uzunluğu (m)

h_c : Taşınımli ısı aktarım katsayısı (W/m^2K)

h_r : Işıma ile ısı aktarım katsayısı (W/m^2K)

T_{x-1} : Akış yönünde x'e bağlı havanın ortalama sıcaklığı (K)

T_{duvar} : Akış yönünde tünel duvarının ortalama sıcaklığı (K)

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m^3)

C_p : Havanın sabit basınç altındaki özgül ısı katsayısı (J/kgK)

A_T : Tünel en kesit alanı (m^2)

V_c : Tünel en kesitteki kritik hız (m/s)

$$h_c = \frac{\frac{\lambda}{8} \cdot C_p \cdot \rho_{ort} \cdot V_c}{1.07 + 12.7(Pr^{2/3} - 1) \sqrt{\frac{\lambda}{8}}} \quad (3.158)$$

Burada;

λ : Duvar sürtünme katsayısı (0,02) [11]

C_p : Havanın sabit basınç altındaki özgül ısı katsayısı ($J/(kg \cdot K)$)

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m^3)

V_c : Tünel en kesitteki kritik hız (m/s)

Pr : Prandtl sayısı $\approx 0,7$

$$h_{r_x} = \varepsilon \cdot \sigma_0 \cdot (T_{x-1} + T_{ort})(T_{x-1}^2 + T_{ort}^2) \quad (3.159)$$

Burada;

ε : Duvar yayma katsayısı (0,7) [11]

σ_0 : Stefan-Boltzman katsayısı

T_{x-1} : Akış yönünde x'e bağlı havanın ortalama sıcaklığı (K)

T_{ort} : Ortam sıcaklığı (K)

Jet fan seçiminde öncelikle dikkat edilmesi gereken husus seçilen jet fanların sağladığı basıncın hesaplanan basınç kaybına eşit veya büyük olmasıdır.

$$\Delta P_{toplam} \leq n_j \cdot \Delta p_j \quad (3.160)$$

Burada;

n_j : Toplam jet fan sayısı

ΔP_j : Jet fan basınç artışı (Pa)

Kullanılmak istenen jet fan tipinin katalog itki gücü değerlerinden o jet fanın debisi ve çıkış ağız hızı aşağıdaki Eş. 3.161 ve Eş. 3.162 yardımı ile hesaplanmaktadır.

$$Q_j = \sqrt{\frac{F_{j@atm}}{\rho_{ort} \cdot \pi \cdot R_j^2}} \quad (3.161)$$

$$V_j = Q_j \cdot \pi \cdot R_j^2 \quad (3.162)$$

Burada;

$F_{j@atm}$: Jet fan katalog itki kuvveti (N)

R_j : Jet fan yarı çapı (m)

ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m³)

Jet fanların yangının konumuna göre itki güçleri değişiklik göstermektedir. Her bir jet fanın yangın noktasına göre itki gücü Eş. 3.163'den hesaplanmaktadır.

$$F_j = \Delta p_j \cdot A_T = \mu_1 \cdot \mu_2 \cdot \mu_3 \cdot Q_j \cdot \left(\rho_{ort} \cdot \frac{T_{ort}}{T_j} \right) \cdot (V_j - V_c) \quad (3.163)$$

Burada;

- μ_1 : Jet fan verimliliği (0,9) [9]
- μ_2 : Kurulum verimliliği [173]
- μ_3 : Jet fanları arasındaki etkileşim verimliliği (1,0) [9]
- ρ_{ort} : Havanın yoğunluğu (kg/m^3)
- Q_j : Jet fan debisi (m^3/h)
- V_j : Jet fan çıkışındaki hız (m/s)
- V_c : Tünel kesitindeki hız (m/s)
- A_T : Tünel kesit alanı (m^2)
- T_{ort} : Ortam havasının sıcaklığı (K)
- T_j : Jet fanın bulunduğu noktadaki sıcaklık (K)

Yukarıdaki hesaplarda, fabrika testlerinden elde edilen jet fan itki kuvveti esas alınmaktadır. Kurulum verimliliği aşağıda Eş. (3.164)'de verilen Kempf bağıntısı [173] ile hesaplanabilmektedir.

$$\mu_2 = \left(0,0192 \cdot \left(\frac{z}{d} \right)^2 - 0,144 \cdot \frac{z}{d} + 1,27 \right)^{-1} \quad (3.164)$$

Burada;

- z : Jet fan merkezinden tavana olan mesafe (m)
- d : Jet fan iç çapı (m)

Karayolu tüneli boyuna havalandırma sistemlerinde kullanılan aksiyel tip jet fan görseli aşağıda verilmiştir.



Resim 3.1. Karayolu tüneli havalandırma sisteminde kullanılan tipik jet fan görseli [193]

FDS yazılımında jet fanlar ısıtma, havalandırma ve klima (HVAC) sistemi olarak modellenmektedir. HVAC sistemleri, nükleer santral binalarındaki kazaları simüle eden bir bilgisayar programı olan MELCOR [174] adlı termal hidrolik çözümü esas almaktadır. HVAC çözümü, FDS hesaplamasının geri kalanına bağlanması ise GOTHIC [175] adlı bir yazılım ile sağlanmaktadır. MELCOR çözümü, kütle ve enerjinin korunumu denklemleri için açık (explicit), momentum denkleminin korunumu için kapalı (implicit) bir çözüm kullanır. Bir HVAC sistemi, kapladığı fiziksel alanı temsil etmek için katı bir elemana bağlı bir giriş ve bir de çıkış açıklığı bulunan düğümler (node) ve kanal ağı olarak tanımlanmaktadır. Bir düğüm, bir kanalın FDS hesaplama alanıyla birleştiği yeri veya bir T bağlantısı gibi birden fazla kanalın birleştirildiği yeri temsil eder. Ağdaki bir kanal segmenti, bir düğüm tarafından kesilmeyen herhangi bir sürekli akış yolunu temsil eder ve bu nedenle birden fazla bağlantı (dirsek, genişleme, daralma vb.) içerebilir ve uzunluğu boyunca değişen alanlara sahip olabilir. Düğümler için kütle, enerji ve momentumun korunumu denklemleri aşağıda sırasıyla verilmiştir.

$$\sum_j \rho_j u_j A_j = 0 \quad (3.165)$$

$$\sum_j \rho_j u_j A_j h_j = 0 \quad (3.166)$$

$$\rho_j L_j \frac{du_j}{dt} = (p_i - p_k) + (\rho g \Delta z)_j + \Delta p_j - \frac{1}{2} K_j \rho_j |u_j| u_j \quad (3.167)$$

Burada u kanal hızı, A kanal alanı ve h kanaldaki sıvının entalpisidir. j alt simgesi bir kanal segmentini, i ve k alt simgeleri ise düğümleri göstermektedir. Δp fan vb. sabit bir momentum kaynağı, L kanal segmentinin uzunluğu ve K ise duvar sürtünme kayıplarını ve küçük kayıpları içeren kanal segmentinin toplam boyutsuz kayıp katsayısıdır.

4. PROBLEMİN TANIMI VE ÇÖZÜM YÖNTEMİ

Çalışmada ele alınan metro istasyonu ve karayolu tünellerinin modeli, sınır şartları ve yangın tasarımları bu bölümde sırasıyla verilmektedir.

4.1. Metro İstasyonu

4.1.1. Model ve sınır şartları

Berberoğlu'nun [34] 2008 yılında yapmış olduğu “Yeraltı Raylı Taşıma Sistemi İstasyonu İçin Yangın Modellemesi ve Simülasyonu” adlı yüksek lisans tez çalışmasında metil alkol (CH_3OH - methanol), etil alkol ($\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$ - ethanol), iso-propil alkol ($\text{C}_3\text{OH}_7\text{OH}$ veya $(\text{CH}_3)_2\text{CHOH}$ - isopropanol), 95 oktan kurşunsuz benzin, mazot ve n-heptan ($\text{H}_3\text{C}(\text{CH}_2)_5\text{CH}_3$ - dipropil metan) olmak üzere toplam 6 farklı sıvı yangını ele almıştır. Yakıt testlerinde 50 mm x 100 mm x 4 mm ebatlarında yakıt havuzunda 5 ve 10 cc hacimlerinde yanma deneyleri gerçekleştirilmiş, yanma süresi, yanma süresince ulaşılan en yüksek sıcaklıklar, kurum oluşumu ve alev görünürlülüğü gibi unsurlar incelenmiştir. Tüm bu verilerin doğrultusunda kapalı bir hacimdeki yanmanın görsel olarak incelenmesine en uygun olan iki yakıt olarak izopropil alkol ve n-heptan'ı seçmiştir. Bununla birlikte yukarıda bahsedilen tüm yakıtlar için sıcaklık – zaman eğrisi çıkartılarak tezde verilmiştir.

Berberoğlu deneysel çalışmalarında kullanmak üzere, Ankaray Metro Hattın da yeralan karşı peron aç-kapa Maltepe İstasyonu'nun 1/100 ölçekli maketini oluşturmuştur. İstasyonun maketi boylamasına yarısı için oluşturulmuş, maketin ortası cam ile örtülmüştür. Böylece model içinde oluşturulan yangını izleme ve kaydetme imkânı elde edilmiştir. HAD modeli de maketin 1'e 1 şeklinde oluşturulmuştur.

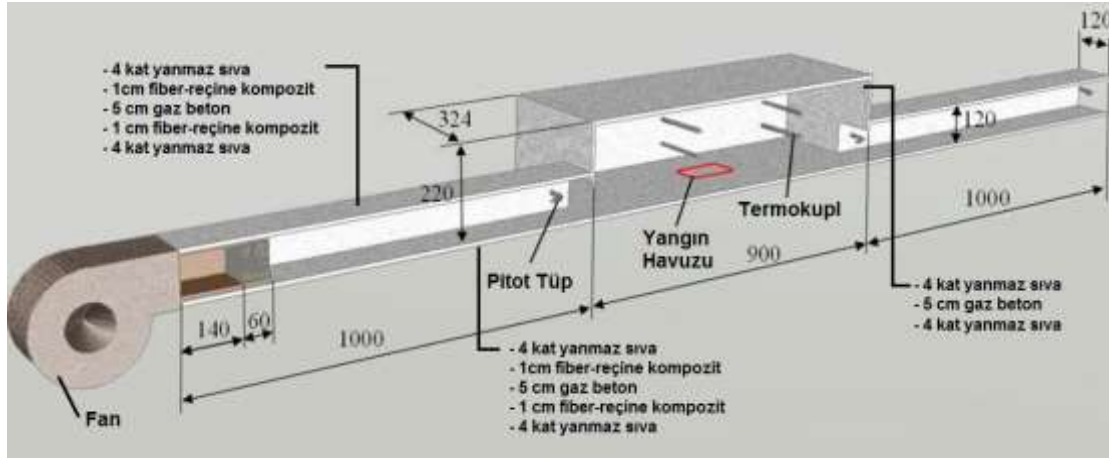


Resim 4.1. Metro istasyonu deney maketi görseli [34]

Mevcut çalışmada FDS programı ile yakıtı verilen ısı miktarı için çıktıları, baca gazı bileşenleri ve bacagazı sıcaklığı incelenecektir. Gerçek yangın sonucunda ortaya çıkan duman tahliyesi değerlendirilecektir.

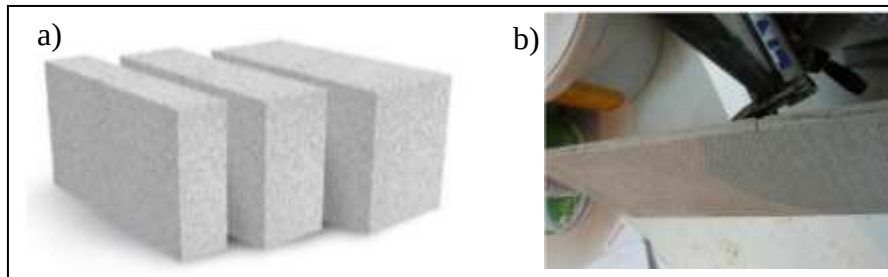
Çözümler HP Z440 Workstation bilgisayarda yapılmış olup, Intel (R) Xeon (R) CPU E5-1620 v3 3.50 GHz işlemcili ve 64 GB RAM (rastgele erişimli bellek) özelliklerine sahiptir.

Aşağıda şekilde görüldüğü üzere giriş ve çıkış kanalları 1000 mm x 120 mm x 120 mm (UxGxY), istasyon 900 mm x 324 mm x 220 mm (UxGxY) boyutlarında modellenmiştir. Aşağıdaki şekil Yücel'in [125] çalışmasından alınmış olup üzerine yapı bileşen detayları aktarılmıştır.



Şekil 4.1. Model boyutları ve yapı bileşenleri [125]

Modelin ana malzemesi Resim 4.2 a'da görülen 5 cm kalınlıkta gaz beton (ytong) bloktur. Tavan ve tabanın altı ile üstü, Resim 4.2 b'de görülen yaklaşık 1cm kalınlıkta fiber-reçine kompozit katman ile kaplanmıştır. Ayrıca modelin içi ve dışı yanmaz, ısı yalıtımlı sıva ile dörder kat sıvanmıştır.



Resim 4.2. Fiber-reçine kompozit panel ve gaz beton görselleri [34]

FDS yazılımında model oluşturulmadan önce, modeli oluşturan yapı bileşenleri için toplam ısı transfer katsayısı hesabı yapılmıştır. Buna göre, TS 825 “Binalarda Isı Yalıtım Kuralları” [176] standardı doğrultusunda modelin taban, tavan ve duvarı için yapı bileşenleri ile hesaplanan ısı transfer katsayısı (U) değerleri, detayları ile birlikte aşağıda verilmiştir:

Çizelge 3.14. İstasyon modeli yapı bileşenleri ısı transfer katsayısı hesapları

TABAN-1 ISI TRANSFER KATSAYISI (U-DEĞERİ) HESAPLARI							
NO	TS 825 SIRA NO	TANIM	KALINLIK	ISI TAŞINIM KATSAYISI h	ISI İLETİM KATSAYISI k	TERMAL DİRENÇ R	REFERANS VE NOTLAR
			[mm]	[W/m ² K]	[W/mK]	[m ² K/W]	
1		Taban-1					
1.1	-	İç ortam ısı transfer değeri, yatay yüzey, aşağı ısı akışı	-	-	-	0,170	TS 825-Çizelge 1
1.2	4.10	Isı yalıtım sıvası (TS EN 998-1'e uygun)	4	-	0,080	0,050	TS 825 - Ek E
1.3	8.2.3.1	Odun lifli levha. Sert (TS 64-2 EN 622-2'ye uygun)	10	-	0,130	0,077	TS 825 - Ek E
1.4	5.5	Gaz betonlar (TS EN 771-4'e uygun yapı elemanları dâhil)	50	-	0,110	0,455	TS 825 - Ek E
1.5	8.2.3.1	Odun lifli levha. Sert (TS 64-2 EN 622-2'ye uygun)	10	-	0,130	0,077	TS 825 - Ek E
1.6	4.10	Isı yalıtım sıvası (TS EN 998-1'e uygun)	4	-	0,080	0,050	TS 825 - Ek E
1.7	-	İç ortam ısı transfer değeri, yatay yüzey, aşağı ısı akışı	-	-	-	0,170	TS 825-Çizelge 1
						+	
		Toplam termal direnç [m ² K/W]				1,048	
		Toplam ısı transfer katsayısı - U [W/m ² K]				0,954	

TAVAN-1 ISI TRANSFER KATSAYISI (U-DEĞERİ) HESAPLARI							
NO	TS 825 SIRA NO	TANIM	KALINLIK	ISI TAŞINIM KATSAYISI h	ISI İLETİM KATSAYISI k	TERMAL DİRENÇ R	REFERANS VE NOTLAR
			[mm]	[W/m ² K]	[W/mK]	[m ² K/W]	
1		Tavan-1					
1.1	-	İç ortam ısı transfer değeri, yatay yüzey, aşağı ısı akışı	-	-	-	0,130	TS 825-Çizelge 1
1.2	4.10	Isı yalıtım sıvası (TS EN 998-1'e uygun)	4	-	0,080	0,050	TS 825 - Ek E
1.3	8.2.3.1	Odun lifli levha. Sert (TS 64-2 EN 622-2'ye uygun)	10	-	0,130	0,077	TS 825 - Ek E
1.4	5.5	Gaz betonlar (TS EN 771-4'e uygun yapı elemanları dâhil)	50	-	0,110	0,455	TS 825 - Ek E
1.5	8.2.3.1	Odun lifli levha. Sert (TS 64-2 EN 622-2'ye uygun)	10	-	0,130	0,077	TS 825 - Ek E
1.6	4.10	Isı yalıtım sıvası (TS EN 998-1'e uygun)	4	-	0,080	0,050	TS 825 - Ek E
1.7	-	İç ortam ısı transfer değeri, yatay yüzey, aşağı ısı akışı	-	-	-	0,130	TS 825-Çizelge 1
						+	
		Toplam termal direnç [m ² K/W]				0,968	
		Toplam ısı transfer katsayısı - U [W/m ² K]				1,033	

DUVAR-1 ISI TRANSFER KATSAYISI (U-DEĞERİ) HESAPLARI							
NO	TS 825 SIRA NO	TANIM	KALINLIK	ISI TAŞINIM KATSAYISI h	ISI İLETİM KATSAYISI k	TERMAL DİRENÇ R	REFERANS VE NOTLAR
			[mm]	[W/m ² K]	[W/mK]	[m ² K/W]	
1		Duvar-1					
1.1	-	İç ortam ısı transfer değeri, yatay yüzey, aşağı ısı akışı	-	-	-	0,130	TS 825-Çizelge 1
1.2	4.10	Isı yalıtım sıvası (TS EN 998-1'e uygun)	4	-	0,080	0,050	TS 825 - Ek E
1.3	5.5	Gaz betonlar (TS EN 771-4'e uygun yapı elemanları dâhil)	50	-	0,110	0,455	TS 825 - Ek E
1.4	4.10	Isı yalıtım sıvası (TS EN 998-1'e uygun)	4	-	0,080	0,050	TS 825 - Ek E
1.5	-	İç ortam ısı transfer değeri, yatay yüzey, aşağı ısı akışı	-	-	-	0,130	TS 825-Çizelge 1
						+	
		Toplam termal direnç [m ² K/W]				0,815	
		Toplam ısı transfer katsayısı - U [W/m ² K]				1,228	

Isıya dayanaklı 6 mm saydam cam için kabul edilen değerler aşağıda verilmiştir [177]:

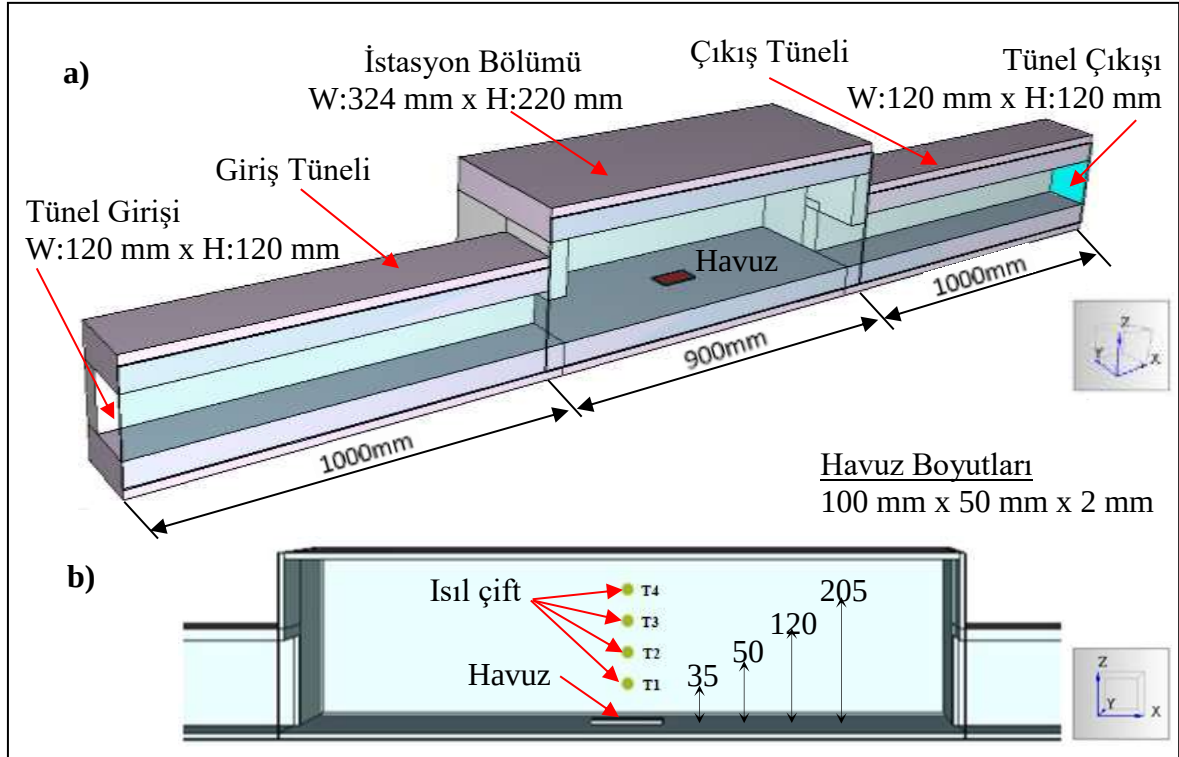
- Sıcaklık dayanımı: 300 °C
- Yoğunluk (yaklaşık): 2,42-2,52 g/cm³
- U değeri: 5,7 W/ m²K
- SF: %81
- Gölgeleme katsayısı: 0,93
- Seçicilik: 1
- Görünür ışığı geçirme: %87

FDS modeline aktarılacak ve hesaplar sırasında kullanılacak yapı bileşenleri U değerleri aşağıda özet olarak verilmiştir. Cam bağlantısını sağlayan alüminyum profiller ve oluşturduğu ısı köprüsü ihmal edilmiştir.

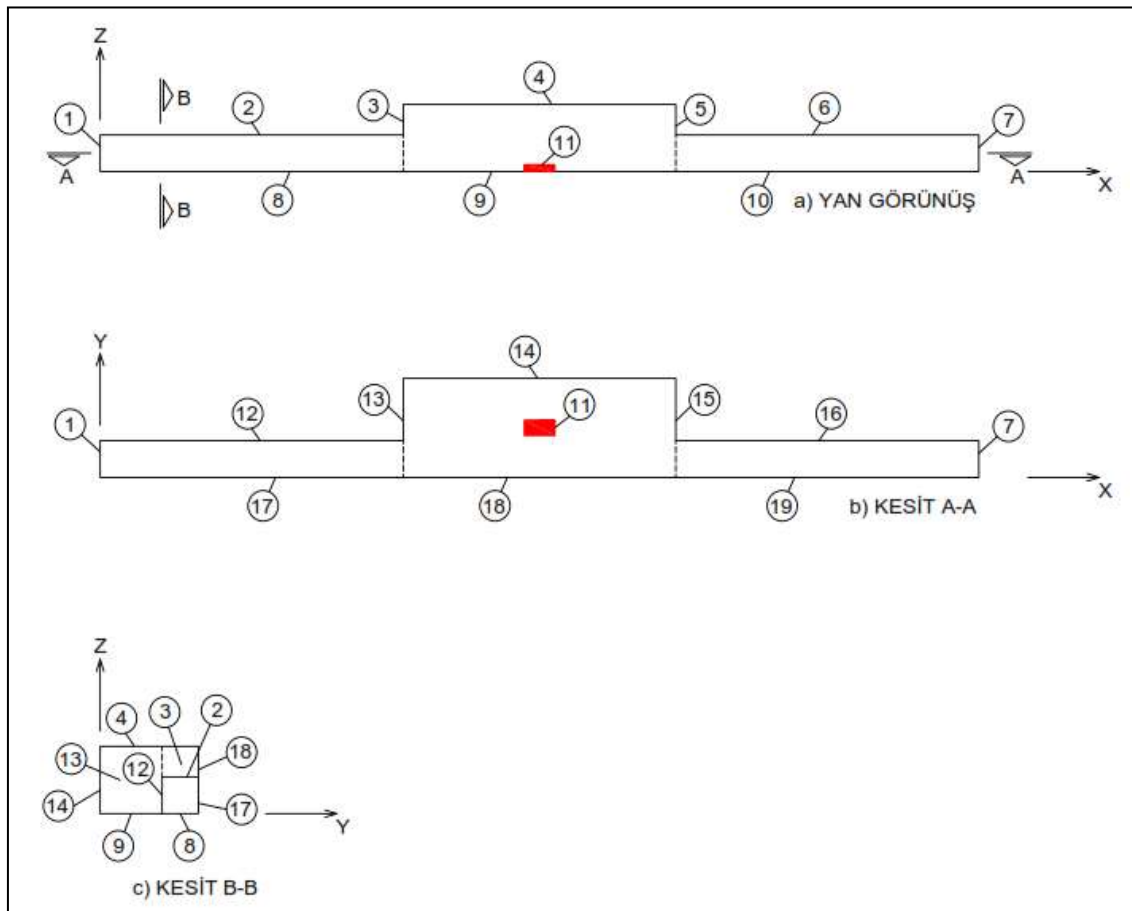
- U_{taban} : 0,954 W/m²K
- U_{tavan} : 1,033 W/m²K
- U_{duvar} : 1,228 W/m²K
- U_{cam} : 5,700 W/m²K

Tezde adiyabatik olarak tanımlanan yapı bileşenleri için yukarıda belirtilen U değerleri programa girilerek deneysel verilere daha yakın sonuçlar elde edilmesi hedeflenmiştir.

Giriş kanalı için hız giriş (velocity inlet) sınır şartı uygulanmıştır. Hız değeri simülasyona göre sıfır (0) alınmıştır. Detayları devam edilen sayfalarda verilecektir. Kanal çıkışında ise tüm simülasyonlarda basınç çıkış (pressure outlet) sınır şartı uygulanmıştır. Bu doğrultuda oluşturulan FDS modeli görseli ve kullanılan sınır şartları aşağıda verilmiştir:



Şekil 4.2. Metro istasyonu FDS modeli (a) İzometrik, (b) Ön görünüş



Şekil 4.3. Metro istasyonundaki akış alanı sınır şartlarının tanımlanması

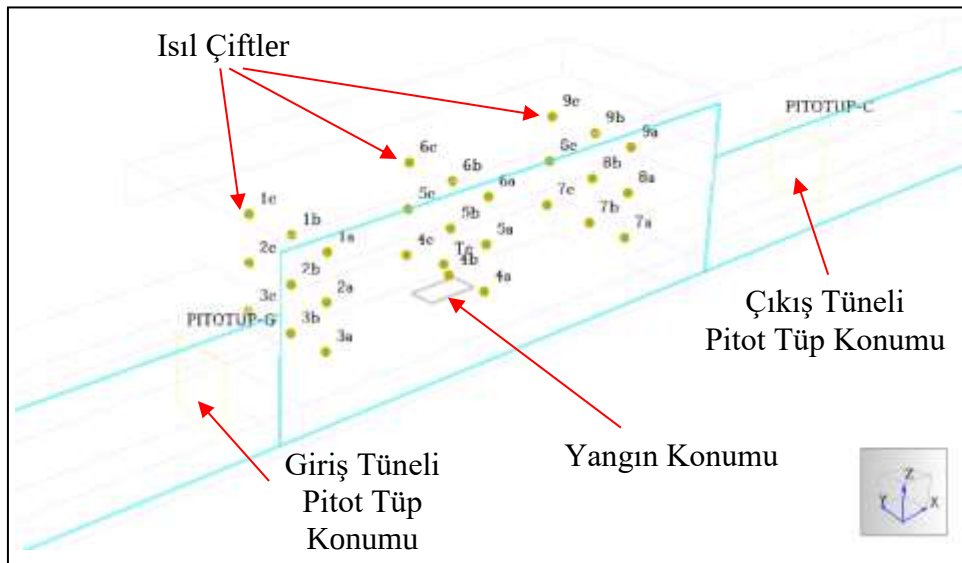
Çizelge 3.15. Sınır şartları

Yüzey No	Yüzey Tanımı	Koordinat			U [m/s]	V [m/s]	W [m/s]	T
		x [mm]	y [mm]	z [mm]				
1	Giriş (Çıkış Sınır Şartı)	0	0 - 120	0 - 120	$\frac{\partial P}{\partial x} = 0$	-	-	$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$
2	Giriş Tüneli Üst Duvarı	0 – 1 000	0 - 120	120	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Tavan}$
3	İstasyon Sol Duvarı - 1	1 000	0 - 120	120 - 220	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$
4	İstasyon Üst Duvarı	1 000 – 1 900	0 - 324	220	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Tavan}$
5	İstasyon Sağ Duvarı - 1	1900	0 - 120	120 - 220	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$
6	Çıkış Tüneli Üst Duvarı	1 900 – 2 900	0 - 120	120	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Tavan}$
7	Çıkış (Çıkış Sınır Şartı)	2900	0 - 120	0 - 120	$\frac{\partial P}{\partial x} = 0$	-	-	$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$
8	Giriş Tüneli Tabanı	0 – 1 000	0 - 120	0	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Taban}$
9	İstasyon Tabanı	1 000 – 1 900	0 - 324	0	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Taban}$
10	Çıkış Tüneli Tabanı	1 900 – 2 900	0 - 120	0	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Taban}$
11	Yangın Havuzu	1 400 – 1 500	137 - 187	0 - 2	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$\dot{q} = q(t)^*$
12	Giriş Tüneli Arka Duvarı	0 – 1 000	120	0 - 120	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$
13	İstasyon Sol Duvarı - 2	1 000	120 - 324	0 - 220	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$
14	İstasyon Arka Duvarı	1 000 – 1 900	324	0 - 220	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$
15	İstasyon Sağ Duvarı - 2	1 900	120 - 324	0 - 220	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$
16	Çıkış Tüneli Arka Duvarı	1 900 – 2 900	120	0 - 120	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$
17	Giriş Tüneli Ön Duvarı (Cam)	0 – 1 000	0	0 - 120	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$
18	İstasyon Ön Duvarı (Cam)	1 000 – 1 900	0	0 - 220	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$
19	Çıkış Tüneli Ön Duvarı (Cam)	1 900 – 2 900	0	0 - 120	$u = 0$	$v = 0$	$w = 0$	$U = U_{Duvar}$

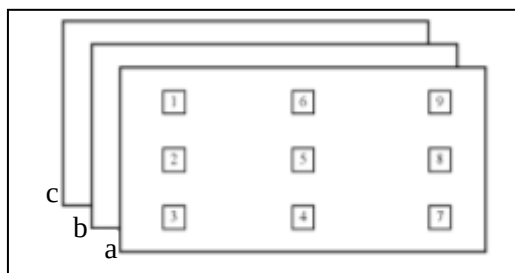
* Deneysel verilere dayanan farklı zaman adımlarındaki ısı akısı tanımlanmıştır.

Sıcaklık (ısıl çift) ve hız (pitot tüp) ölçüm noktaları, Berberoğlu'nun [34] tezinde belirtildiği üzere, 3x3x3'lük 27 noktaya ısıl çift tanımlanmıştır (Şekil 4.4). En alt sırası istasyon zemininden 3,5 cm yukarıda kalmaktadır. Orta sıra istasyon merkezinde yer almaktadır ve orta sıranın her iki tarafında, 35 cm mesafede kenar ısıl çiftler yer almaktadır. İkinci sıra ilk sıradan 8,5 cm, tabandan 12 cm yüksekte konumlandırılmıştır. Orta hattın 8,5 cm üzerinde ise üçüncü ve son sıra bulunmaktadır. Buna ek olarak istasyonun merkezinde, yakıt havuzunun 5 cm üzerinde bir ısıl çift daha tanımlanmıştır. Berberoğlu'nun [34] tezinde tanımlanan ve ısıl çiftler ile sıcaklık ölçtüğü toplam 28 noktadaki sıcaklıklar sayısal çalışmada alınmıştır.

Yine deneyde konumlandırıldığı üzere giriş tünelinin arka duvarına istasyon girişinden yaklaşık 10 cm öncesine ve çıkış tünelinin arka duvarına istasyon çıkışından 33 cm mesafede hız ölçüm noktası yerleştirilmiştir. Satsal modele tanımlanan sıcaklık ve hız ölçüm noktaları Şekil 4.4 ve Şekil 4.5'de verilmiştir.



Şekil 4.4. Sıcaklık ve hız ölçüm noktaları



Şekil 4.5. Sıcaklık ölçüm konumları [34]

4.1.2. Yangın ve ısı yayılım oranı (HRR) bilgileri

Eş. 3.99 ve 3.100'den HRR aşağıdaki gibi hesaplanmıştır. Burada yangın konumu istasyonun tam ortasındadır. Yangın boyutu da x-y-z yönleri olarak 10 - 5 - 0,2 cm'dir.

$$D = \sqrt{\frac{4A}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \times 0,05 \text{ m} \times 0,1 \text{ m}}{\pi}} = 0,08 \text{ m}$$

$$\dot{q} = \Delta h_c \cdot \dot{m}_{\infty}'' (1 - e^{-k\beta D}) \cdot A$$

Heptan: $q = 44\,600 \times 0,101 \times (1 - e^{-(1,1 \times 0,08)}) \times (0,05 \times 0,1) \rightarrow q \approx 1,89 \text{ kW}$

Metil alkol: $q = 20\,000 \times 0,015 \times (1 - e^{-(100 \times 0,08)}) \times (0,05 \times 0,1) \rightarrow q \approx 1,50 \text{ kW}$

Yukarıda verilen bağıntıdan $5 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ 'lik bir yüzey alanındaki ısı yayılım oranının heptan için yaklaşık 1,89 kW, metil alkol için 1,5 kW olacağı söylenebilir. Yazılıma birim alan başına ısı yayılım oranı (HRRPUA) girilmesi gerektiğinden:

Heptan: $\dot{q} = HRRPUA = \frac{1,89}{(0,05 \times 0,1)} = 378 \text{ kW/m}^2$

Metil alkol: $\dot{q} = HRRPUA = \frac{1,50}{(0,05 \times 0,1)} = 300 \text{ kW/m}^2$

birim alan başına ısı yayılım oranı programa tanımlanmıştır. Eş. 3.118'den kütle kaybı oranı (MLR), HRR'ın yakıtın yanma ısısı [kJ/kg] oranı olup aşağıdaki şekilde hesaplanmıştır.

Heptan: $MLR = q / \Delta h_c = 1,89 \text{ [kJ/s]} / 44\,600 \text{ [kJ/kg]} = 4,23767 \times 10^{-5} \text{ kg/s}$

Metil alkol: $MLR = q / \Delta h_c = 1,50 \text{ [kJ/s]} / 20\,000 \text{ [kJ/kg]} = 7,5 \times 10^{-6} \text{ kg/s}$

Yazılıma birim alan başına kütle kaybı oranı (MLRPUA) girilmesi gerektiğinden:

Heptan: $\dot{q} = \frac{4,23767 \times 10^{-5}}{(0,05 \times 0,1)} = 8,47534 \times 10^{-3} \text{ kg/m}^2\text{s}$

Metil alkol: $\dot{q} = \frac{7,5 \times 10^{-6}}{(0,05 \times 0,1)} = 1,5 \times 10^{-2} \text{ kg/m}^2\text{s}$

4.1.3. Yangın tasarımı ve eğrisinin seçilmesi

Bölüm 3.11’de tarif edilen kullanıcı tarafından tanımlanan eğriler, Berberoğlunun [34] çalışmasına aktarılmış olup devam eden sayfalarda sırasıyla verilmiştir.

a) t^2 büyüme ve lineer azalma eğrisi (literatür)

Bu yangın tasarımı yapılırken konut yangınlarında kullanılan yanıcı sıvılar için verilen α yangın büyüme oranı 0,085 kW/s² [157] kabul edilmiştir. Büyüme için geçen süre ve toplam yanma süresi 114 numaralı formül yardımıyla hesaplanmıştır. Ayrıca yakıtın %80’inin bitimiyle yangının azalmaya başlayacağı kabul edilmiştir [44, 52]. Heptan için m_{∞}'' kütle yanma oranı ve ρ yoğunluğu Çizelge 3.3’ten alınmıştır. Hesaplar 10 cc (10⁻⁵ m³) yakıt için yapılmıştır.

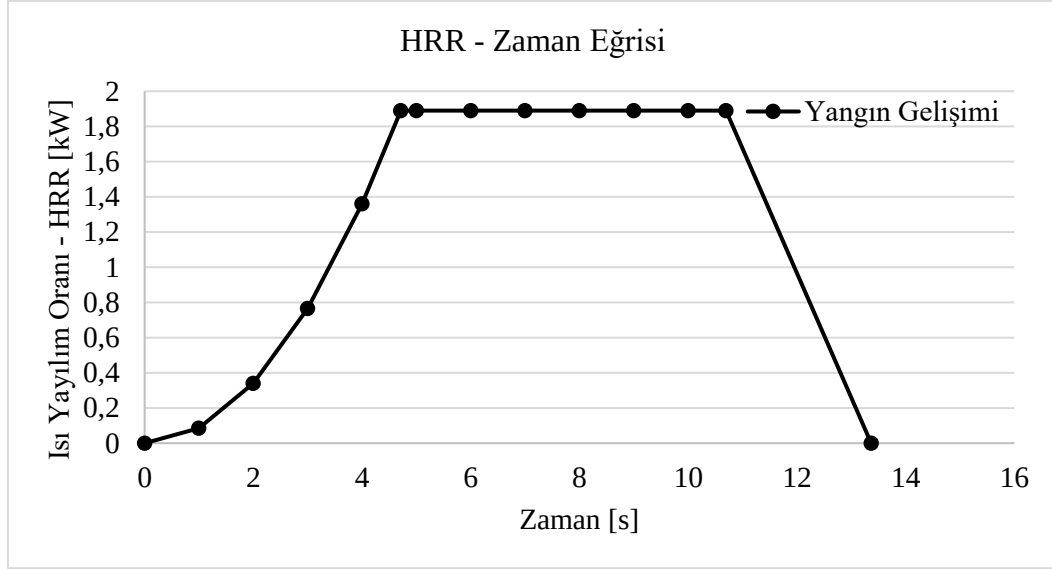
$$t_B = \sqrt{\frac{Q}{\alpha}} = \sqrt{\frac{1,89}{0,085}} = 4,715 \text{ s (Maksimum HRR’e gelmesi için geçen süre)}$$

$$t_b = \frac{4V}{\pi D^2 v} = \frac{4 * 10^{-5}}{\pi * 0,08^2 * 0,00015} = 13,37 \text{ s}$$

Yakıtın %80’inin 10,7 s’de biteceği hesaplanmıştır. Burada v regresyon oranıdır ve aşağıdaki şekilde hesaplanmaktadır.

$$v = \frac{m_{\infty}''}{\rho} = \frac{0,101}{675} = 0,00015 \text{ m/s}$$

Kütle yanma oranı ile yüzey alanı çarpılarak 0,00051 kg/s anlık kütle kaybı hesaplanmıştır. Bu veriler ışığında çizilen ve yazılıma tanımlanan eğri aşağıda verilmiştir.



Şekil 4.6. Deneysel çalışmaya uyarlanan t^2 büyüme ve lineer azalma eğrisi

b) t^2 büyüme ve lineer azalma eğrisi (literatür, yayılma oranı ile)

Bir önceki bölümdeki çizilen yangın eğrisinin yanı sıra yayılma oranı değeri de hesaba katılmıştır. Yayılma oranı deneysel [34] çalışma temel alınarak Eş. 3.121 yardımıyla aşağıdaki şekilde elde edilmiştir.

$$\text{Yayılma Oranı} = \sqrt{\frac{\alpha}{\pi} \frac{1}{HRRPUA}} = \sqrt{\frac{0,085}{\pi} \frac{1}{378}} = 0,0085 \text{ m/s}$$

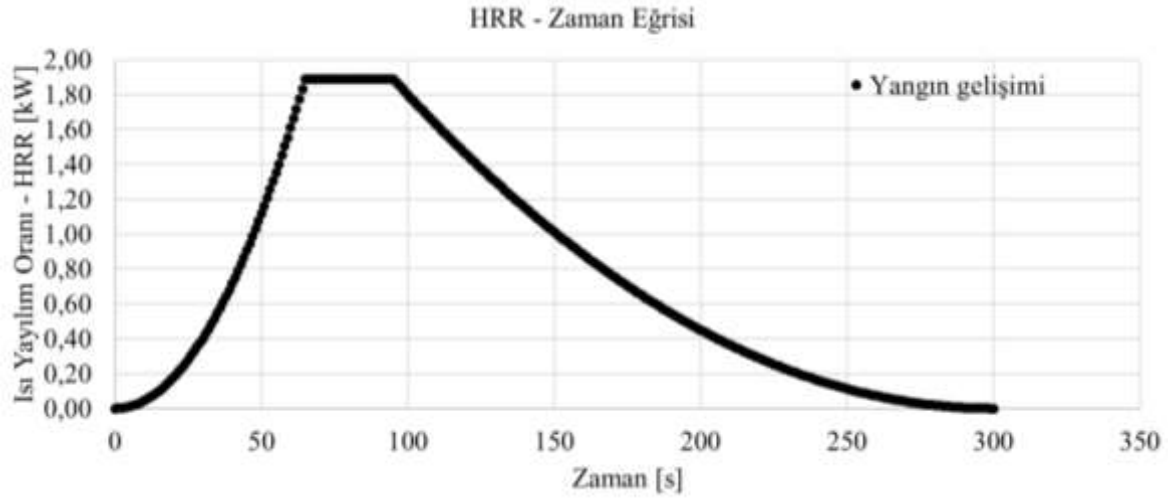
c) t^2 büyüme ve t^2 azalma eğrisi (deneysel veriler)

Bu yangın tasarımında büyümede olduğu gibi azalma aşamasında da t^2 eğrisi kullanılmıştır. Büyüme ve azalma eğrileri oluşturulurken, Berberoğlu'nun [34] deneysel verilerinden hesaplanan α yangın büyüme ve azalma oranları aşağıdaki şekilde hesaplanmıştır.

$$\alpha_g = \frac{Q}{t_g^2} = \frac{1,89}{65^2} = 0,000447 \text{ kW/s}^2$$

$$\alpha_d = \frac{Q}{t_d^2} = \frac{1,89}{205^2} = 0,0000449 \text{ kW/s}^2$$

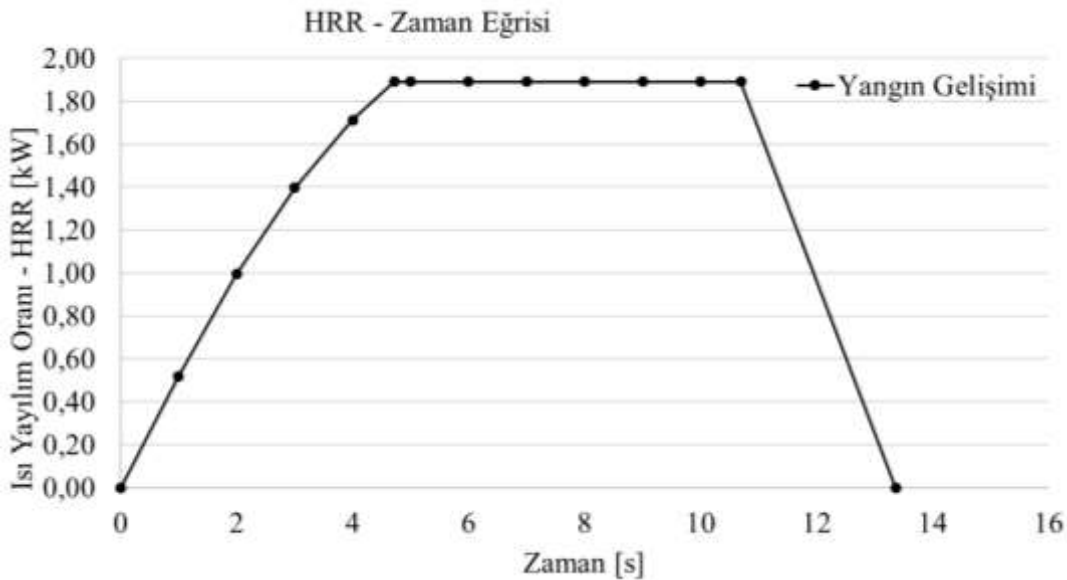
Bu verilere göre oluşturulan eğri aşağıda verilmiştir.



Şekil 4.7. Deneysel çalışmaya uyarlanan t^2 büyüme ve t^2 azalma eğrisi

d) tanh büyüme ve lineer azalma eğrisi (yayılma oranı ile)

Hidrokarbon yangınlarında olduğu gibi yangın büyüme eğrisi pozitif olan tanh büyüme eğrisi tanımlanmıştır. Tam gelişim ve azalma fazları lineer olarak daha önceki kısımlarda hesaplanan süreler için aşağıda Şekil 4.8 oluşturulmuştur. Süreler literatürdeki formüller yardımıyla hesaplanmış olup yangının 5 saniyede en yüksek HRR değerine ulaştığı ve 13,4 saniyede bittiği görülmektedir.

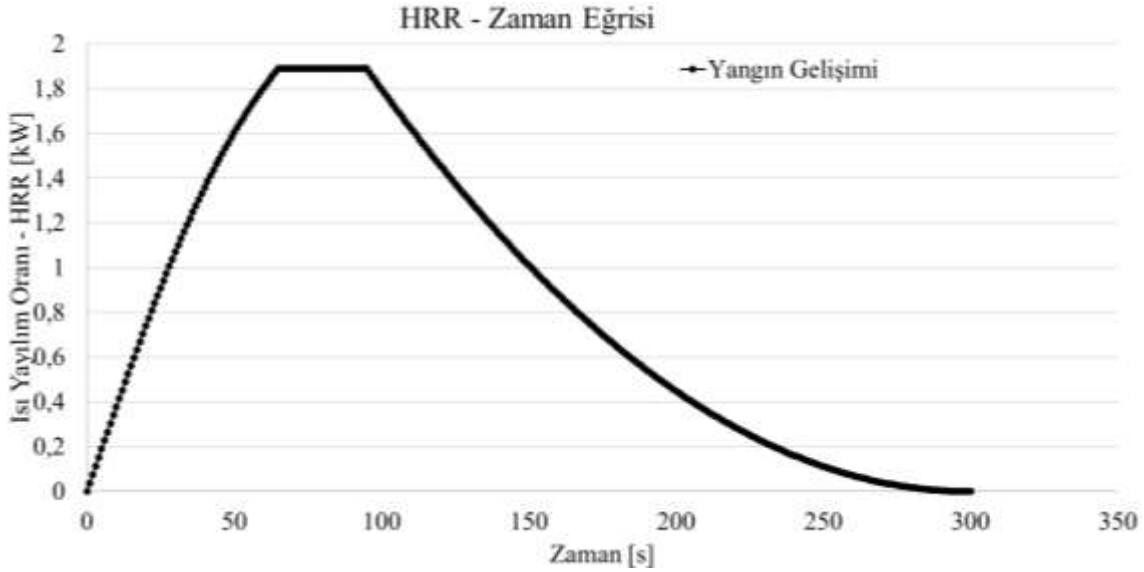


Şekil 4.8. Deneysel çalışmaya uyarlanan tanh büyüme ve lineer azalma eğrisi

Tanh gelişim eğrisi oluşturulurken $Q(t)=f(\tanh(t/t_g))$ yaklaşımı [5] kullanılmıştır.

e) tanh büyüme t^2 azalma eğrisi (deneysel veriler)

Bu yangın tasarımında tanh büyüme, lineer tam gelişmiş bölge ve t^2 azalma eğrileri kullanılmıştır. Toplam yangın süresi, yangın gelişim oranı vb. gerekli bilgiler için Berberoğlu'nun [34] deneysel verileri temel alınarak oluşturulan eğri aşağıda verilmiştir.



Şekil 4.9. Deneysel çalışmaya uyarlanan tanh büyüme ve t^2 azalma eğrisi

f) Eksponansiyel eğri

Eş. 3.123, 3.124, 3.125 ve 3.126 kullanılarak n , r , k ve t_{mak} hesaplanmış olup elde edilen veriler yardımıyla anlık ısı yayılım oranı $Q'(t)$ elde edilmiştir.

$$n \approx 0,74294e^{(2,9\dot{Q}_{mak}t_{mak}/E_{tot})} = 0,74294e^{(2,9*1,89*85/301,05)} = 3,492$$

Burada E_{tot} yayılan toplam ısı miktarını vermekte olup aşağıdaki bağıntı ile hesaplanmaktadır. Burada ρ [kg/m³] yoğunluk ve Δh_c değerleri Çizelge 3.3'ten, V yakıt hacmi 10cc ise deneysel çalışmadan [34] alınmıştır.

$$E_{tot} = \rho \cdot V \cdot \Delta h_c = 675 \cdot 10^{-5} \cdot 44600 = 301,05 \text{ kJ}$$

Buradan;

$$r = \left(1 - \frac{1}{n}\right)^{1-n} = \left(1 - \frac{1}{3,492}\right)^{1-3,492} = 2,318$$

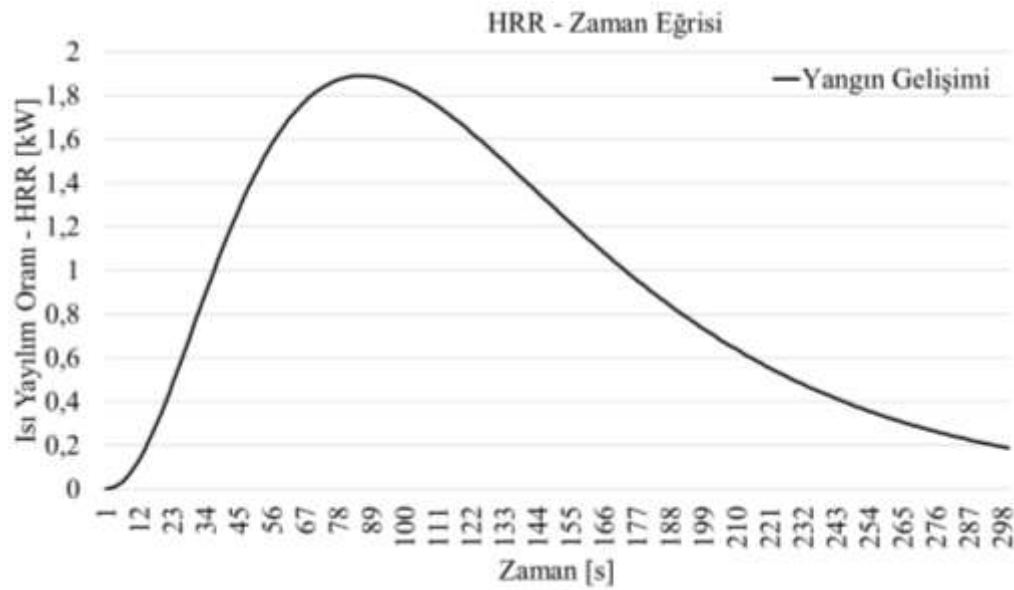
$$k = \frac{\dot{Q}_{mak}}{E_{tot}} \cdot r = \frac{1,89}{301,05} \cdot 2,318 = 0,0146$$

$$t_{max} = \frac{\ln(n)}{k} = \frac{\ln(3,492)}{0,0146} \approx 85 \text{ s}$$

Örneğin $t=85$ 'de $\dot{Q}(t)$ aşağıdaki gibi hesaplanmıştır:

$$\begin{aligned} \dot{Q}(t) &= \dot{Q}_{mak} \cdot n \cdot r \cdot (1 - e^{-k \cdot t})^{n-1} \cdot e^{-k \cdot t} \\ &= 1,89 \cdot 3,492 \cdot 2,318 \cdot (1 - e^{-0,0146 \cdot 85})^{3,492-1} \cdot e^{-0,0146 \cdot 85} = 1,89 \text{ kW} \end{aligned}$$

Anlık ısı yayılım oranı değerlerine göre oluşturulan grafik aşağıda verilmiştir.



Şekil 4.10. n-Heptan havuz yangını için oluşturulan eksponansiyel eğri

Benzer çalışma metil alkol için de yapılmış olup sonuçlar aşağıda verilmiştir:

$$n \approx 0,74294e^{(2,9\dot{Q}_{mak}t_{mak}/E_{tot})} = 0,74294e^{(2,9 \cdot 1,50 \cdot 52/159,20)} = 3,11$$

Buradan;

$$r = \left(1 - \frac{1}{n}\right)^{1-n} = \left(1 - \frac{1}{3,11}\right)^{1-3,11} = 2,267$$

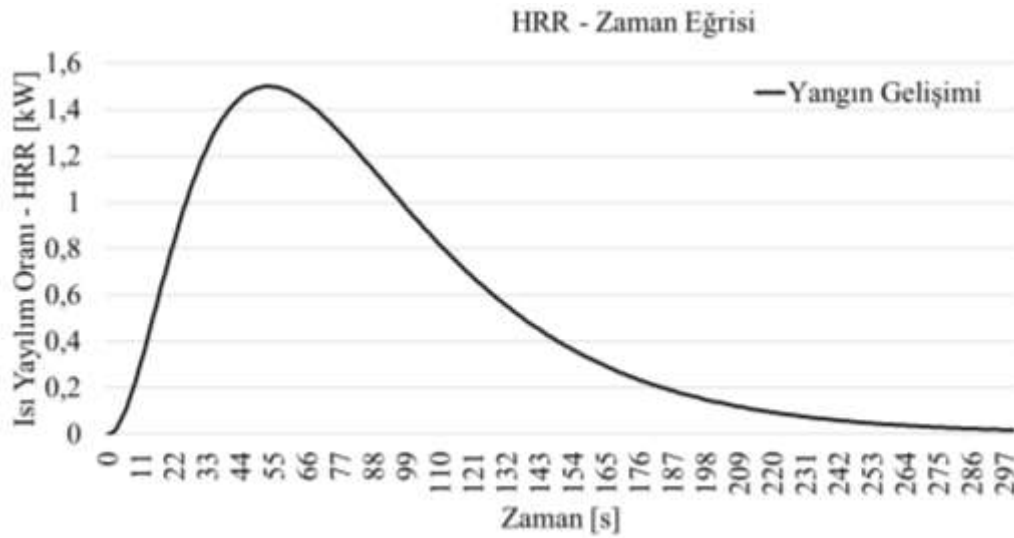
$$k = \frac{\dot{Q}_{max}}{E_{tot}} \cdot r = \frac{1,5}{159,2} \cdot 2,267 = 0,0214$$

$$t_{mak} = \frac{\ln(n)}{k} = \frac{\ln(3,11)}{0,0214} \approx 53 \text{ s}$$

Örneğin $t=53$ 'de $\dot{Q}(t)$ aşağıdaki gibi hesaplanmıştır:

$$\begin{aligned}\dot{Q}(t) &= \dot{Q}_{mak} \cdot n \cdot r \cdot (1 - e^{-k \cdot t})^{n-1} \cdot e^{-k \cdot t} \\ &= 1,5 \cdot 3,11 \cdot 2,267 \cdot (1 - e^{-0,0214 \cdot 53})^{3,11-1} \cdot e^{-0,0214 \cdot 53} = 1,5 \text{ kW}\end{aligned}$$

Metil alkol için, anlık ısı yayılım oranı değerlerine göre oluşturulan grafik aşağıda verilmiştir.



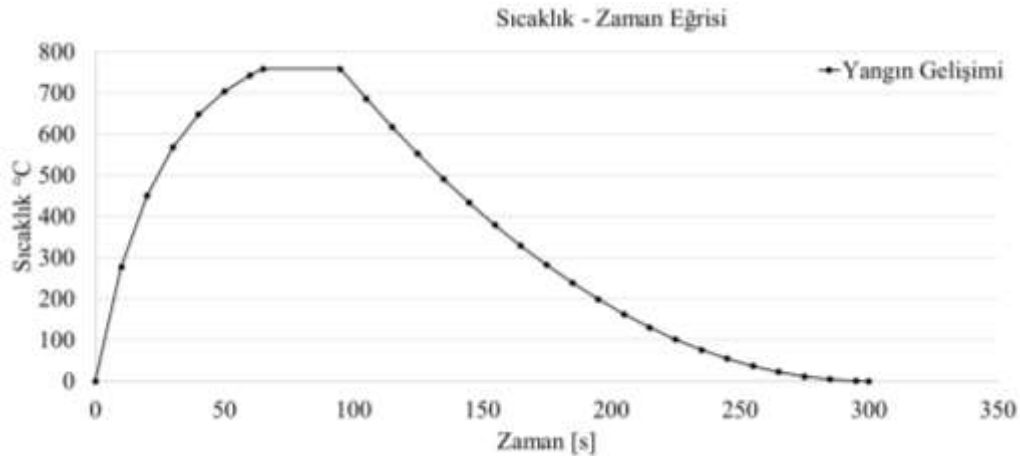
Şekil 4.11. Metil alkol havuz yangını için oluşturulan eksponansiyel eğri

g) Eurocode hidrokarbon eğrisi

Petrokimya endüstrisinde kullanılan yapı ve malzemeler üzerinde test yapmak amacıyla geliştirilen ve Eurocode [24] da tanımlanan gelişim eğrisi, deneysel [34] çalışmaya aktarılmıştır. Tam gelişmiş aşama lineer ve azalma t^2 olarak tanımlanarak yangın tasarımı tamamlanmıştır. Sıcaklık – zaman eğrisindeki gelişim aşağıdaki bağıntı yardımıyla hesaplanmıştır. Örneğin 65. saniyedeki sıcaklık:

$$\begin{aligned}T &= 20 + 1080(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) \\ &= 20 + 1080 (1 - 0,325e^{-0,167 \cdot 65} - 0,675e^{-2,5 \cdot 65}) = 758,5 \text{ °C'dir.}\end{aligned}$$

Bu yangın gelişiminin deneysel veriler ile uyumlu olduğu görülmüştür. Oluşturulan yangın tasarım eğrisi aşağıda verilmiştir:



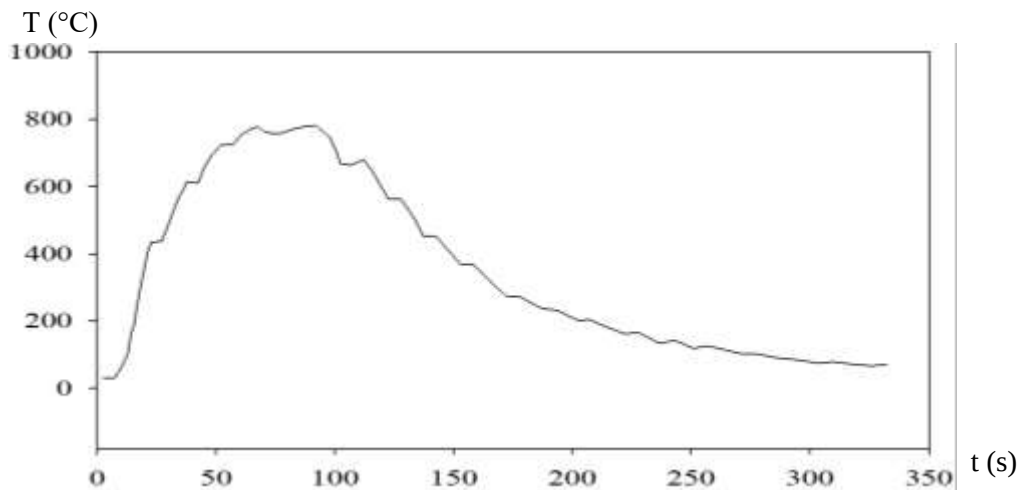
Şekil 4.12. Deneysel çalışmaya uyarlanan BS EN 1991-1-2 Eurocode 1 hidrokarbon eğrisi

h) FDS varsayılan yangın eğrisi

Bu yangın tasarımında, eğri 1 saniye içinde en yüksek ısı yayılım oranı değerine çıkmaktadır. 1 saniyeden sonra ise tanımlanan süre boyunca yangının devam ettiğini varsayılmaktadır.

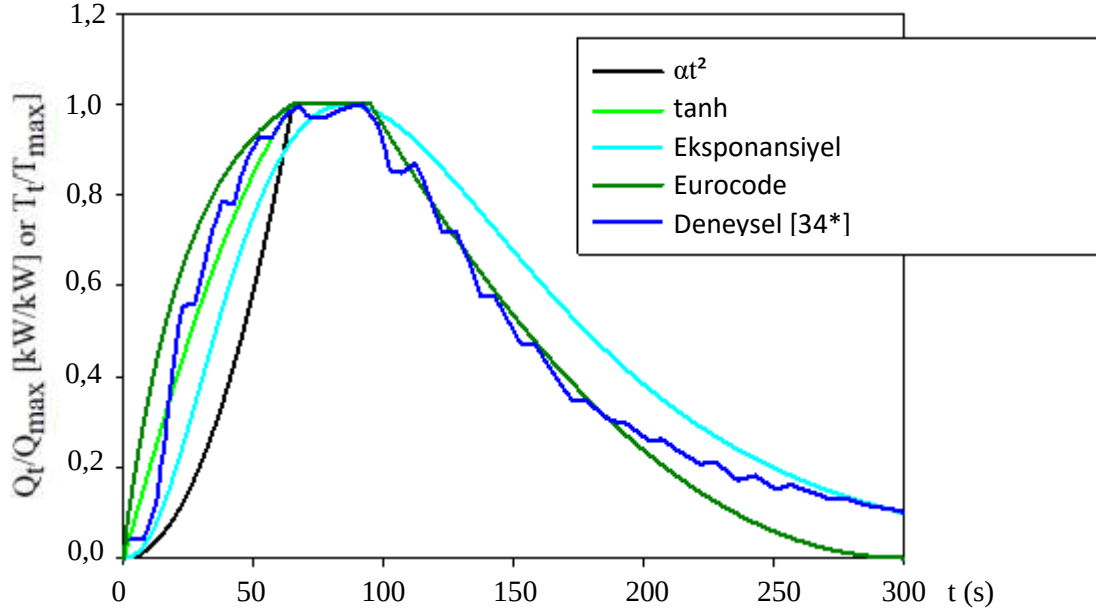
i) Deneysel verilerden elde edilen eğri

n-heptan yakıtının kütle kaybı ve yanma süresinin tanımlanabilmesi için Berberoğlu'nun [34] sonuçlarına dayanan istasyon merkezinde yanma için sıcaklık – zaman grafiği de kullanılmıştır. Deneysel verilerden elde edilen zamana bağlı sıcaklık değişimi grafiği Şekil 4.13'de verilmiştir.



Şekil 4.13. n-heptan (10cc) yanma süresince zamana bağlı sıcaklık değişimi [34]

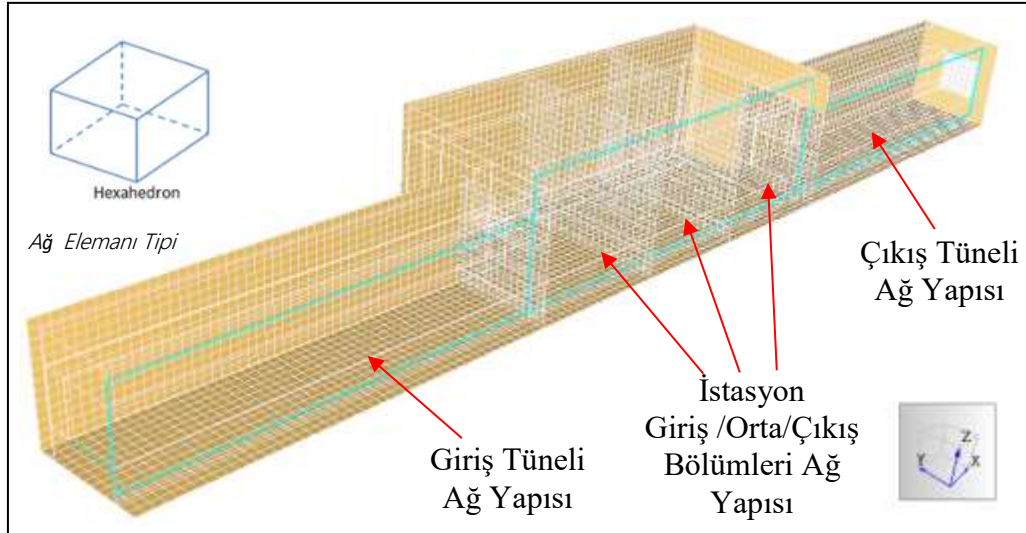
FDS kodunda uygulanan yangın tasarım eğrileri Şekil 4.14'te toplu olarak gösterilmiştir. t^2 , tanh ve eksponansiyel tasarım eğrileri anlık HRR değerlerinin en yüksek HRR değerine bölünmesi ile ve Eurocode eğrisi ise anlık sıcaklık değerlerinin maksimum sıcaklık değerine bölünmesi ile oluşturulmuştur. Yangın eğrisinin büyüme ve azalma aşamalarında kullanılan α yangın büyüme oranı, deneysel verilerden [34] alınmıştır. Eurocode ve tanh eğrilerinin deneysel sonuçlardan elde edilen eğri ile daha uyumlu olduğu görülmüştür.



Şekil 4.14. Metro istasyonu için FDS'de simülasyonu yapılan yangın tasarım eğrileri

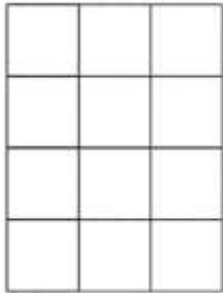
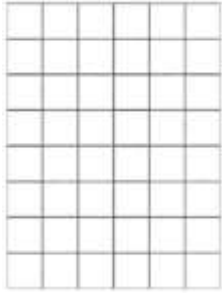
4.1.4. Ağ yapısı

FDS paket programında altıyüzlü / dikdörtgen prizma ağ yapısı kullanılmıştır. Yangın olan İstasyon bölümündeki ağ yapısı sıklaştırılmış ve farklı hücre sayıları için hesaplamalar yapılarak optimum ağ yapısı belirlenmiştir. Şekil 4.15'de istasyonda kullanılan ağ yapısı gösterilmiştir.



Şekil 4.15. İstasyon ağ yapısı

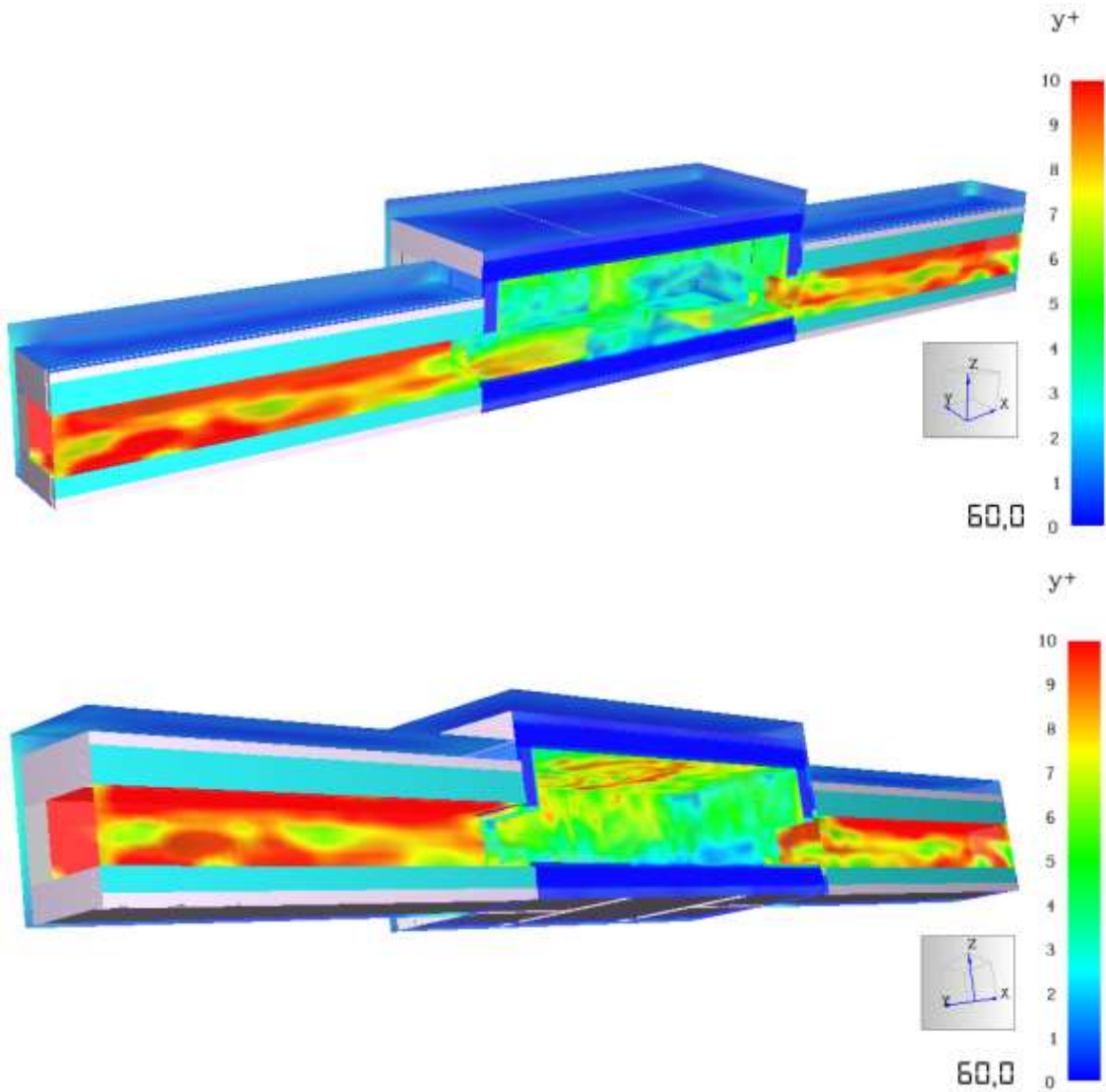
Optimum hücre boyutu tahmini için FDS programının geliştirdiği hesap programından faydalanılmıştır. Karakteristik yangın çapı $D^*=0,078\text{m}$ için kaba (course) hücre boyutu 2 cm ($D^*/dx = 4$), orta (moderate) hücre boyutu 0,78 cm ($D^*/dx = 10$) ve hassas (fine) hücre boyutu 0,5 cm ($D^*/dx = 16$) olarak hesaplanmıştır. Şekil 4.16'da program görselleri verilmiştir.

Kaba	Orta	İnce
		
$D^*/dx = 4$ için: Hücre boyutu 1,95 cm Mesh IJK=54,24,18 $X_{\min}: 0, X_{\max}: 1$ $Y_{\min}: 0, Y_{\max}: 0,44$ $Z_{\min}: 0, Z_{\max}: 0,36$ $dx=0,02$	$D^*/dx = 10$ için: Hücre boyutu 0,78 cm Mesh IJK=128,60,48 $X_{\min}: 0, X_{\max}: 1$ $Y_{\min}: 0, Y_{\max}: 0,44$ $Z_{\min}: 0, Z_{\max}: 0,36$ $dx=0,008$	$D^*/dx = 16$ için: Hücre boyutu 0,49 cm Mesh IJK=216,90,75 $X_{\min}: 0, X_{\max}: 1$ $Y_{\min}: 0, Y_{\max}: 0,44$ $Z_{\min}: 0, Z_{\max}: 0,36$ $dx=0,005$

Şekil 4.16. Hücre boyutu görselleri

Deney düzeneğinde kullanılan ısıya dayanıklı cam özellikleri (ısı iletim katsayısı, gölgeleme katsayısı vb.) bulunamamıştır. Bu nedenle $U=5,7 \text{ W/m}^2\text{K}$ değeri için optimum mesh çözümleri yapılmıştır.

Aşağıdaki sayfadan da görülebileceği üzere sıcaklık 60. saniye de en yüksek değerlere ulaşmaktadır. 60. saniyede alınan istasyon modeli görselleri aşağıda verilmiştir. Buna göre y^+ değerinin yangın konumundan 5'den küçük çıktığı ve viskoz alt tabaka bölgesinde bulunduğu görülmektedir. Özellikle istasyonun merkezi olan yangın konumunda çıkan y^+ sonucunun tampon bölgede ($5 < y^+ < 30$) olmaması nedeniyle doğru kabul edilebilmektedir.



Şekil 4.17. Model üzerinde y^+ değerlerinin gösterimi

4.2. Karayolu Tüneli Havuz Yangını

4.2.1. Model ve sınır şartları

Bu bölümde sunulan çalışmada 2 farklı karayolu tüneli bulunmaktadır. İlki Norveç'te yer alan Runehamar tünelidir (Bkz. Resim 4.3 Sol). Bu tünel 1980'lerin sonlarında kullanımdan kaldırılan iki yönlü asfalt bir karayolu tünelidir. Yaklaşık 1600 m uzunluğunda, 6 m yüksekliğinde ve 9 m genişliğinde olup, yaklaşık 47 m²'lik bir kesite sahiptir. Bu tünelde 2003 yılında 6 MW kapasiteli bir adet 200 L dizel havuz yangını (T0) ve 201,9 MW (T1), 157 MW (T2), 119 MW (T3) ve 66 MW (T4) maksimum HRR değerlerine sahip 4 adet polietilen ve ahşap paletlerden oluşan ağır yük kamyonu maket yangın testi yapılmıştır. Bu testler standartlarda da [NFPA 502] yer alan en yüksek HRR değerine sahip yangın testleri arasında bulunmaktadır [53].

İkinci tünel ise 765 m uzunluğunda, 123 m² kesit alanına ve 45 m tünel çevresine sahip NATM (New Austrian Tunneling Method - Yeni Avusturya Tünel Açma Metodu) tüneldir (Bkz. Resim 4.3 Sağ). NATM, 1957 ile 1965 yılları arasında Rabcewicz tarafından tünel açmak için geliştirilen, “kayayı kayaya taşıtma” olarak özetlenen ve son yıllarda Dünya genelinde kullanımı artan bir metottur.



Resim 4.3. Runehamar test tüneli solda [178] ve NATM tünel görseli sağda [179]

Önce Runehamar'da gerçekleştirilen 6 MW'lık havuz yangını testi, FDS yazılımında modellenerek nümerik çalışmanın doğrulaması yapılmıştır. Havuz yangınında dizel yakıt kullanılmış olup özellikleri aşağıda Çizelge 4.1'de verilmiştir:

Çizelge 4.1. Dizel yakıtın termokimyasal ve ampirik sabitleri *[1], **[73],

Malzeme	Yoğunluk* [kg/m ³]	Δh_g^* [kJ/kg]	Δh_c^* [kJ/kg]	y_{CO}^* (g/g)	y_s^{**} (g/g)	m_∞^{**} [kg/m ² s]	$K\beta^*$ [1/m]
Dizel (C ₁₂ H ₂₃)	970	-	39700	0,01	0,1	0,035 (±0,003)	1,7 (±0,6)

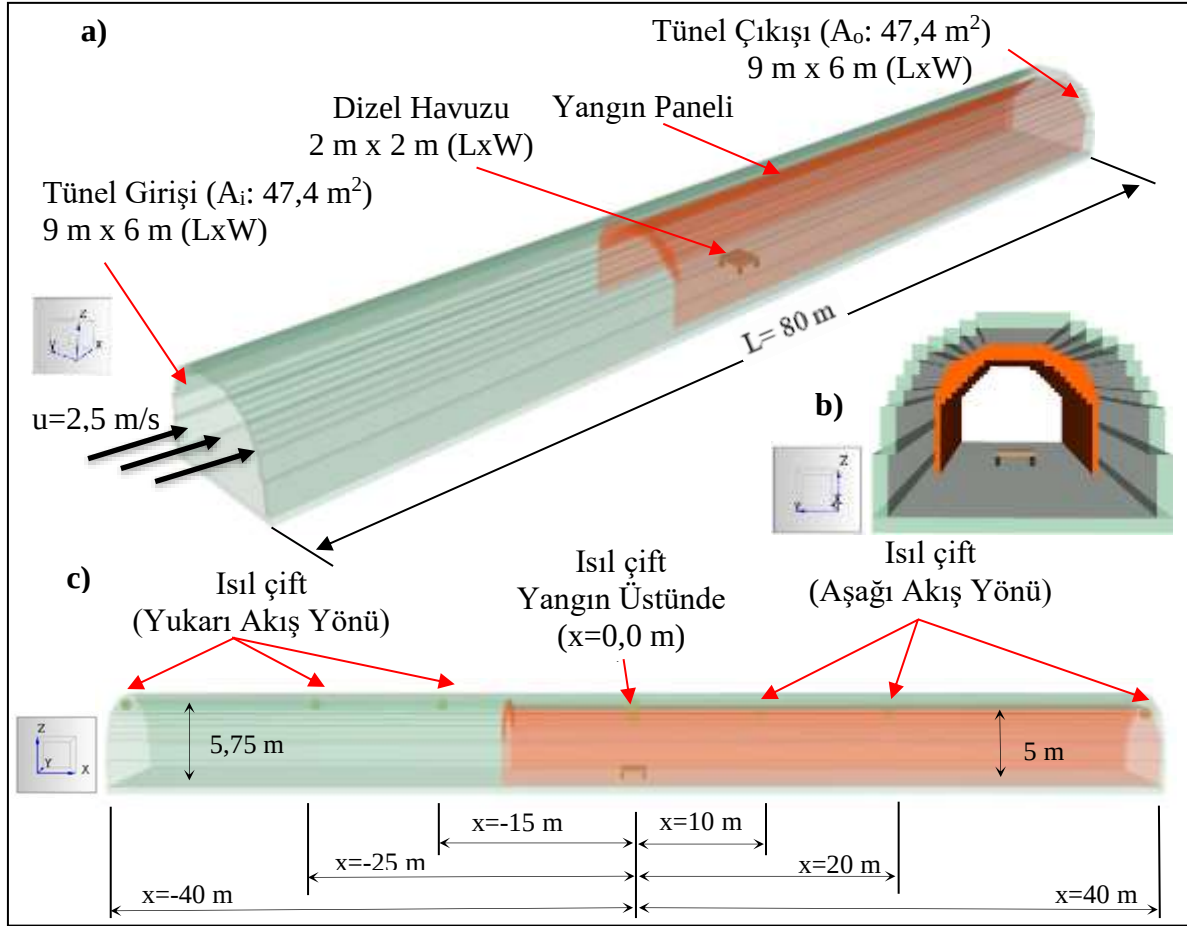
Çalışmanın ilk aşaması için oluşturulan Runehamar Tüneli [52, 53] FDS modeli Şekil 4.18'de verilmiştir. Modeldeki tünelin kesit alanı 47,4 m² ve uzunluğu ise 80 m'dir. Yangın havuzu boyutları 2 m x 2 m olup x=0 m'de konumlandırılmıştır. Tünel girişinde (x = -40 m) testlerde [53] alınan 2,5 m/s hız değeri giriş sınır şartı olarak tanımlanmıştır. x = 40 m'de çıkış sınır şartı atmosferik olarak tanımlanmıştır.

Runehamart tüneline T0 dizel havuz yangını ve yangın sırasında tünel yapısına zarar verilmemesi için kullanılan yangın koruma levhaları Resim 4.4'de verilmiştir.



Resim 4.4. Runehamar tüneli T0 dizel havuz yangını (solda) ve yangın koruma levhaları (sağda) görselleri [53]

Testler sırasında kullanılan yangın koruma levhaları sayısal analizde dikkate alınması için modellenmiş ve Şekil 4.18'de gösterilmiştir. Yangın levhalarının ısı transfer katsayısı sınır şartları tablosu Çizelge 4.2.'de tanımlanmış olup yangın konumundan 10 m önce başlatılarak tünel sonuna kadar devam etmektedir.



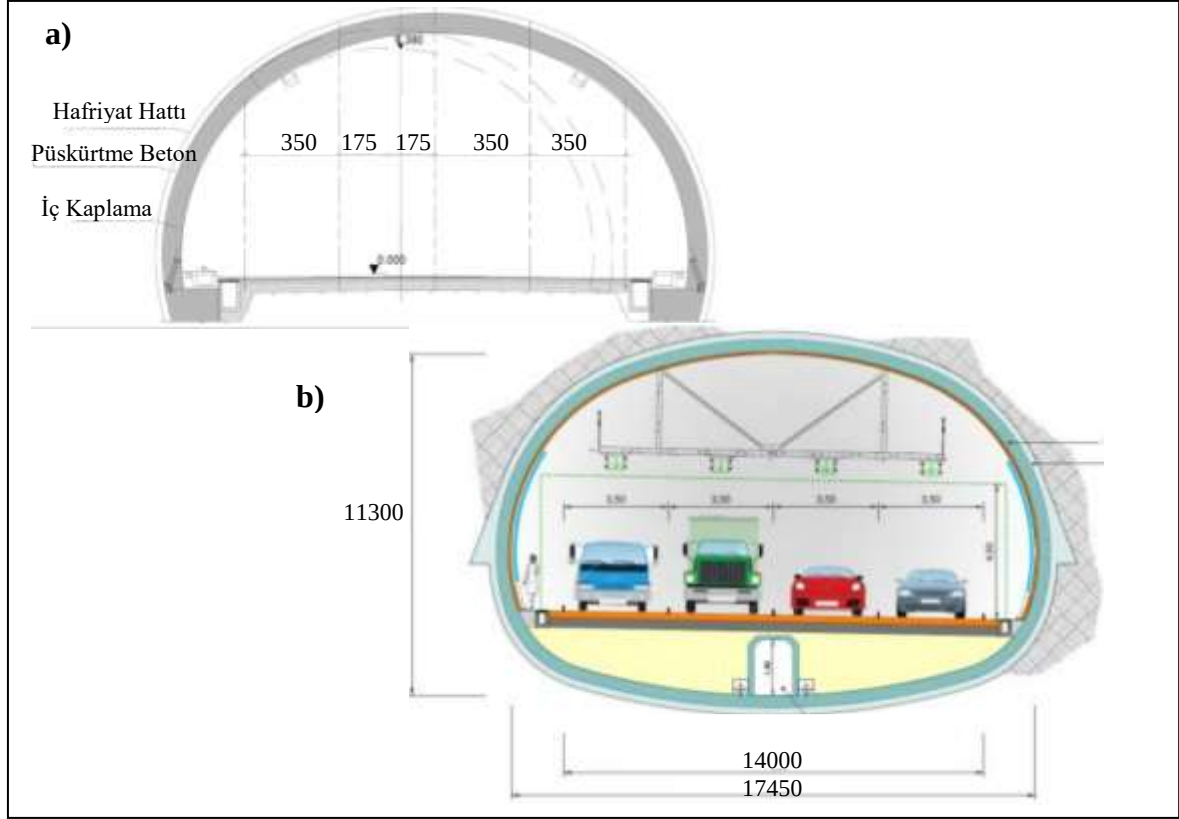
Şekil 4.18. Çalışmada kullanılan Runehamar tüneli FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüşü, (c) Yandan görünüşü

Bu çalışmada kullanılan Runehamar tüneli simülasyon parametreleri ve sınır koşulları Çizelge 4.2’de sunulmuştur.

Çizelge 4.2. Runehamar tüneli simülasyon parametreleri ve sınır koşulları

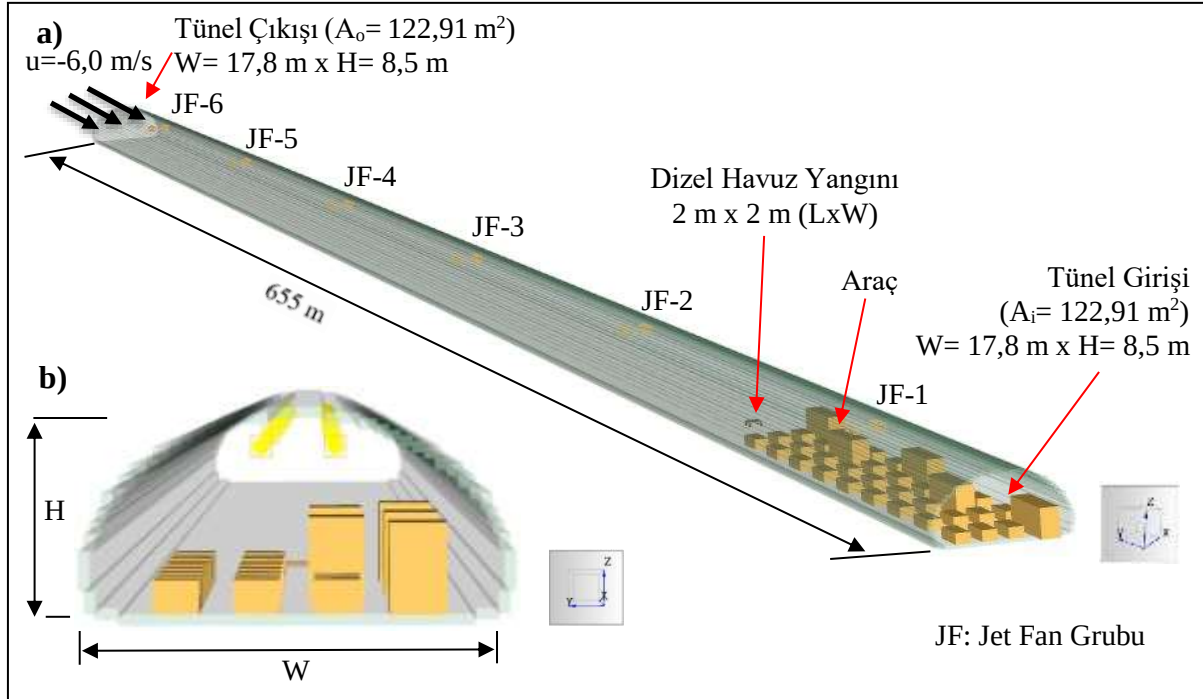
Tünel Yüzeyi Sınır Koşulları	$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $u=v=w=0$
Yangın Panel Yüzeyi Sınır Koşulları	$k=0,212 \text{ W/m.K}$ [53], $u=v=w=0$
Tünel Girişi Sınır Koşulu	$u=2,5 \text{ m/s}$, $v=w=0$ [52]
Tünel Çıkışı Sınır Koşulu	$\frac{\partial P}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial w}{\partial x} = 0$
Ortam Sıcaklığı	$10 \text{ }^{\circ}\text{C}$ [53]
Ağ Yapısı	Dikdörtgen prizma
Yakıt	Dizel (Termal özellikleri için Çizelge 4.1’e bakınız)
HRR	6 MW Runehamar T0 testi yangın yükü [16], [53]

Runehamar Tüneli FDS modelinde 6 MW'lık havuz yangını testinin nümerik doğrulaması yapıldıktan sonra aynı yakıt düzeneği 4 şeritli NATM tüneline modellenmiştir. Model oluşturulurken referans olarak kabul edilen ve daha önce pek çok yerde yapılan NATM tüneli çalışmaları Şekil 4.19'da verilmiştir.



Şekil 4.19. (a) Çalışmada kullanılan 4 şeritli NATM tünel tipik kesiti [180] ve (b) örnek uygulamaları [181]

Çalışmanın ikinci bölümü için oluşturulan NATM Tüneli FDS modeli Şekil 4.20'de verilmiştir. Tünel kesiti ve boyutları literatürden alınan veriler doğrultusunda oluşturulmuştur. 765 m, 655 m, 545 m, 435 m ve 325 m olmak üzere 5 farklı tünel uzunluğu için çalışma yapılmış olup, hava hızının değişmediği 655 m tünel uzunluğu kabul edilmiştir.



Şekil 4.20. Çalışmada kullanılan NATM tünel FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) önden görünüşü

Modelde kullanılan jet fanlar 6 MW yangın yükü için PIARC ve NFPA gibi uluslararası standartlara göre hesaplanmıştır. Basınç kayıp hesabı Çizelge 4.3’de özet olarak verilmiştir.

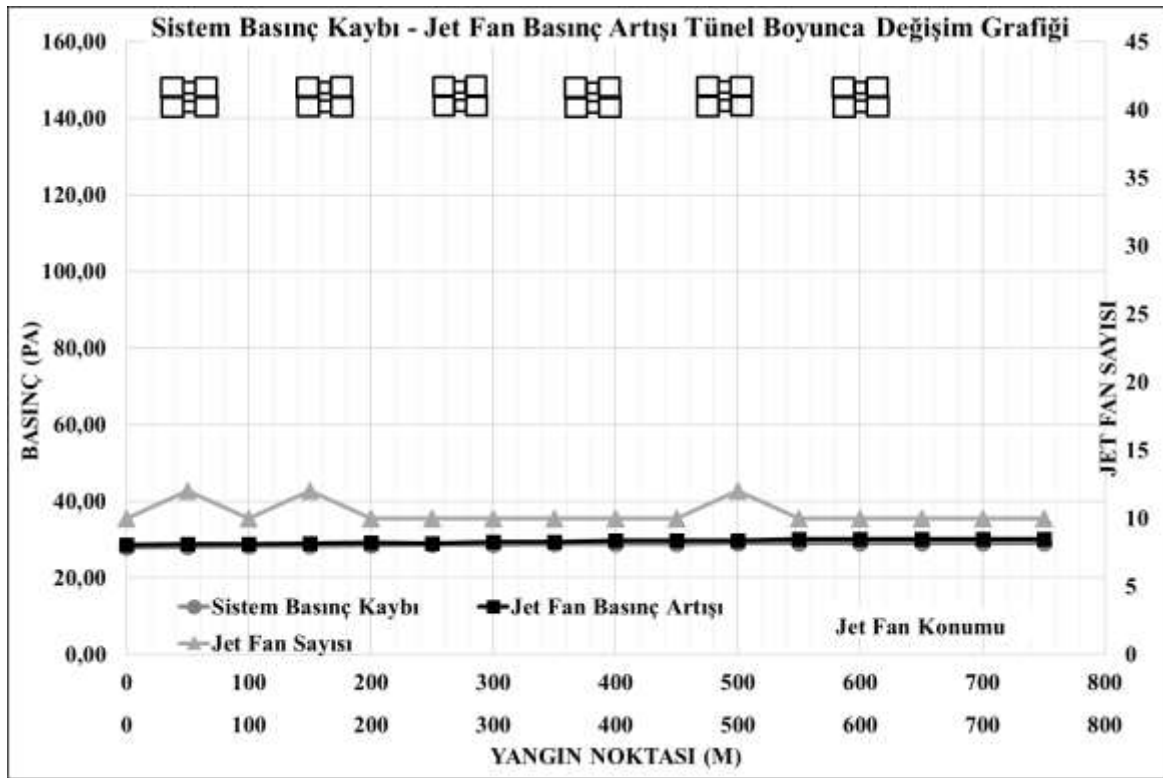
Çizelge 4.3. NATM tünel 6 MW yangın için acil durum havalandırma hesapları

Yangın Konumu (m)	Kritik Hız (m/s)	Basınç Kayıpları (Pa)							Tünel Alanı (m²) B	Toplam İtki (N) A x B	Jet Fan Sayısı
		Duvar Sürünmesi	Giriş-Çıkış	Rüzgar Etkisi	Yangın Mahali Tekilliliği	Baca Etkisi	Araçların Engellenmesi	Toplam A			
0	2,13	4,15	4,06	15,12	1,62	2,92	0,00	27,864	122,90	3.424,51	10,00
50	2,13	4,14	4,06	15,12	1,62	2,82	0,25	28,016	122,90	3.443,11	12,00
100	2,13	4,14	4,07	15,12	1,62	2,71	0,50	28,159	122,90	3.460,74	10,00
150	2,13	4,13	4,07	15,12	1,62	2,60	0,75	28,294	122,90	3.477,32	12,00
200	2,13	4,12	4,08	15,12	1,62	2,48	1,00	28,420	122,90	3.492,76	10,00
250	2,13	4,11	4,09	15,12	1,62	2,34	1,25	28,535	122,90	3.506,98	10,00
300	2,13	4,10	4,09	15,12	1,62	2,20	1,50	28,640	122,90	3.519,88	10,00
350	2,13	4,09	4,10	15,12	1,62	2,04	1,75	28,734	122,90	3.531,36	10,00
400	2,13	4,08	4,11	15,12	1,62	1,88	2,00	28,814	122,90	3.541,29	10,00
450	2,13	4,07	4,12	15,12	1,62	1,70	2,25	28,882	122,90	3.549,57	10,00
500	2,13	4,06	4,13	15,12	1,62	1,50	2,50	28,935	122,90	3.556,07	12,00
550	2,13	4,05	4,14	15,12	1,62	1,29	2,75	28,972	122,90	3.560,64	10,00
600	2,13	4,03	4,16	15,12	1,62	1,06	3,00	28,992	122,90	3.563,13	10,00
650	2,13	4,02	4,17	15,12	1,62	0,82	3,25	28,994	122,90	3.563,40	10,00
700	2,13	4,00	4,19	15,12	1,62	0,55	3,50	28,977	122,90	3.561,25	10,00
750	2,13	3,98	4,20	15,12	1,62	0,26	3,75	28,938	122,90	3.556,52	10,00

Hesaplanan toplam itki değerini sağlaması için $16,7 \text{ m}^3/\text{s}$ debi ve 525 N itme kuvveti olan jet fan seçilmiştir. Jet fan yerleşimi yapılırken PIARC, CETU vb. uluslararası standartlarında belirtilen ibarelerin dikkate alınması gerekmektedir. Jet fan momentinin tünele aktarılabilmesi, tüneldeki dumanın fanlar arasında by-pass yapmadan süpürülebilmesi ve

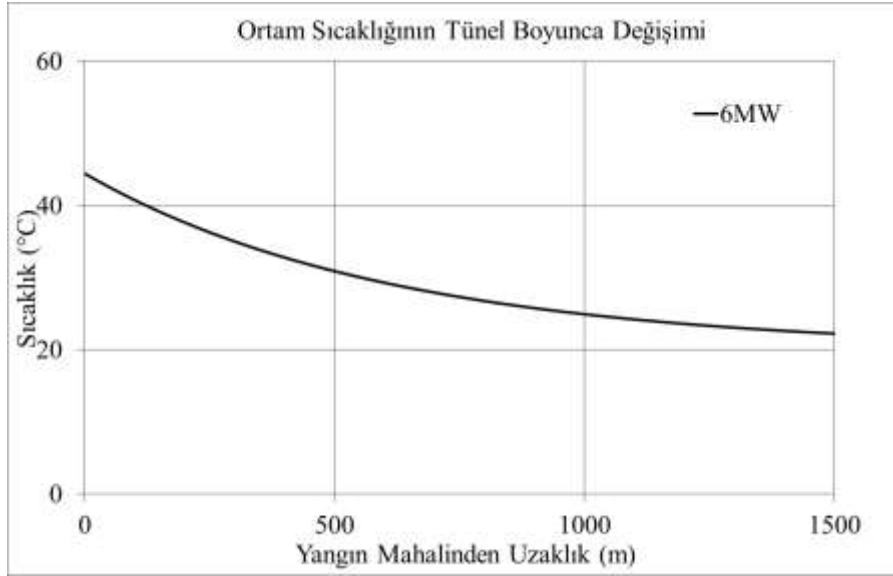
verimli çalışabilmesi için CETU 2003'te jet fan grupları arası mesafenin minimum 10-12 hidrolik çap olması gerektiği, PIARC 1995'te ise minimum 10 hidrolik çap alınması gerektiği belirtilmektedir. Modeli oluşturulan NATM tünelin hidrolik çapı yaklaşık 10,84 m, kesit alanı 122,91 m², çevresi ise 45,34 m'dir. Bu nedenle 2'li gruplar halinde, aralarında 110 m olacak şekilde toplam 12 adet jet fan kullanılmıştır.

Jet fan konumları Şekil 4.21'de sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi grafiğinde verilmiştir.



Şekil 4.21. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (6 MW)

Yangın konumundan itibaren ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi Şekil 4.22'de verilmiştir. Hesaplar yapılırken jet fan konumundaki sıcaklık değerine karşılık gelen hava yoğunluğunun dikkate alınması gerekmektedir.



Şekil 4.22. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (6 MW)

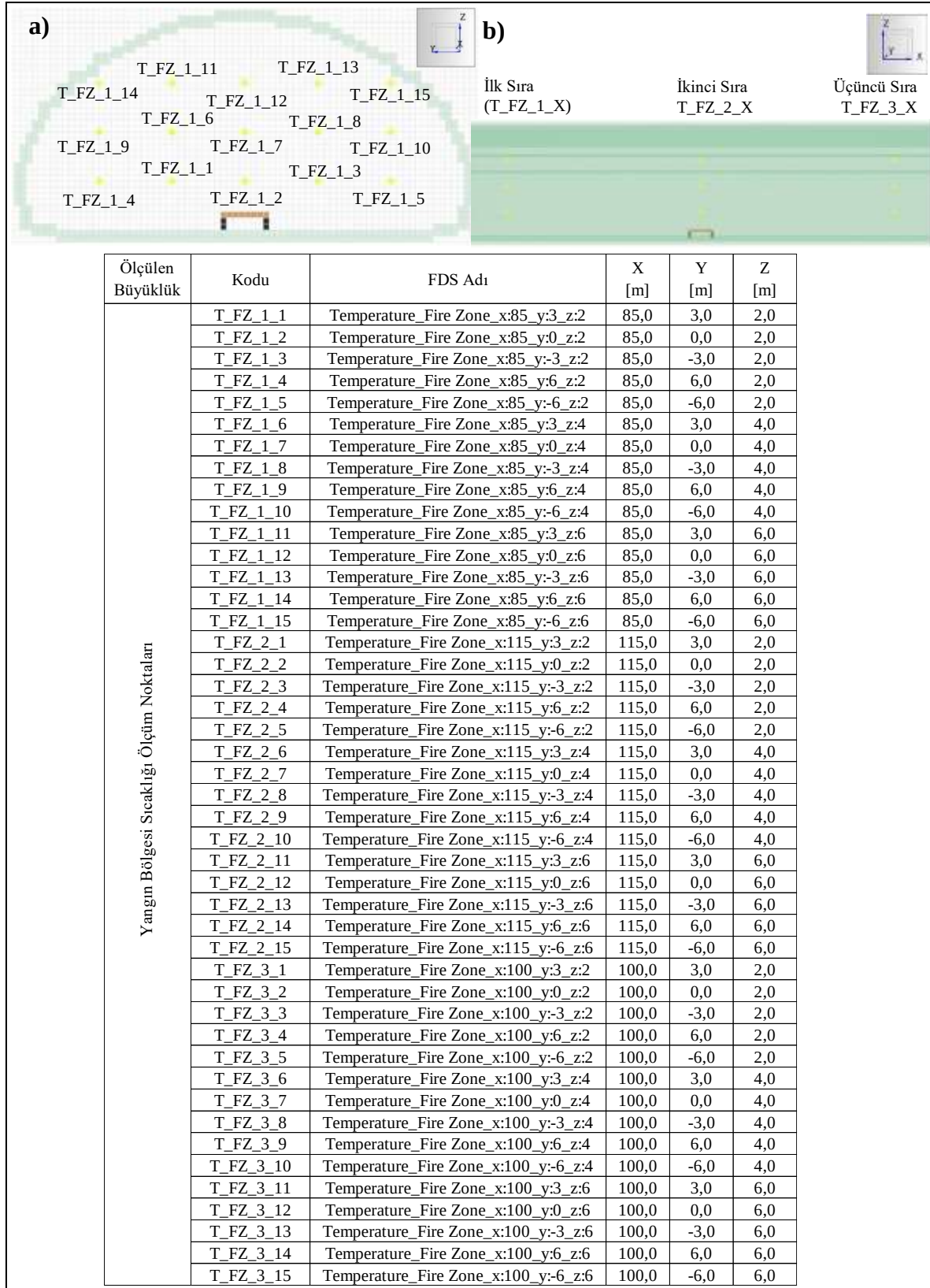
NATM tünel simülasyon parametreleri ve sınır koşulları Çizelge 4.4’de sunulmuştur.

Çizelge 4.4. NATM tünel simülasyon parametreleri ve sınır koşulları

Tünel Yüzeyi Sınır Koşulları	$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $u=v=w=0$
Tünel Girişi Sınır Koşulu	$\frac{\partial P}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial w}{\partial x} = 0$
Tünel Çıkışı Sınır Koşulu	$u=-6$ m/s, $v=w=0$ [182]
Ortam Sıcaklığı	20 °C
Ağ Yapısı	Dikdörtgen prizma
Yakıt	Dizel (Termal özellikleri için Çizelge 4.1’e bakınız)
HRR	6 MW Runehamar T0 testi yangın yükü [53]

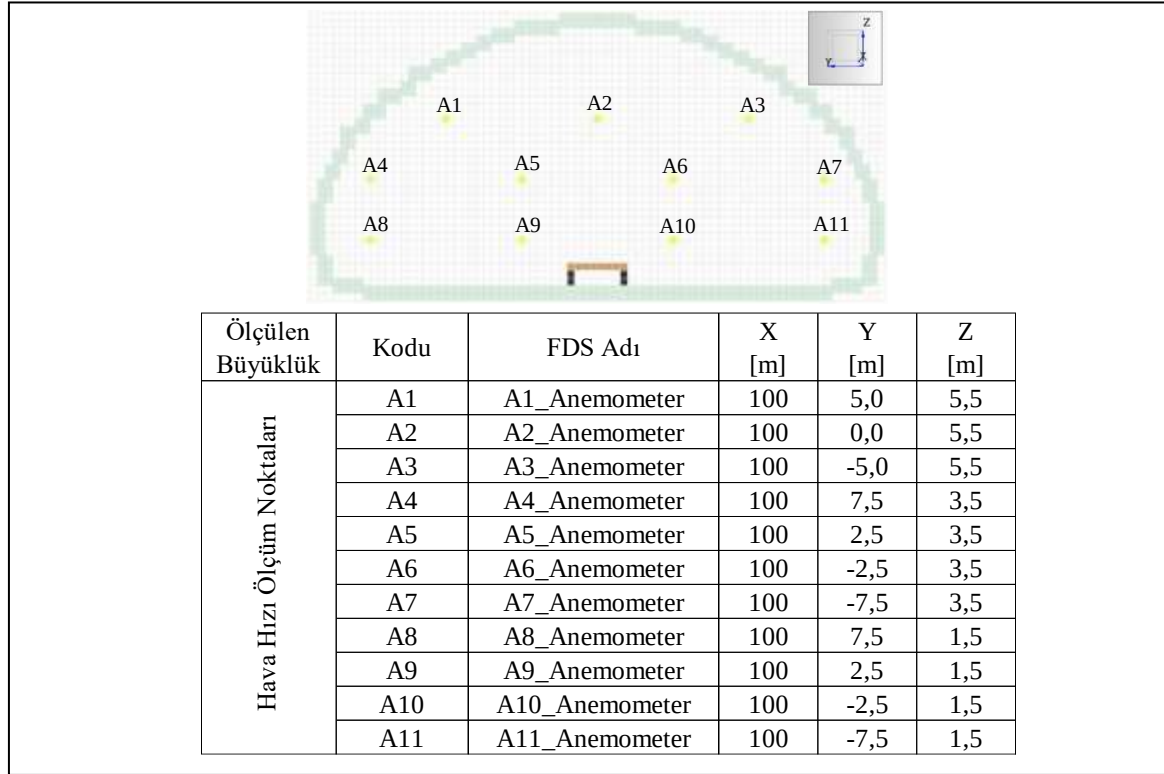
Simülasyonlar aşağıda belirtilen noktalara tanımlanan hız ve sıcaklık ölçerlerden elde edilen veriler doğrultusunda değerlendirilmiştir. Şekil 4.23’de yangın konumu üzerinde 15 adet, 15 m önünde ve arkasında 15’er adet olmak üzere toplam 45 adet sıcaklık ölçer bulunmaktadır. Bu sensörlerden elde edilen veriler yardımı ile yangın bölgesinde 2 m, 4 m ve 6 m yüksekliklerdeki sıcaklık dağılımları ve zamanla değişimi grafik olarak ifade edilebilecektir. Dumansız olması gereken kaçış yolu yüksekliği 2 m’dir. 2 m aynı zamanda kafa hizası olarak kabul edilmektedir ve sıcaklık, hava hızı ve görüş mesafesi değerleri de bu yükseklikten

kontrol edilmektedir [17]. Bu nedenle tanımlanan ölçüm noktalarından ayrı olarak modelde 2 m yükseklikte plakalar atılarak bu yükseklikteki değişimler gözlenmiştir.



Şekil 4.23. Yangın bölgesi sıcaklık ölçüm noktaları (a) en kesit, (b) boy kesit

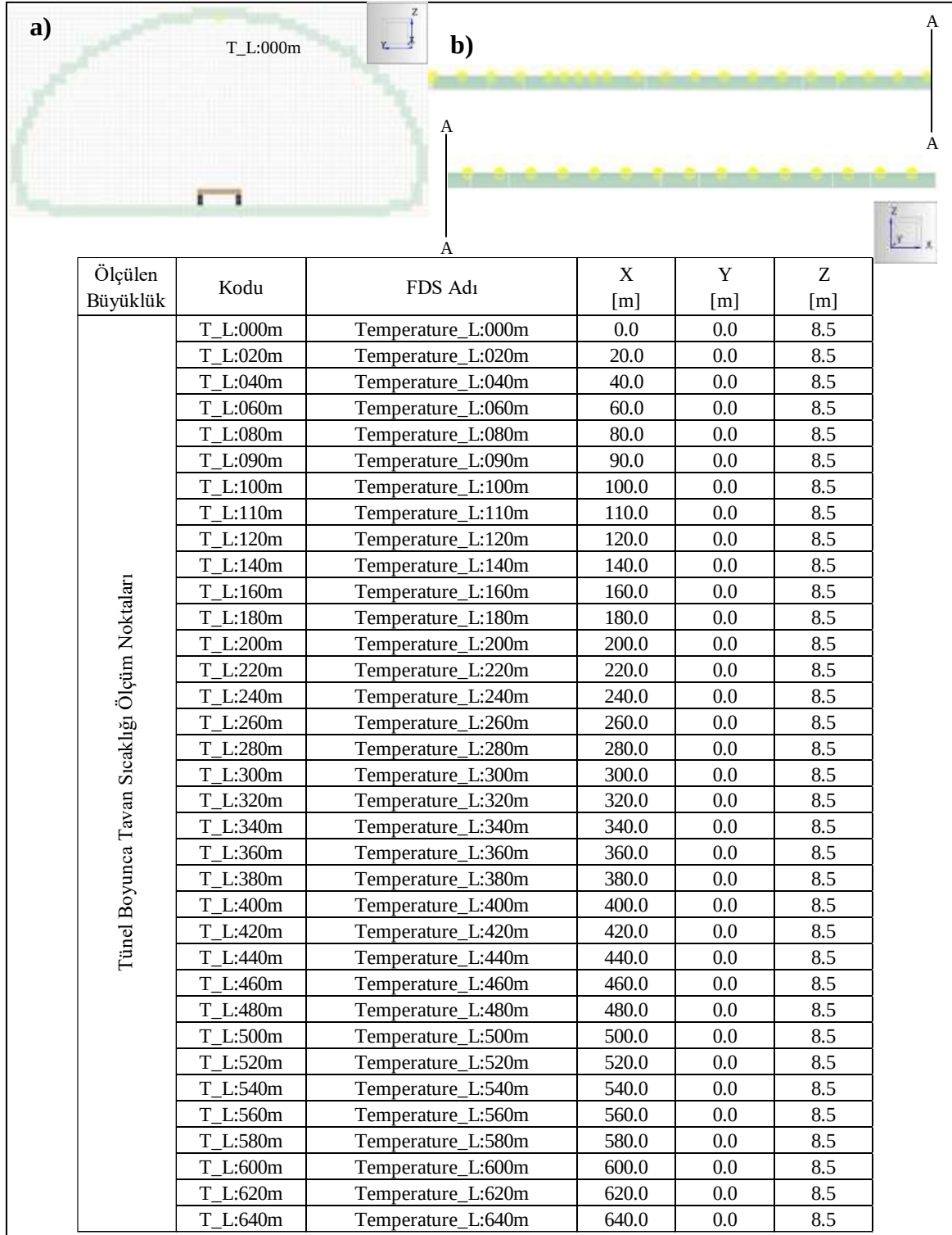
Yangın bölgesindeki hava hızlarının ölçülmesi için Şekil 4.24’de gösterilen konumlara hız ölçer eklenmiştir.



Şekil 4.24. Yangın bölgesi hava hızı ölçüm noktaları

Yangın nedeni ile tünel yapısalının yangından zarar görmemesi ve stabilizasyonunun sağlanması önem arz etmektedir. Yangının tünelin ortasında olması nedeni ile duvar sıcaklığının en yüksek olacağı bölgenin tünel tavanı olacağı bilinmektedir. Bu nedenle tünel boyunca duvar sıcaklığının ölçülmesi için, yangın bölgesinde 10 m, diğer bölümlerde 20 m arayla tavana sıcaklık sensörü konumlandırılmıştır.

Yangın bölgesi ve tünel boyunca sıcaklık ölçüm noktaları Şekil 4.25’de gösterilmiştir. Buna göre yangın bölgesinde 10 m aralıkla, yangın bölgesi öncesi ve sonrasında 20 m ara ile yerden 8,5 m yükseklikte sıcaklık ölçüm noktaları tanımlanmıştır. Bu ölçümler doğrultusunda tünel boyunca tünel tavanındaki sıcaklık değişimi gözlemlenebilecektir.



Şekil 4.25. Yangın bölgesi sıcaklık ölçüm noktaları (a) enkesit, (b) boykesit

Yukarıda belirtilen 6 MW havuz yangını simülasyon doğrulaması yapıldıktan sonra jet fan kapasiteleri dışında tünelin sınır şartları değiştirilmeden aynı nümerik analiz 15 MW, 30 MW, 100 MW, 150 MW ve 200 MW dizel havuz yangınları ile yapılmıştır. Jet fan kapasiteleri ayrı ayrı PIARC ve NFPA normlarına göre hesaplanmış ve Ek-4’de verilmiştir.

Acil durum havalandırma hesaplarına ve daha önce belirtilen jet fan grupları arasında olması gereken minimum mesafe kriterlerine göre seçilen jet fanlar Çizelge 4.5’de verilmiştir.

Çizelge 4.5. NATM tünel 15 MW, 30 MW, 100 MW, 150 MW ve 200 MW yangın yükleri için seçilen fan özellikleri [193] ve adetleri

Yangın Yüğü [MW]	Seçilen Jet Fanın Özellikleri ve Adetleri							
	Fan Çapı [mm]	Dış Çap [mm]	İtme Kuvveti [N]	Debi [m ³ /s]	Çıkış Hızı [m/s]	Motor Gücü [kW]	Motor Kutup Sayısı	Jet Fan Sayısı
6	900	1100	525	16,7	26,2	15	4	12
15	1000	1200	950	24,9	31,7	30	4	12
30	1120	1320	1275	32,4	32,8	37	4	12
100	1250	1450	1450	38,5	31,4	45	4	18
150	1250	1450	2035	45,6	37,2	75	4	18
200	1250	1450	2035	45,6	37,2	75	4	18

4.2.2. Yangın ve ısı yayılım oranı (HRR) bilgileri

Runehamar tüneli T0 yangınında 2,27 m çapında havuz ve 200 L dizel yakıt kullanılmıştır [53]. Yazılıma dairesel havuz tanımlanamayacağı için aşağıda verilen hidrolik çap formülü üzerinden, ağ yapısı da dikkate alınarak 2 m x 2 m boyutlarında bir havuz tasarlanmış ve tünelin ortasına konumlandırılmıştır. Buna göre yakıt yüksekliği ise 5 cm olarak belirlenmiştir.

$$D_H = \frac{4 \cdot A_P}{P} \rightarrow 2,27 = \frac{4 \cdot L^2}{4 \cdot L} \rightarrow L = 2,27 \text{ m (kare havuzun bir ayrıtı)}$$

$$H_F = \frac{200 \cdot 0,001}{2 \cdot 2} = 0,05 \text{ m} = 5 \text{ cm (kayıt yüksekliği)}$$

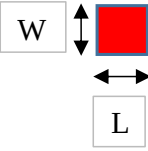
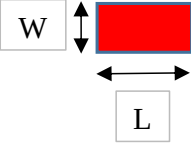
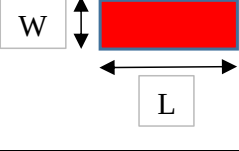
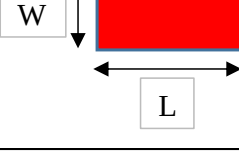
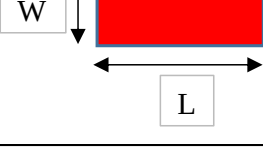
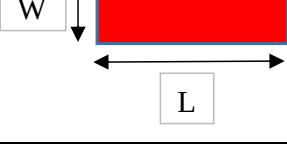
Eş. 3.99 ve 3.100’den HRR aşağıdaki gibi hesaplanmış, yaklaşık olarak deneysel çalışmadan elde edilen 6 MW değerine yakın olduğu görülmüştür.

$$\dot{q} = \Delta h_c \cdot \dot{m}_{\infty}'' (1 - e^{-k\beta D}) \cdot A$$

$$\dot{q} = 38700 * 0,035 * (1 - e^{-1,7*2,27}). \left(\frac{\pi * 2,27^2}{4} \right) \cong 5502 \text{ MW}$$

Aynı eşitlikten, standartlarda belirtilen referans yangın yüklerinin elde edilmesi için gerekli havuz alanları ve yakıt miktarları hesaplanmış olup Çizelge 4.6’da verilmiştir. Tüm yakıt havuzları merkez koordinatları aynı noktaya (x=100, y=0, z=0) gelecek şekilde konumlandırılmıştır.

Çizelge 4.6. 6 MW, 15 MW, 30 MW, 100 MW, 150 MW ve 200 MW yangın yükleri için hesaplanan yakıt miktarları ve yakıt havuzu boyutları

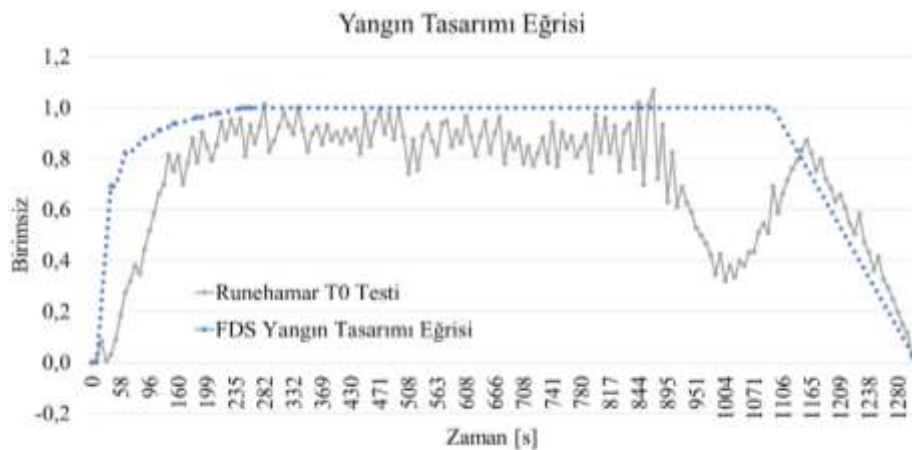
Yakıt Havuzu Görseli	Yakıt Havuzu Boyutları L x W (m)	Yakıt Havuzu Alanı (m ²)	Yakıt Miktarı (L)	Referans Yangın Yüğü (MW)	Hesaplanan Yangın Yüğü (MW)
	2 x 2	4	200	6	5,5
	5,5 x 2	11	500	15	15,2
	11 x 2	22	1000	30	30,5
	12 x 6	72	3300	100	100
	18 x 6	108	5000	150	150,1
	24 x 6	144	6665	200	200,1

4.2.3. Yangın tasarımı ve eğrisinin seçilmesi

Yangın tasarımı gelişim kısmında Bölüm 3.11’de detayları verilen araç yakıt tankları, benzin, petrol tankerleri, bazı kimyasal tankerler vb. yerlerde kullanılan “Euro Hidrokarbon” eğrisi kullanılmıştır. Azalmanın lineer olacağı ve yakıtın %80’i tükenince başladığı kabul edilmiştir [45, 158].

	1- Toplam yakıt miktarı kg cinsinden	
V (m ³)	200 lt x 0,001	0,2
Yoğunluk (kg/m ³)	970	
Kütle (kg)		194 kg Dizel yakıt
	2- %80 yakıt miktarı	
		155,2 kg Dizel yakıt
	3- 1 saniyede tüketilen yakıt miktarı	
Kütle yanma oranı (kg/m ² .s)	0,035	
Yüzey alanı (m ²)	4,04503	
Saniyede tüketim (kg/s)	0,14158	
	4- Yakıtın %80’i ne kadar sürede biter	
	1096 saniye	
	18,27 dakika	

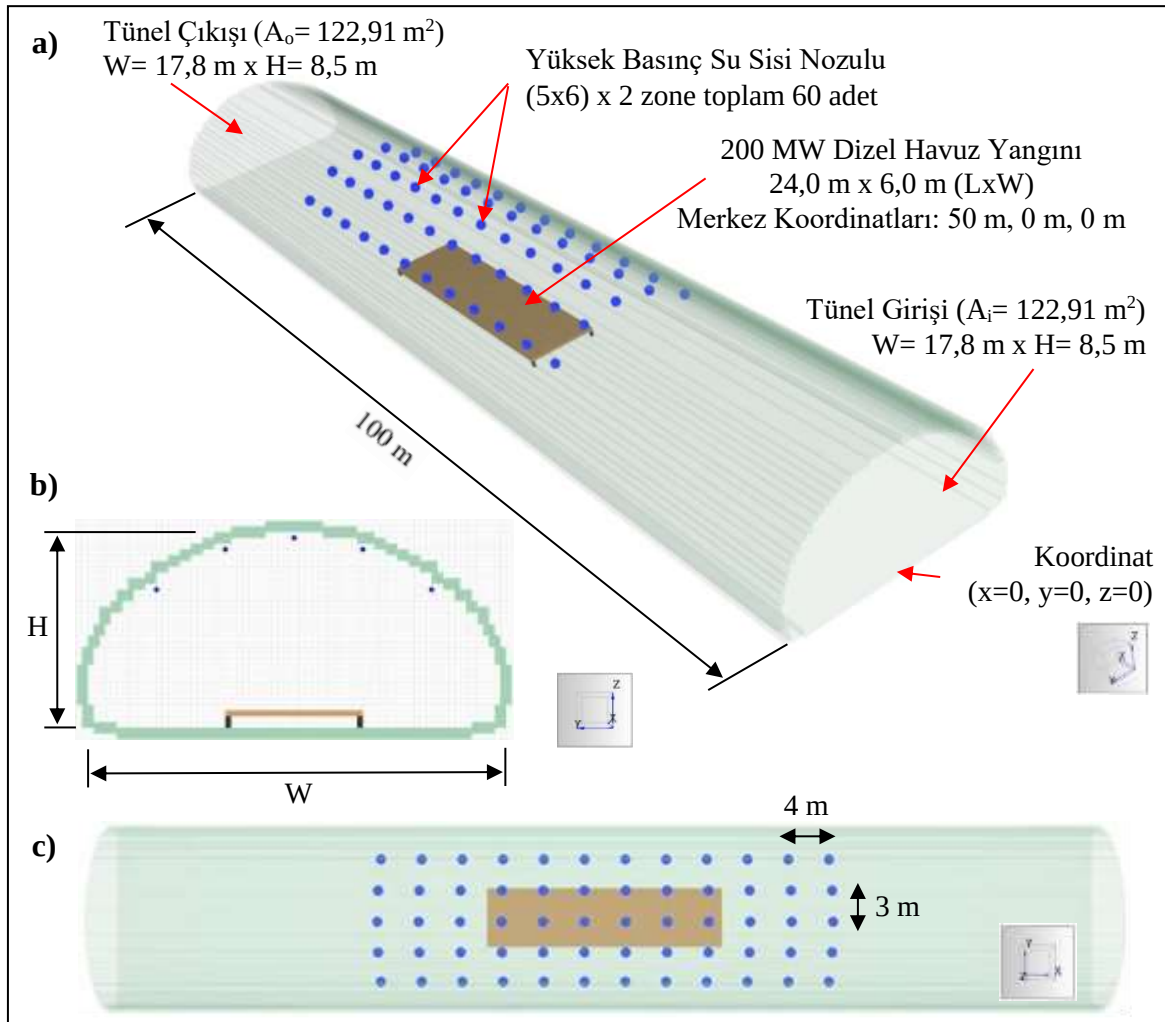
Bu kabullere göre oluşturulan ve FDS’e tanımlanan tasarım eğrisi aşağıda Şekil 4.26’da mavi renk ile verilmiştir. Burada gri ile verilen eğri ise, Runehamar’da yapılan T0 dizel havuz yangını testinde elde edilen ısı yayılım oranı (HRR) anlık değerlerinin, test süresi boyunca ölçülen en yüksek HRR değerine bölümü [53] ile elde edilen birimsiz sonuçları göstermektedir.



Şekil 4.26. Dizel havuz yangını tasarım eğrisi

4.2.4. Yüksek basınçlı su sisi ve baskın yangın söndürme sistemleri

Sabit yangın söndürme sistemleri, ağır vasıta, tanker vb. yüksek yangın yükü geçişine izin verilen ve acil durum koşullarında yangın yükünü azaltarak can ve mal kaybının azaltılması için kullanılan, son yıllarda yoğun olarak araştırılan ve uygulanan nispeten yeni sistemlerdir. Yüksek sıcaklık gözlenen havuz yangınlarında yüksek basınçlı su sisi (YBSS) ve baskın sistem uygulanarak HRR ve sıcaklık değerlerindeki değişimin gözlenmesi, buna bağlı olarak havalandırma kapasitesinin azaltılması ve maliyetlerinin karşılaştırılması hedeflenmektedir. YBSS için oluşturulan NATM tünel FDS modeli Şekil 4.27'de verilmiştir. Tünel uzunluğu 100 m olarak kabul edilmiştir. Tünelde cebri havalandırma bulunmamaktadır.



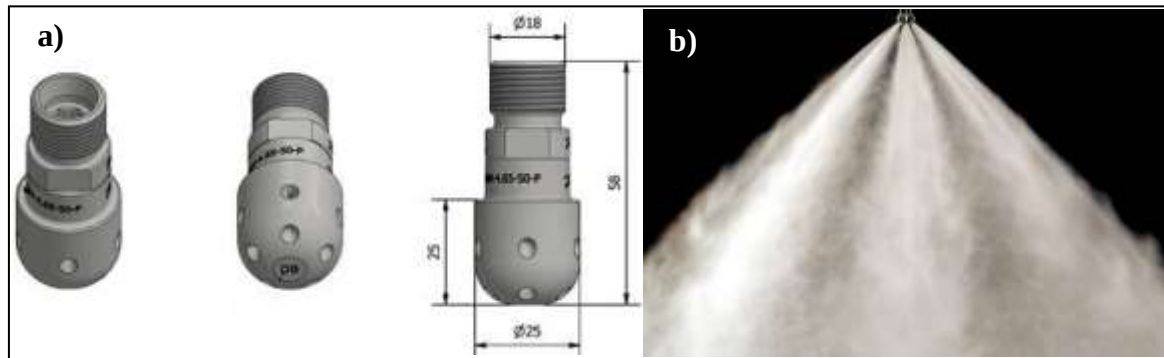
Şekil 4.27. Yüksek basınçlı su sisi uygulanan NATM tünel FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüş (c) Üstten görünüş

Yüksek basınç su sisi ve baskın sistem uygulanan NATM tünel simülasyon parametreleri ve sınır koşulları Çizelge 4.7’de sunulmuştur.

Çizelge 4.7. NATM tünel sulu söndürme sistemleri simülasyon parametreleri ve sınır koşulları

Tünel Yüzeyi Sınır Koşulları	$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $u=v=w=0$
Tünel Girişi Sınır Koşulu	$\frac{\partial P}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial w}{\partial x} = 0$
Tünel Çıkışı Sınır Koşulu	$\frac{\partial P}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial w}{\partial x} = 0$
Ortam Sıcaklığı	20°C
Ağ Yapısı	Dikdörtgen prizma
Yakıt	Dizel (Termal özellikleri için bkz Çizelge 4.1)
HRR	100 MW, 150 MW, 200 MW

Şekil 4.27’de tanımlanan yüksek basınç su sisi nozulları için Resim 4.5’de gösterilen Danfoss SEM-SAFE DB 536633 model seçilmiş ve modellenmiştir. Su sisi nozulu tipik püskürtme konisi de Resim 4.5’de verilmiştir.



Resim 4.5. (a) Danfoss SEM-SAFE DB 536633 yüksek basınç su sisi nozulu [183] ve (b) Tipik su sisi püskürtme konisi [184]

Seçilen nozulun özellikleri aşağıda verilmiştir:

Testler	: Solit (Safety of Life in Tunnels) [30] ve NFPA 502 [16]
Nozul mesafeleri	: 3,5 m x 4,0 m
Operasyon basıncı	: 50 bar

Debi	: 32,9 l/dak
K-faktörü	: 4,65 l/dak.bar ^{-1/2} ($Q = K\sqrt{P}$)
Oryantasyon	: Sarkık
Malzeme	: Paslanmaz çelik AISI316L

Üçüncü bölümde aktarılan standart bilgileri ve mevcut uygulamalara bakılarak bu çalışmada, her iki sistem için yapılacak simülasyonlarda aynı anda 2 bölge çalıştırılmış ve her bölgenin uzunluğu 25 m olarak belirlenmiştir. Literatür ile uyumlu olması amacı ile su sis sisteminde 0,5 l/dak/m³ – 50 bar tasarım kriterleri olarak kabul edilmiştir. Buna göre nozul sayısı aşağıdaki hesap özetine göre belirlenmiştir.

YBSS uygulama hacmi	= şerit sayısı * şerit genişliği * tünel araç yüksekliği * söndürme bölge uzunluğu * bölge adedi = 4 * 3,5 m * 5 m * 25 m * 2 = 3500 m ³
Toplam debi	= YBSS uygulama hacmi * akış miktarı = 3500 m ³ * 0,5 l/dak/m ³ = 1750 l/dak
Hesaplanan nozul adedi	= Toplam debi / seçilen nozul debisi = 1750 l/dak / 32,9 l/dak = 54 adet
Seçilen nozul adedi	= 60 adet

Buna göre katalog test değerlerinde belirtilen mesafeler de dikkate alarak 2 nozul arasında x yönünde 4 m, y yönünde 3 m mesafe bırakılarak model oluşturulmuştur. Her 25 m'lik bölge için 5 x 6 toplam 30 adet nozul modellenmiştir.

Seçilen nozulun üzerinde 10 adet orifis bulunmaktadır. Bu nedenle yukarıda belirtilen debi 10'a bölünerek her bir nozul için aynı noktada farklı açılar ile püskürtme yapan 10 adet orifis tanımlanmıştır. MATLAB sayısal yazılımı ile hesaplatılan orifis oryantasyon formülü aşağıda verilmiştir. Buna göre 60 farklı nokta için toplam 600 adet orifis tanımlanmıştır.

k=1:2	: Nozul başına 2 halka
l=1:5	: Halka başına 5 orifis (delik)
x_oryantasyonu (k,l)	: $\cos(2*\pi*l/5)$
y_oryantasyonu (k,l)	: $\sin(2*\pi*l/5)$
z_oryantasyonu (k,l)	: $-\cos(\text{deg2rad}(\text{halka_açısı}(k)))$

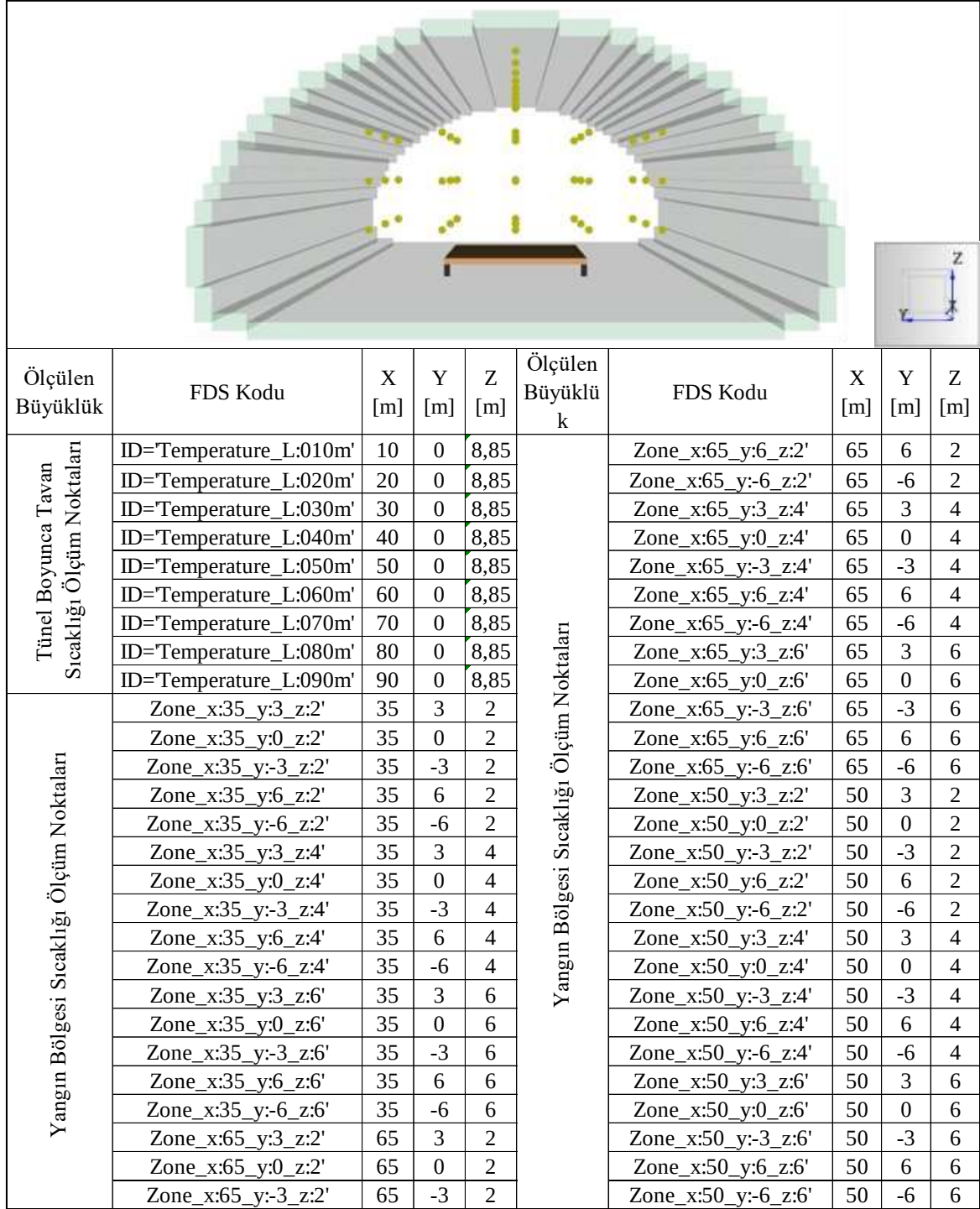
Bulgular ile sonuç ve öneriler bölümlerinde verilen tüm yüksek basınç su sisi sonuçları, yukarıda belirtilen nozul tanımı yaklaşımı için geçerlidir. Debi, basınç veya orifis oryantasyonlarında değişiklik olması durumunda, yangın üzerindeki etkisi ve dolayısı ile sonuçlar da değişecektir.

YBSS nozul konumları Çizelge 4.8’de verilmiştir. Nozul kodundaki ilk rakam bölge numarasını, ikinci rakam kesit sıra numarasını, üçüncü rakam ise bulunduğu kesitteki sıra numarasını temsil etmektedir.

Çizelge 4.8. NATM tünel YBSS nozul (lüle) koordinatları

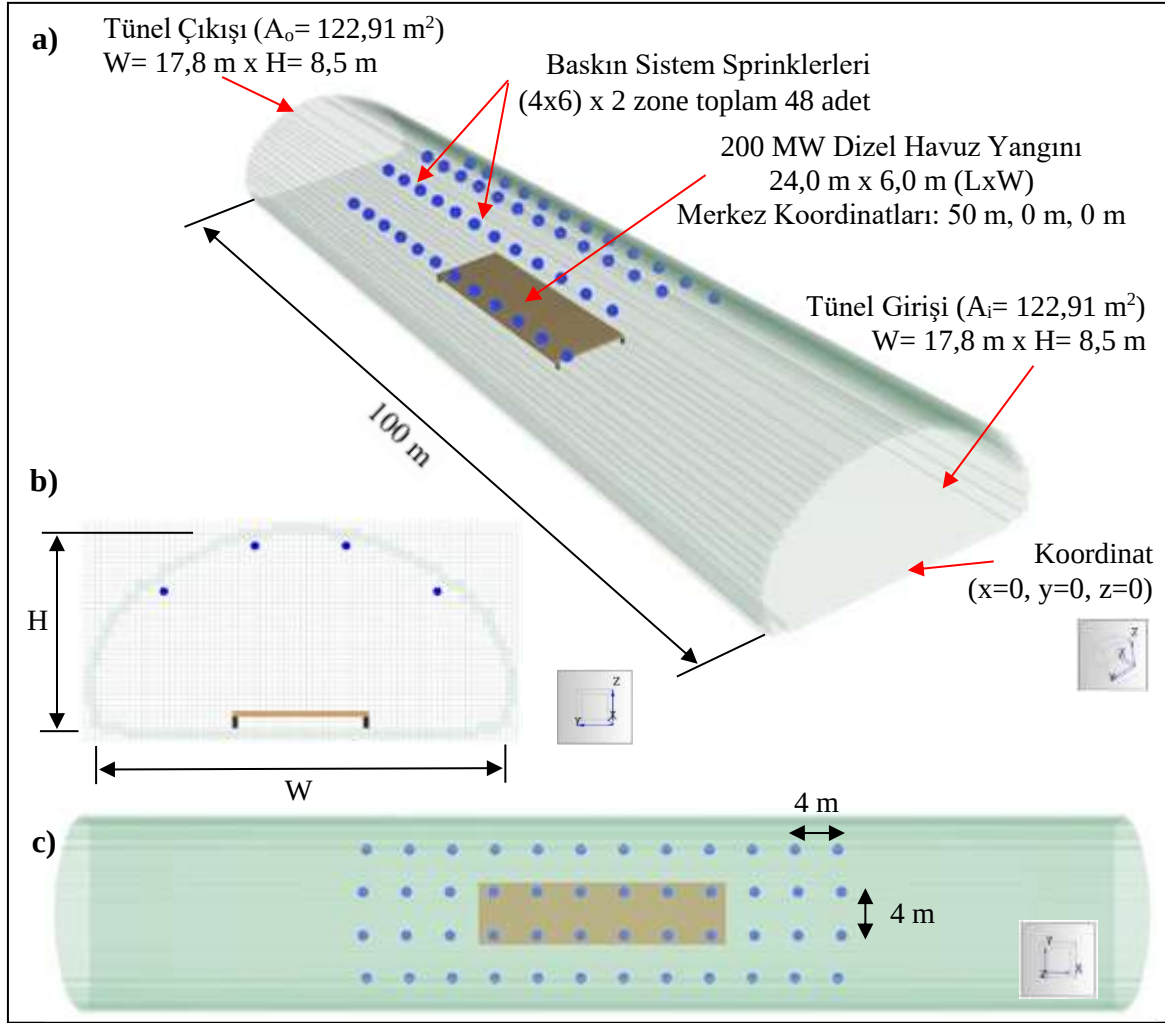
Nozul (Lüle) Kodu	X [m]	Y [m]	Z [m]	Nozul (Lüle) Kodu	X [m]	Y [m]	Z [m]
ID='Nozzle-1-1-1'	28	6	6	ID='Nozzle-2-1-1'	52	6	6
ID='Nozzle-1-1-2'	28	3	7,75	ID='Nozzle-2-1-2'	52	3	7,75
ID='Nozzle-1-1-3'	28	0	8,25	ID='Nozzle-2-1-3'	52	0	8,25
ID='Nozzle-1-1-4'	28	-3	7,75	ID='Nozzle-2-1-4'	52	-3	7,75
ID='Nozzle-1-1-5'	28	-6	6	ID='Nozzle-2-1-5'	52	-6	6
ID='Nozzle-1-2-1'	32	6	6	ID='Nozzle-2-2-1'	56	6	6
ID='Nozzle-1-2-2'	32	3	7,75	ID='Nozzle-2-2-2'	56	3	7,75
ID='Nozzle-1-2-3'	32	0	8,25	ID='Nozzle-2-2-3'	56	0	8,25
ID='Nozzle-1-2-4'	32	-3	7,75	ID='Nozzle-2-2-4'	56	-3	7,75
ID='Nozzle-1-2-5'	32	-6	6	ID='Nozzle-2-2-5'	56	-6	6
ID='Nozzle-1-3-1'	36	6	6	ID='Nozzle-2-3-1'	60	6	6
ID='Nozzle-1-3-2'	36	3	7,75	ID='Nozzle-2-3-2'	60	3	7,75
ID='Nozzle-1-3-3'	36	0	8,25	ID='Nozzle-2-3-3'	60	0	8,25
ID='Nozzle-1-3-4'	36	-3	7,75	ID='Nozzle-2-3-4'	60	-3	7,75
ID='Nozzle-1-3-5'	36	-6	6	ID='Nozzle-2-3-5'	60	-6	6
ID='Nozzle-1-4-1'	40	6	6	ID='Nozzle-2-4-1'	64	6	6
ID='Nozzle-1-4-2'	40	3	7,75	ID='Nozzle-2-4-2'	64	3	7,75
ID='Nozzle-1-4-3'	40	0	8,25	ID='Nozzle-2-4-3'	64	0	8,25
ID='Nozzle-1-4-4'	40	-3	7,75	ID='Nozzle-2-4-4'	64	-3	7,75
ID='Nozzle-1-4-5'	40	-6	6	ID='Nozzle-2-4-5'	64	-6	6
ID='Nozzle-1-5-1'	44	6	6	ID='Nozzle-2-5-1'	68	6	6
ID='Nozzle-1-5-2'	44	3	7,75	ID='Nozzle-2-5-2'	68	3	7,75
ID='Nozzle-1-5-3'	44	0	8,25	ID='Nozzle-2-5-3'	68	0	8,25
ID='Nozzle-1-5-4'	44	-3	7,75	ID='Nozzle-2-5-4'	68	-3	7,75
ID='Nozzle-1-5-5'	44	-6	6	ID='Nozzle-2-5-5'	68	-6	6
ID='Nozzle-1-6-1'	48	6	6	ID='Nozzle-2-6-1'	72	6	6
ID='Nozzle-1-6-2'	48	3	7,75	ID='Nozzle-2-6-2'	72	3	7,75
ID='Nozzle-1-6-3'	48	0	8,25	ID='Nozzle-2-6-3'	72	0	8,25
ID='Nozzle-1-6-4'	48	-3	7,75	ID='Nozzle-2-6-4'	72	-3	7,75
ID='Nozzle-1-6-5'	48	-6	6	ID='Nozzle-2-6-5'	72	-6	6

Yangın bölgesi ve tünel boyunda tavan sıcaklığı ölçüm noktaları Şekil 4.28’de sunulmuştur.



Şekil 4.28. NATM tünel yangın bölgesi ve tavan sıcaklığı ölçüm noktaları

Baskın sistem için oluşturulan NATM tünel FDS modeli Şekil 4.29'da verilmiştir. Tünel uzunluğu 100 m olarak kabul edilmiştir. Tünelde cebri havalandırma bulunmamaktadır.



Şekil 4.29. Baskın sistem NATM tünel FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüş (c) Üstten görünüş

Seçilen sprinklerin özellikleri aşağıda verilmiştir:

Sprinkler mesafeleri	: $4 \text{ m} \times 4,0 \text{ m}$
Operasyon basıncı	: 2 bar
Debi	: $112,4 \text{ l/dak}$
K-factor	: $80 \text{ l/dak.bar}^{-1/2} (Q = K\sqrt{P})$
Oryantasyon	: Sarkık
Malzeme	: Pirinç alaşımı

Literatür ile uyumlu olması amacı ile baskın sistemde $7,5 \text{ mm/dak/m}^2 - 2 \text{ bar}$ tasarım kriterleri olarak kabul edilmiştir. Buna göre sprinkler sayısı aşağıdaki hesap özetine göre belirlenmiştir.

Baskın sistem uygulama alanı	= şerit sayısı * şerit genişliği * söndürme bölge uzunluğu * bölge adedi = 4 * 3,5 m * 25 m * 2 = 700 m ²
Toplam debi	= Baskın sistem uygulama alanı * akış miktarı = 700 m ² * 7,5 mm/dak/m ² = 5250 l/dak
Hesaplanan sprinkler adedi	= Toplam debi / seçilen sprinkler debisi = 5250 l/dak / 112,4 l/dak = 47 adet
Seçilen sprinkler adedi	= 48 adet

Buna göre katalog test değerlerinde belirtilen mesafeler de dikkate alarak iki sprinkler arasında x yönünde 4 m, y yönünde 4 m mesafe bırakılarak model oluşturulmuştur. Her 25 m'lik bölge için 4 x 6 toplam 24 adet sprinkler modellenmiştir.

Çizelge 4.9. NATM tünel baskın sistem sprinkler koordinatları

Nozul Kodu	X [m]	Y [m]	Z [m]	Nozul Kodu	X [m]	Y [m]	Z [m]
Sprikler-1-1'	28	6	6	Sprikler-7-1'	52	6	6
Sprikler-1-2'	28	2	8	Sprikler-7-2'	52	2	8
Sprikler-1-3'	28	-2	8	Sprikler-7-3'	52	-2	8
Sprikler-1-4'	28	-6	6	Sprikler-7-4'	52	-6	6
Sprikler-2-1'	32	6	6	Sprikler-8-1'	56	6	6
Sprikler-2-2'	32	2	8	Sprikler-8-2'	56	2	8
Sprikler-2-3'	32	-2	8	Sprikler-8-3'	56	-2	8
Sprikler-2-4'	32	-6	6	Sprikler-8-4'	56	-6	6
Sprikler-3-1'	36	6	6	Sprikler-9-1'	60	6	6
Sprikler-3-2'	36	2	8	Sprikler-9-2'	60	2	8
Sprikler-3-3'	36	-2	8	Sprikler-9-3'	60	-2	8
Sprikler-3-4'	36	-6	6	Sprikler-9-4'	60	-6	6
Sprikler-4-1'	40	6	6	Sprikler-10-1'	64	6	6
Sprikler-4-2'	40	2	8	Sprikler-10-2'	64	2	8
Sprikler-4-3'	40	-2	8	Sprikler-10-3'	64	-2	8
Sprikler-4-4'	40	-6	6	Sprikler-10-4'	64	-6	6
Sprikler-5-1'	44	6	6	Sprikler-11-1'	68	6	6
Sprikler-5-2'	44	2	8	Sprikler-11-2'	68	2	8
Sprikler-5-3'	44	-2	8	Sprikler-11-3'	68	-2	8
Sprikler-5-4'	44	-6	6	Sprikler-11-4'	68	-6	6
Sprikler-6-1'	48	6	6	Sprikler-12-1'	72	6	6
Sprikler-6-2'	48	2	8	Sprikler-12-2'	72	2	8
Sprikler-6-3'	48	-2	8	Sprikler-12-3'	72	-2	8
Sprikler-6-4'	48	-6	6	Sprikler-12-4'	72	-6	6

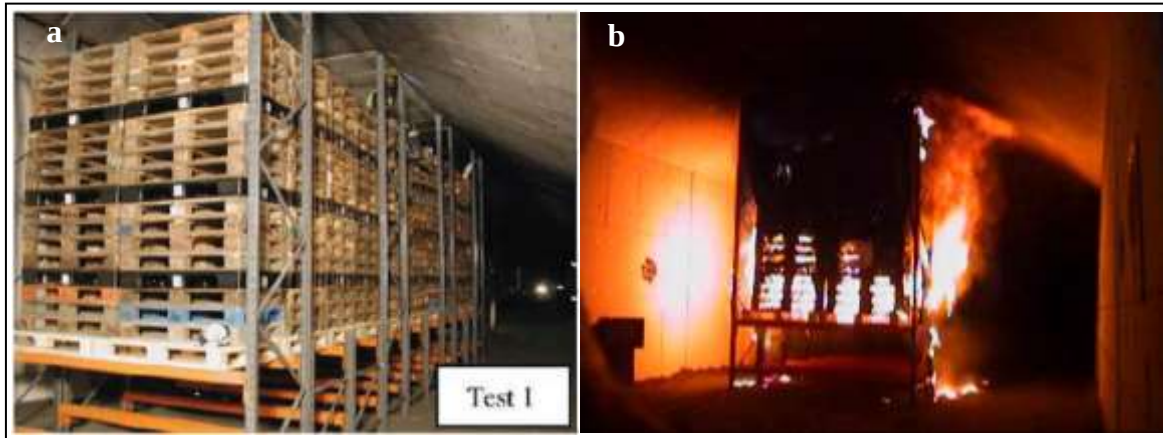
Sprinkler konumları Çizelge 4.9’da verilmiştir. Sprinkler kodundaki ilk rakam bölge numarasını, ikinci rakam kesit sıra numarasını, üçüncü rakam ise bulunduğu kesitteki sıra numarasını temsil etmektedir.

4.3. Karayolu Tüneli Palet Yangını

4.3.1. Model ve sınır şartları

Çalışmanın bu bölümünde karayolu tünellerindeki 200 MW ısı yayılım değerine sahip ağır yük kamyonu yangını incelenmiştir. Bu nedenle NFPA 502 standardında belirtilen Runehamar Tüneli Test No 1 (T1) yangın tertibatı sayısal analizde kullanılacaktır.

Runehamar Tüneli’nde (Ingason & Lonnermark 2003) bir önceki bölümde aktarılan T0 havuz yangını testi dışında birebir maketi oluşturulan dört adet palet yangını testi yapılmıştır. Runehamar testleri özellikle büyük ölçekli tünel yangını dinamiği konusunda önemli bilgi birikimi elde edilmesini sağlamıştır [53]. Runehamar’da yapılan en büyük yangın testine ait görseller Resim 4.6’da verilmiştir.

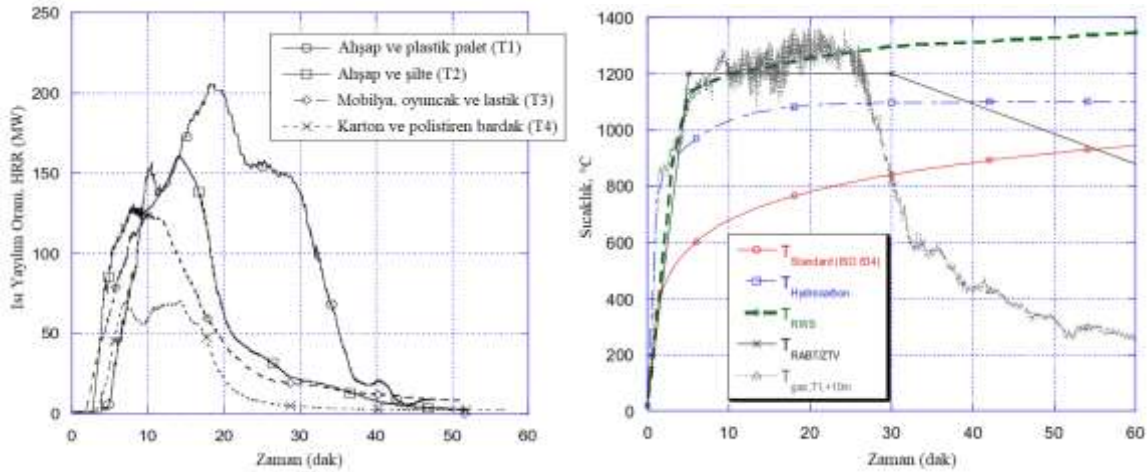


Resim 4.6. (a) Runehamar tüneli Test 1 yangın tertibatı, (b) Test 1 yangını 5. dakikadaki durumu [56]

Ağır yük kamyonu treylerlerinde yer alan %80 ahşap, %20 polietilen paletten oluşan toplam 11010 kg ağırlığındaki yangın testi (Test 1), 201,9 MW maksimum ısı yayma oranına sahip ve hızla büyüyen bir yangın olarak literatüre geçmiştir. Ayrıca, tavanın altında ölçülen maksimum aşırı gaz sıcaklıkları yaklaşık 1350 °C’dir.

Deneysel çalışmaya en yakın sonuçların elde edilmesi için 8x1 (Şekil 4.30'da gösterilen 8 sıra x 1 kolon), 8x2 ve 8x4 yangın kurulumu için ayrı ayrı simülasyonlar yapılmıştır.

Runehamar Test 1'den elde edilen ve simülasyon sonuçları ile karşılaştırılacak olan HRR-Zaman ve Sıcaklık-Zaman grafikleri aşağıda verilmiştir.



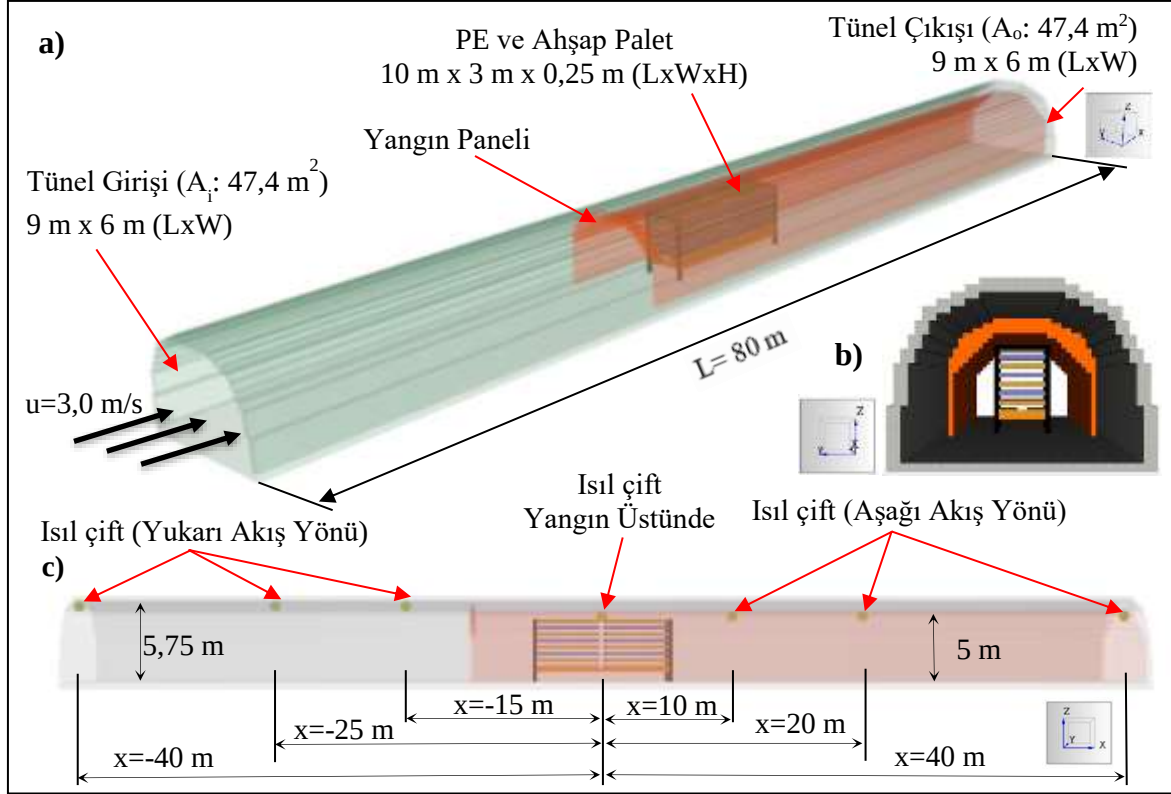
Şekil 4.31. Runehamar tüneline yapılan T1 yangın testinin (a) HRR-zaman ve (b) sıcaklık-zaman grafiği [52]

Yukarıdaki HRR-t grafiğinden de görüleceği üzere yangın başladıktan 18.5 dakika sonra maksimum HRR değerine ulaşmakta ve lineer yangın büyüme oranı 20,1 MW/dak olarak görülmektedir. Sıcaklık-zaman grafiğinde ise yangın merkezinden 10 m ileride ölçülen sıcaklık değerinin 10 dakika sonunda 1200 °C'nin üstüne çıktığı görülmektedir.

Bir önceki bölümde uluslararası standartlara (PIARC ve NFPA) uygun olarak yapılan NATM tünelin havalandırma hesapları FDS yazılımında nümerik olarak çözülerek sonuçları karşılaştırılmıştır. İkinci aşamada ise NATM tünelden alınan hız ölçümleri ile FDS yazılımından elde edilen hız değerleri karşılaştırılmıştır. Bu şekilde deneysel veriler ile nümerik çalışma doğrulanmış, sonrasında yapılacak nümerik analizler için altlık oluşturulmuştur. Ayrıca soğuk duman (cold run) testleri için literatüre katkı sağlanması hedeflenmiştir.

Tam ölçekli bir karayolu tünel yangını testinin kurulumu maliyetli ve kapsamlı bir altyapı gerektirmekte ayrıca ilgili makamlardan da izin ve onay ihtiyacı bulunmaktadır. Kaynakların yetersiz olması nedeniyle, simülasyon sonuçlarını doğrulamak için tam ölçekli bir karayolu

tüneli yangın testi yapılamamaktadır. Bu nedenle, çalışmanın bu bölümünde de iki farklı model oluşturulmuştur. Önce Runehamar Tüneli'nin bir bölümü, 201,9 MW HRR değerine sahip T1 römork yangını test sonuçlarıyla doğrulanması için modellenmiştir. Runehamar Tüneli'nin FDS modeli Şekil 4.32'de verilmiştir. Tünelin kesiti $47,4 \text{ m}^2$ ve uzunluğu 80 m'dir.



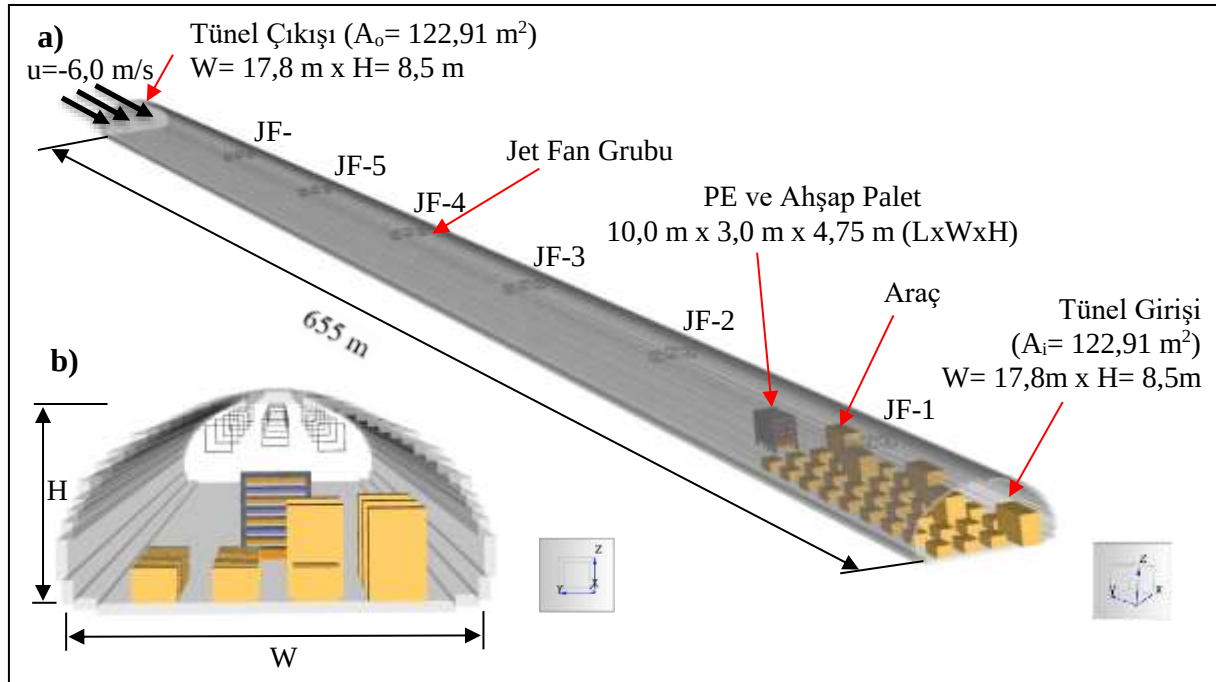
Şekil 4.32. (a) Runehamar Tüneli Test 1 yangını FDS modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüşü, (c) Yandan görünüşü

Runehamar Tüneli T1 yangını simülasyon parametreleri ve sınır koşulları Çizelge 4.11'de sunulmuştur.

Çizelge 4.11. Runehamar tüneli T1 yangını simülasyon parametreleri ve sınır koşulları

Tünel Yüzeyi Sınır Koşulları	$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $u=v=w=0$
Yangın Paneli Yüzeyi Sınır Koşulları	$k=0,212 \text{ W/m.K}$, $u=v=w=0$ [53]
Tünel Girişi Sınır Koşulları	$u=3 \text{ m/s}$, $v=w=0$ [52]
Tünel Çıkışı Sınır Koşulları	$\frac{\partial P}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial w}{\partial x} = 0$
Ortam Sıcaklığı	$10 \text{ }^{\circ}\text{C}$ [53]
Ağ Yapısı	Dikdörtgen prizma
Kurum Miktarı	Ahşap: $0,015 \text{ kg/kg}$ [1], Polietilen: $0,139 \text{ kg/kg}$ [1]
CO Miktarı	Ahşap: $0,004 \text{ kg/kg}$ [1], Polietilen: $0,051 \text{ kg/kg}$ [1]
Yakıt	Ahşap ve polietilen palet (Termal özellikleri için Çizelge 4.10'a bakınız)
HRR	$201,9 \text{ MW}$ Runehamar T1 testi yangın yükü [16]

T1 yangını NATM tünel FDS modeli Şekil 4.33'de, simülasyon parametreleri ve sınır koşulları Çizelge 4.12'de sunulmuştur.

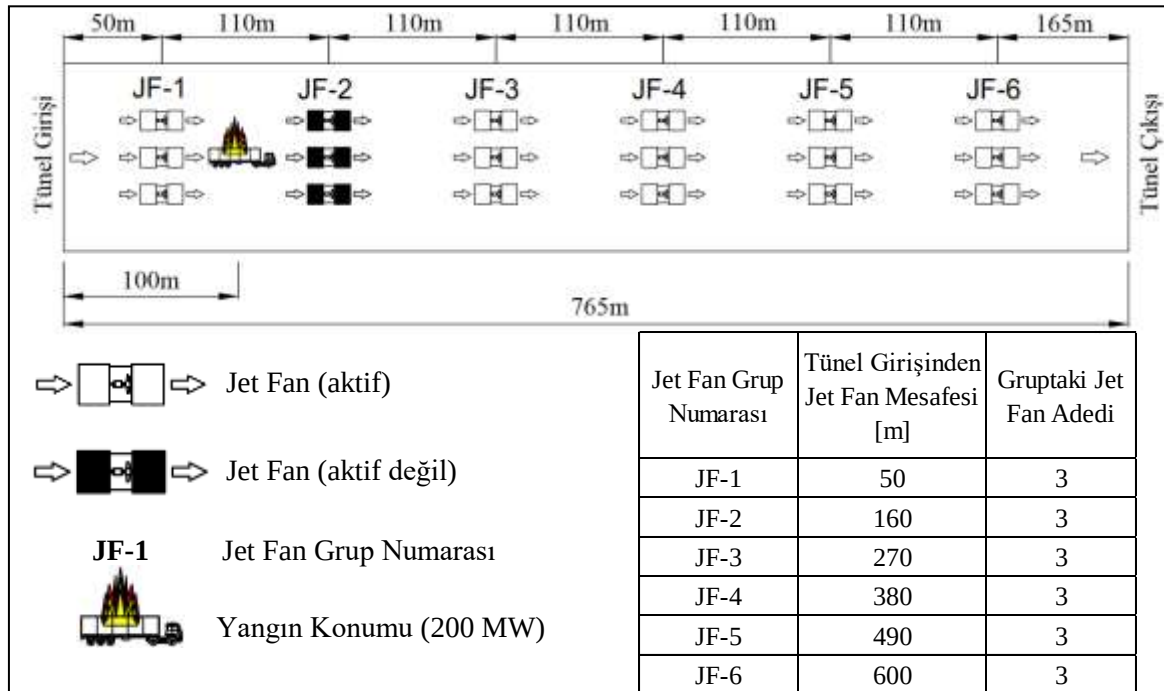


Şekil 4.33. NATM tünel T1 yangını FDS Modeli (a) İzometrik görünüşü, (b) Önden görünüşü

Çizelge 4.12. NATM tünel T1 yangını simülasyon parametreleri ve sınır koşulları

Tünel Yüzeyi Sınır Koşulları	$\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $u=v=w=0$
Tünel Girişi Sınır Koşulları	$\frac{\partial P}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial w}{\partial x} = 0$
Tünel Çıkışı Sınır Koşulları	$u=-6$ m/s, $v=w=0$ [182]
Ortam Sıcaklığı	20 °C
Ağ Yapısı	Dikdörtgen prizma
Kurum Miktarı	Ahşap: 0,015 kg/kg [1] Polietilen: 0,139 kg/kg [1]
CO Miktarı	Ahşap: 0,004 kg/kg [1] Polietilen: 0,051 kg/kg [1]
Yakıt	Ahşap ve polietilen palet (Termal özellikleri için Çizelge 4.10'a bakınız)
HRR	201,9 MW Runehamar T1 testi yangın yükü [16]

Runehamar T1 yangını NATM tünel jet fan yerleşimi aşağıdaki gibidir:



Şekil 4.34. NATM tünel T1 yangını şematik jet fan yerleşimi

5. BULGULAR

Metro istasyonu ve karayolu tünelleri için yapılan sayısal analizler ve ölçümler neticesinde elde edilen bulgular bu bölümde sırasıyla verilmektedir.

5.1. Metro İstasyonu Bulguları

5.1.1. Sayısal modelin doğrulanması ve hücre boyutu bağımsızlaştırılması

Yapılan simülasyonda önce farklı türbülans modelleri için en uygun hücre sayıları bulunmuş, daha sonra tezdeki deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Kullanılan hücre sayıları Çizelge 5.1’de verilmiştir. DNS, LES, SVLES ve VLES türbülans modelleri kullanılarak en uygun hücre sayıları belirlenmiş ve bu bölümde verilen grafiklerde sunulmuştur. Çizelge 5.1’de gösterilen ve seçilen hücre sayıları tüm türbülans modellerinde kullanılmıştır.

Çizelge 5.1. Hücre sayısı

No	Giriş Tüneli (x,y,z)	İstasyon (x,y,z)	Çıkış Tüneli (x,y,z)	Toplam Hücre Sayısı (Giriş+İstasyon+Çıkış)	Yangın Konumundaki Hücre Boyutu
1	9 648	23 424	9 648	42 720	1,50 cm
2	18 675	46 200	18 675	83 550	1,20 cm
3	32 400	79 488	32 400	144 288	1,00 cm
4	52 038	127 008	52 038	231 084	0,85 cm
5	76 608	188 928	76 608	342 144	0,75 cm
6	150 300	367 200	150 300	667 800	0,60 cm

Aşağıdaki grafiklerde, farklı türbülans modelleri ve hücre sayılarına göre istasyon merkezinden ölçülen sıcaklığın zaman ile değişimi verilmiştir.



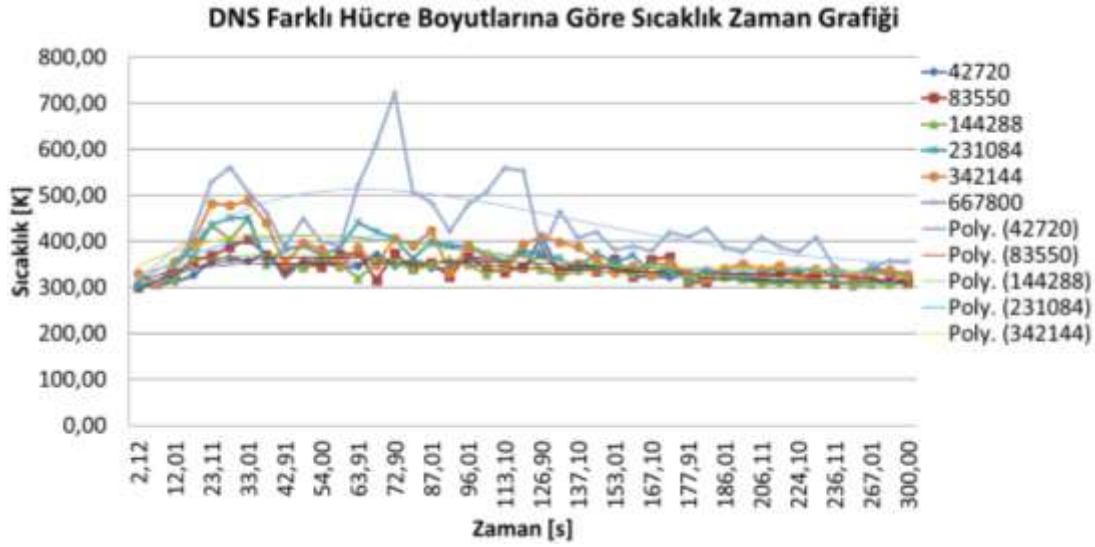
Şekil 5.1. VLES türbülans modeli hücre sayısına bağlı sıcaklık – zaman grafiği



Şekil 5.2. LES türbülans modeli hücre sayısına bağlı sıcaklık – zaman grafiği



Şekil 5.3. SVLES türbülans modeli hücre sayısına bağlı sıcaklık – zaman grafiği

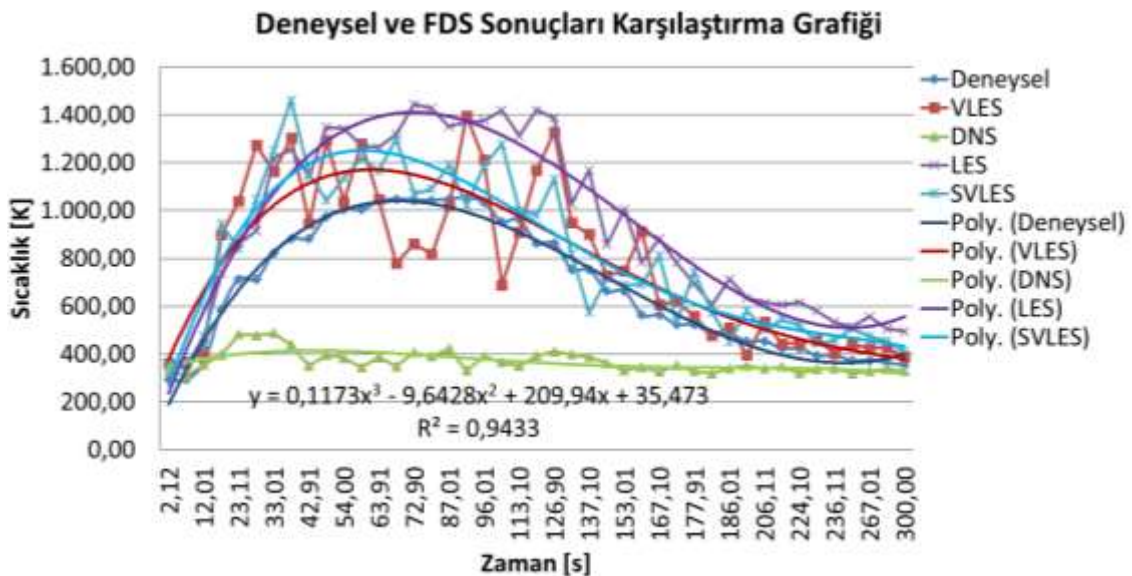


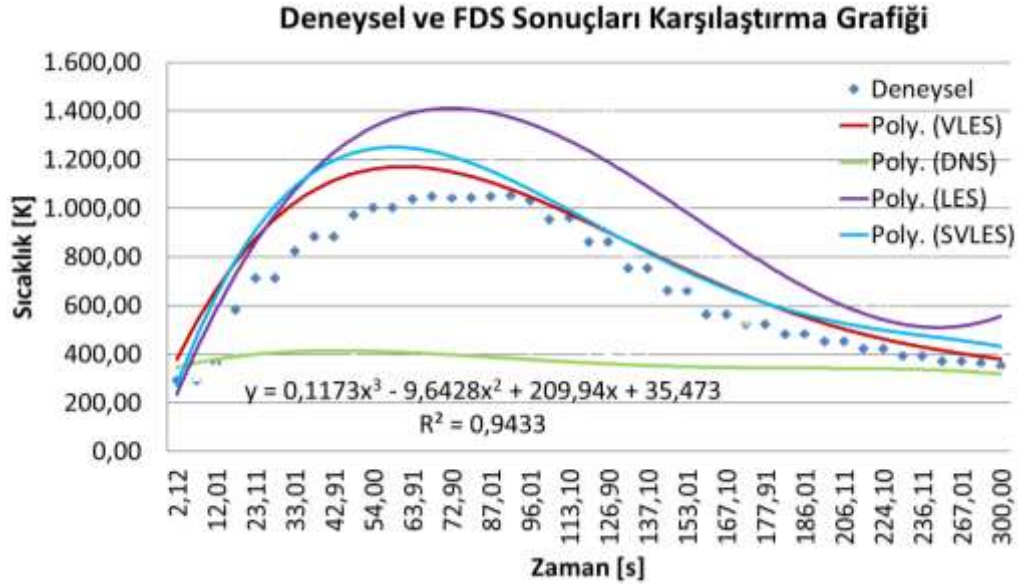
Şekil 5.4. DNS türbülans modeli hücre sayısına bağlı sıcaklık – zaman grafiği

Buna göre, yapılan çözümler neticesinde 231.084 ile 667.800 hücre sayıları grafikleri arasında farkın ihmal edilebilir düzeyde olması nedeniyle en uygun hücre sayısı VLES, SVLES ve DNS için 342.144, LES için 231.084 olarak belirlenmiştir.

5.1.2. Türbülans modellerinin karşılaştırılması

Farklı türbülans modelleri ile elde edilen sonuçlar ve deneysel [34] sonuçlar, sıcaklık-zaman grafiği ile Şekil 5.5’de karşılaştırılmıştır. Anlık sıcaklık verilerinin salınım yapması nedeniyle polinom eğrileri oluşturulmuştur. Deneysel verilere en yakın sonuç veren türbülans modelinin VLES modeli olduğu saptanmıştır.





şekil 5.5. Farklı türbülans modelleri ile deneySEL sonuçlarının karşılaştırılması

Yukarıda verilen sonuçlar doğrultusunda deneySEL veriler ile nümerik analiz sonuçları arasında VLES türbülans modeli ile deneySEL veriler arasındaki genel ortalama farkın %16 mertebesinde olduğu görülmektedir. Yapılan literatür taraması ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması neticesinde, deneySEL verilere daha yakın sonuç vermesi ve czm süresinin daha kısa ve ekonomik olması nedeniyle VLES türbülans modeli seçilmiştir.

5.1.3. LES türbülans viskozite modellerinin karşılaştırılması

VLES türbülans modeli kullanılarak izelge 5.2’de verilen türbülans viskozite SGS modelleri değerlendirilmiştir. FDS paket programı, giriş parametrelerinin cğunun aralığını sınırlandırmamaktadır, cnk uygulamalar genellikle modelin doğrulanmış olduğu aralığın ötesine geçmektedir [7]. FDS temel korunum denklemlerini czer ve daha basit deneySEL modellerin sınırlarının ötesine geçen girdi parametrelerinden kaynaklanan hatalara ck daha az duyarlıdır.

LES türbülans modeli, Bölüm 3.7.3’de belirtildiği üzere farklı alt ağ lği viskozite modelleri kullanmaktadır. Bu modeller kısaltmaları ile birlikte izelge 5.2’de verilmiştir.

Çizelge 5.2. LES türbülanslı viskozite SGS modelleri

Çözüm No	Dosya Adı	Türbülans Viskozite SGS Modeli
1	VLES4_CSM	Constant Smagorinsky
2	VLES4_DSM	Dynamic Smagorinsky
3	VLES4_DD	Deardorff
4	VLES4_VR	Vreman
5	VLES4_RNG	RNG
6	VLES4_WL	Wale

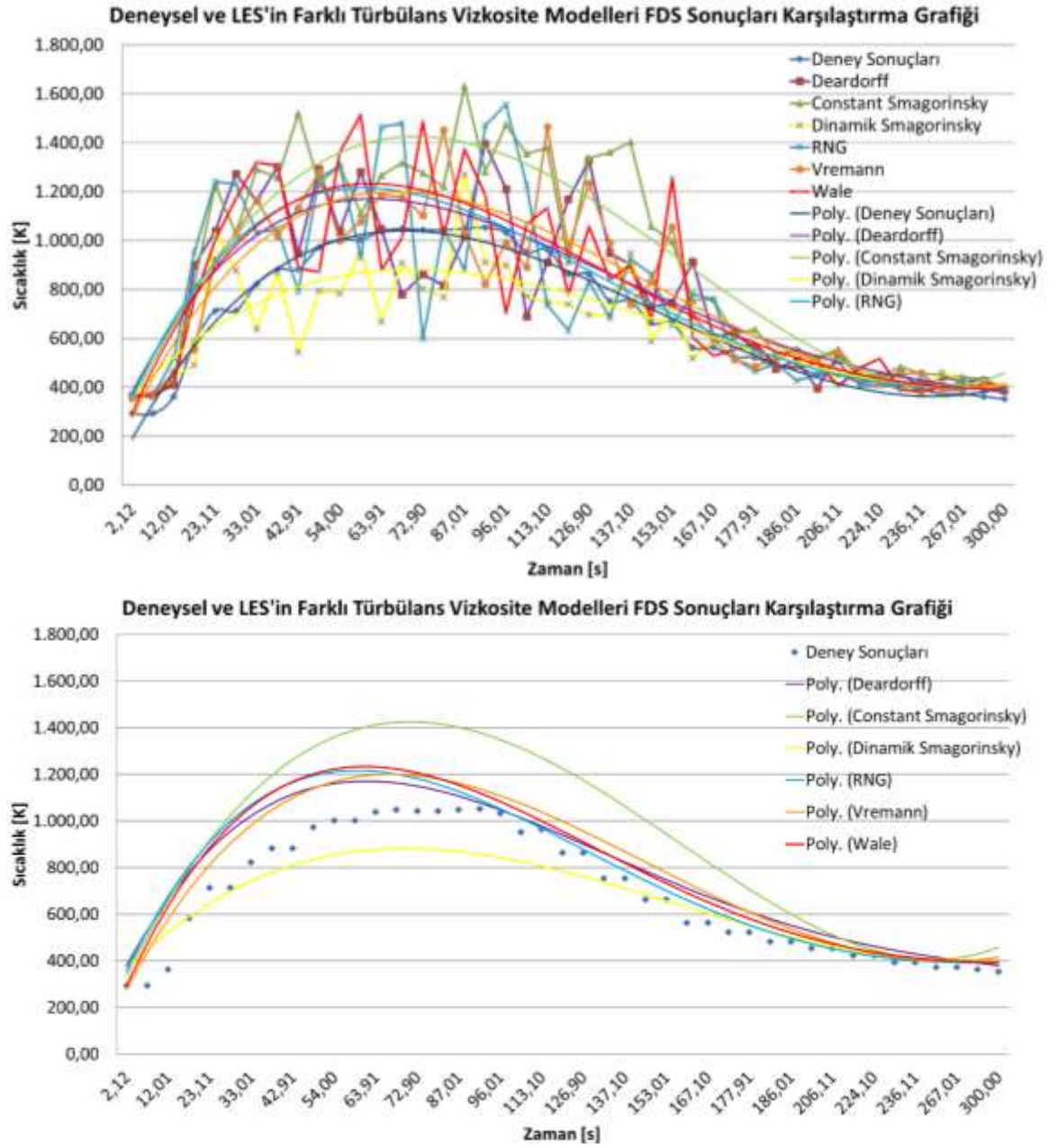
FDS yazılımı standart olarak Deardorff türbülans viskozite modelini kullanmaktadır. Bununla birlikte Sabit Smagorinsky (Constant Smagorinsky), Dinamik Smagorinsky (Dynamic Smagorinsky), Vreman, RNG ve Wale alt ağ modelleri de kullanılarak sonuçlar Şekil 5.6’de verilmiştir.

Türbülans viskozite modelleri karşılaştırılırken, sıcaklık değişimine etki eden aşağıdaki parametreler kullanılmıştır.

Çizelge 5.3. İncelenen TVM’de sıcaklık değişimine etki eden parametreler

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	100

LES türbülans modelinin farklı türbülans viskozite modelleri kullanılarak oluşturulan grafik Şekil 5.6’da verilmiştir. İlk grafikte anlık sıcaklık sonuçları, polinom eğrileri ve deney [34] sonuçları ile birlikte verilmiştir. İkinci grafikte ise sıcaklığın zaman ile gelişiminin daha rahat yorumlanabilmesi için farklı türbülans viskozite modellerinden elde edilen polinom eğrileri ile deney [34] sonuçları karşılaştırılmıştır.



Şekil 5.6. Farklı türbülans viskozite modelleri ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Yukarıda verilen sonuçlar doğrultusunda deneysel veriler ile nümerik analiz sonuçları arasında Deardorff türbülans viskozite modeli ile deneysel veriler arasındaki genel ortalama farkın %16 mertebesinde olduğu görülmektedir. Bu fark Sabit Smagorinsky modelinde %32 mertebesinde dir.

Şekil 5.6'ya göre deneysel sonuçlara en yakın değerleri veren türbülans viskozite modelinin (TVM) Deardorff olduğu görülmüştür. Hata oranının azaltılması, çözüm hassasiyeti ve deneysel sonuçlarla uyumun artırılması amacıyla LES türbülans modeli parametreleri ve

radyasyon parametreleri değiştirilerek çözümler yapılacak ve bu çözümlerde Deardorff TVM'i kullanılacaktır. Yukarıda bahsedilen parametrelerin farklı TVM üzerinde farklı etkileri olduğu bilinmektedir. Bu nedenle Deardorff parametrik çalışmaları tamamlandıktan sonra farklı TVM'leri için de çözümler yapılacak ve değişimler gözlenecektir. Çalışmalar aşağıda verilen değerler için yapılmıştır:

Çizelge 5.4. Farklı TVM'de incelenen türbülans ve radyasyon parametre değerleri

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,1 ; 0,2	0,3 ; 0,5 ; 0,7	0,3 ; 0,5 ; 0,7	0,006 ; 0,01	0,015 ; 0,037	100 ; 500

Çizelge 5.4'de görülen C_s Smagorinsky sabitini ifade etmekte olup literatürde bu değerin 0,1 ila 0,23 arasında aldığı görülmüştür [7], Pr_t türbülanslı Prandtl sayısını ve Sc_t türbülanslı Schmidt sayısını ifade etmekte olup literatürde bu değerlerin 0,2 ila 0,9 arasında alındığı, optimum değerin ise 0,7 olarak verildiği görülmüştür [7, 132, 189, 190].

CO-oranı ve Kurum-oranı, yanma sonucu açığa çıkan ürünlerin toplam yanma ürünlerine oranı olarak ifade edilmekte olup Çizelge 5.4'de literatürde kabul edilen alt ve üst sınır değerler verilmiştir [1, 6, 155]. Katı açık sayısı ise FDS yazılımında 100 alınmakta olup, literatürdeki çalışmalarda bu değerin artırılması ile birlikte çözüm hassasiyetinin de arttığı görülmüştür [7, 153].

5.1.4. LES Türbülans Parametrelerinin Etkisi

Smagorinsky Sabiti

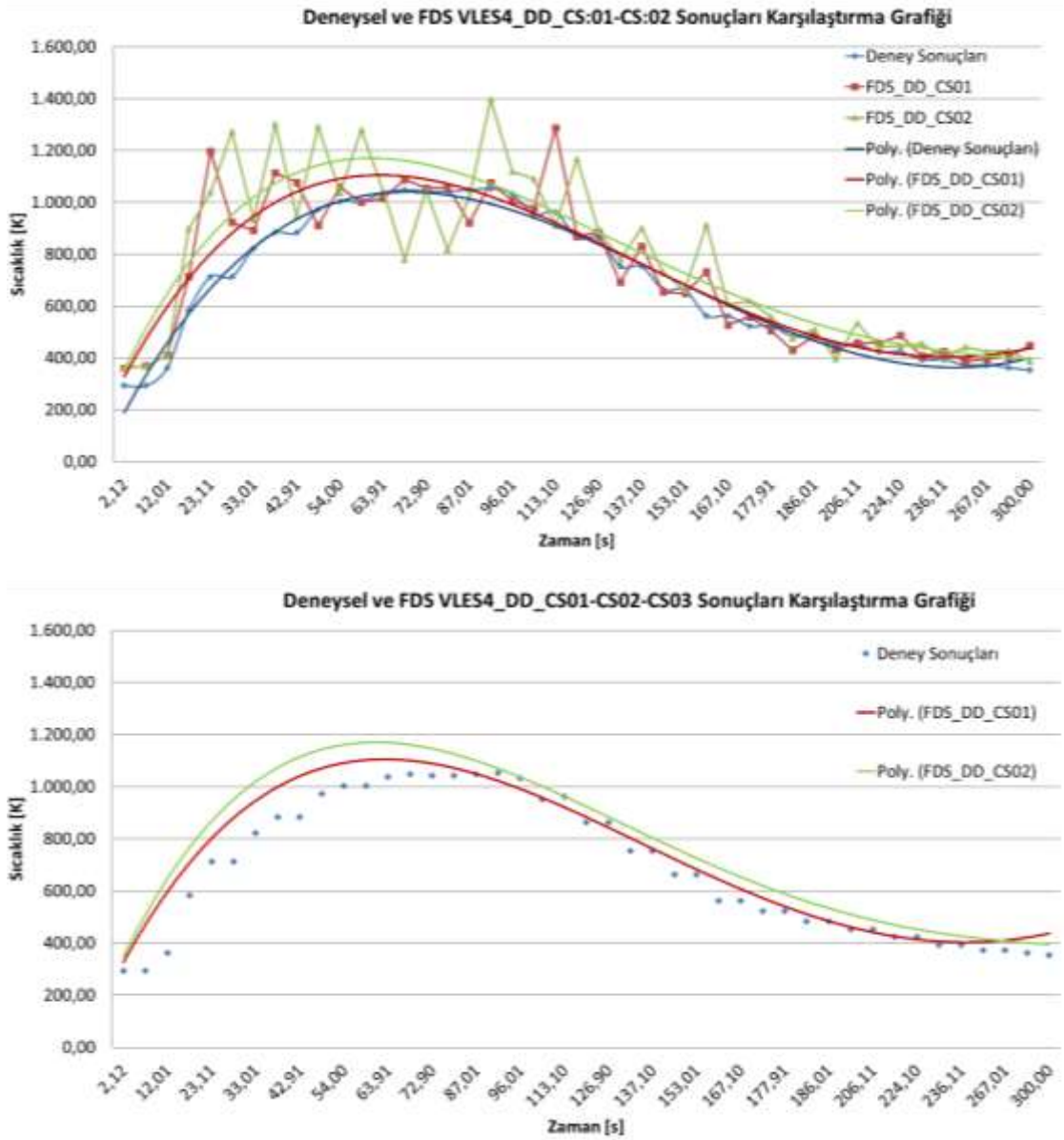
Daha önceki bölümlerde açıklandığı gibi, C_s Smagorinsky sabiti 0,2 mertebesinde alınmakla birlikte araştırmacıların bu değeri $0,1 \leq C_s \leq 0,23$ arasında aldığı görülmüştür [7]. Buna göre Deardorff türbülans viskozite modeli üzerinde Smagorinsky sabiti değiştirilerek sonuçlar karşılaştırılmıştır.

Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda Çizelge 5.5'de verilmiştir:

Çizelge 5.5. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (C_s)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,1	0,5	0,5	0,006	0,015	100
0,2					

Şekil 5.7’den de görüleceği üzere Deardorff TVM’de C_s Smagorinsky sabitinin 0,1’e düşürülmesi sonucunda deneysel sonuçlar ile arasındaki ortalama fark %12’ye gerilemiştir.



Şekil 5.7. Deardorff TVM’de C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Türbülanslı Prandtl ve Schmidt Sayısı

Daha önceki bölümlerde açıklandığı gibi, FDS yazılımı Pr_t ve Sc_t sayılarını $Pr_t = 0,5$ ve $Sc_t = 0,5$ varsayılan olarak almaktadır. Bu ampirik değerlerin değiştirilmesi denklemlerin çözümlerine etki etmektedir. Deardorff türbülans viskozite modelinde bu değerlerin 0,3 ve 0,7 arasında değiştirilerek deneysel veriler ile karşılaştırılması sağlanmıştır.

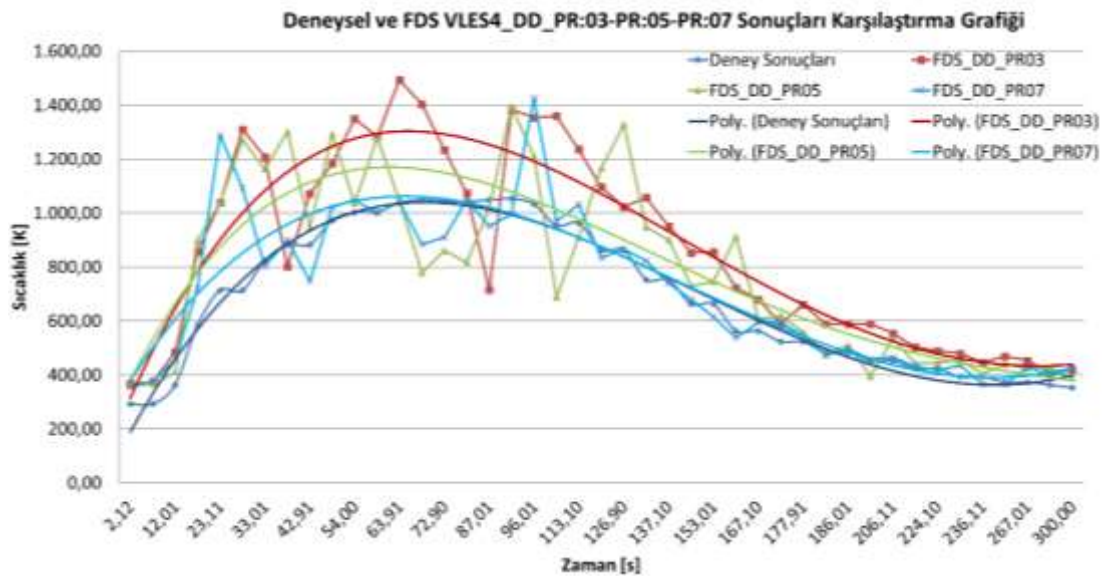
Türbülanslı Prandtl Sayısı Değişimi

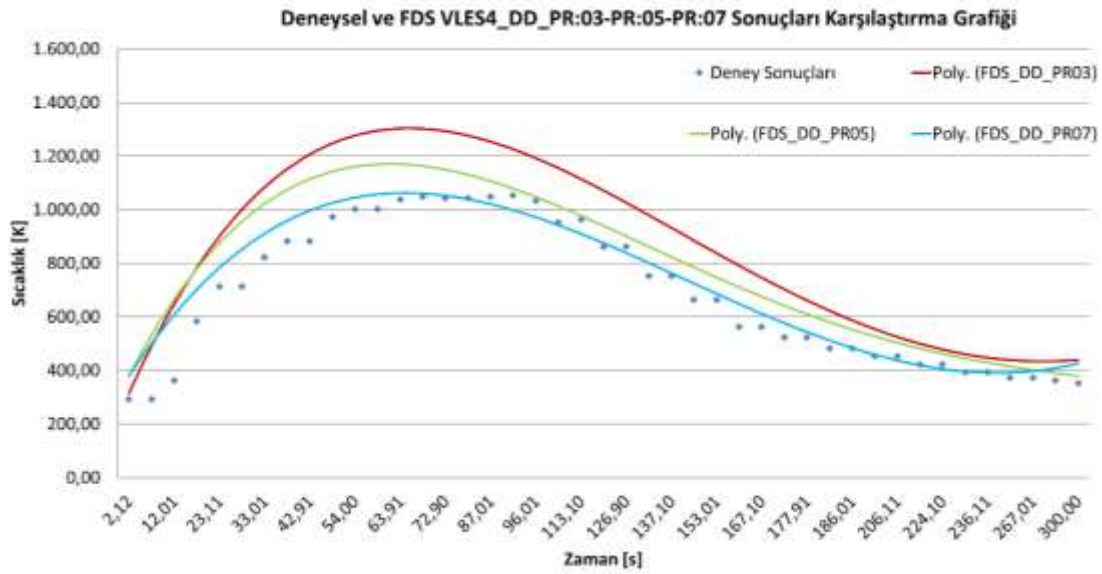
Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda Çizelge 5.6’da verilmiştir:

Çizelge 5.6. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Pr_t)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,3	0,5	0,006	0,015	100
	0,5				
	0,7				

Aşağıdaki sonuçlardan da görüleceği üzere Pr_t sabiti 0,7 için sonuçların deneysel veriler ile uyumlu olduğu saptanmıştır. 70. saniyeden sonraki değişimin örtüştüğü görülmekte ayrıca deneysel veriler ile ortalama farkın yaklaşık %11 olduğu hesaplanmıştır.





Şekil 5.8. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde Pr_t sabitinin değişimi ile deneySEL sonuçların karşılaştırılması

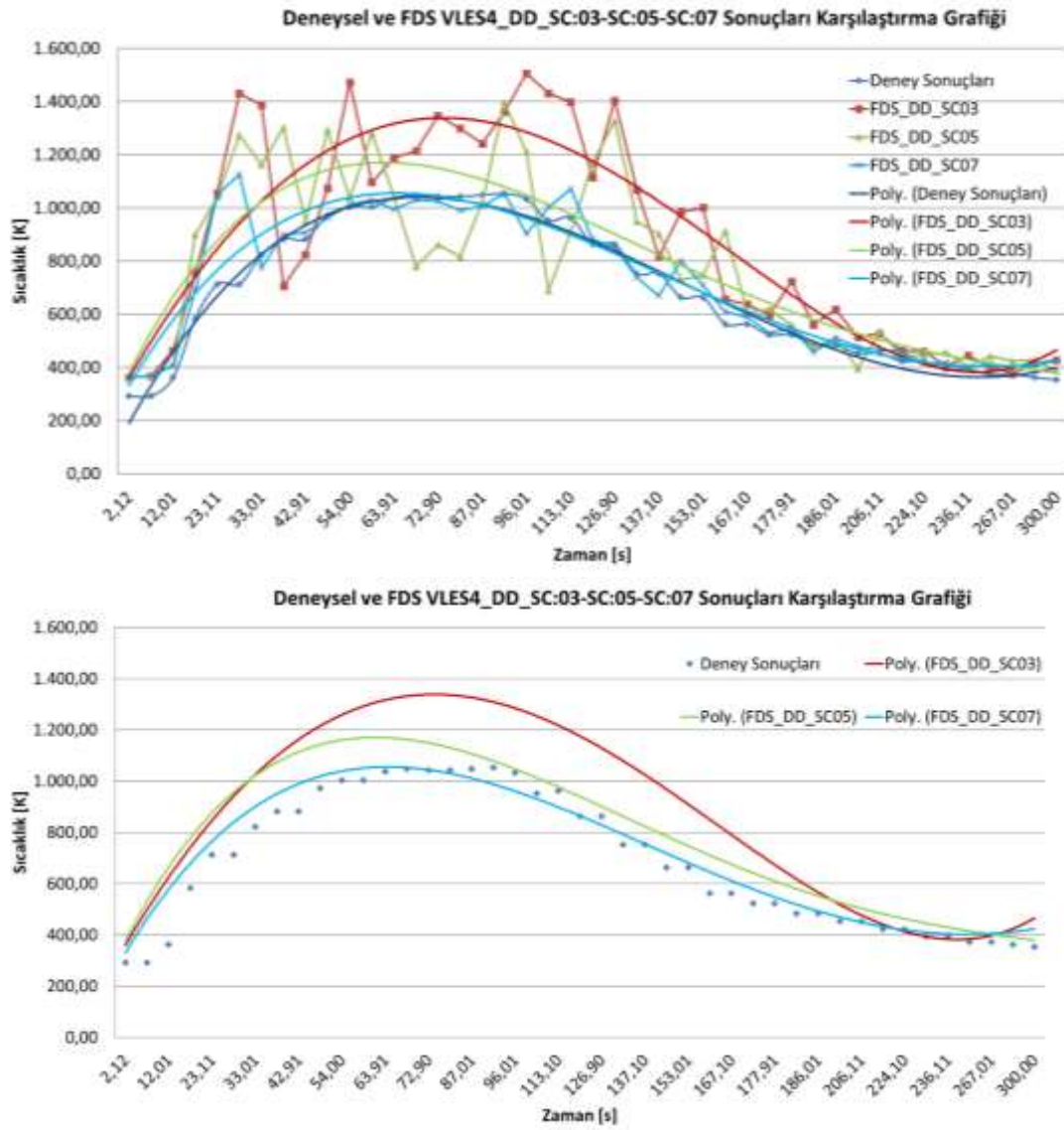
Türbülanslı Schmidt Sayısı Değişimi

Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.7. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Sc_t)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,5	0,3	0,006	0,015	100
		0,5			
		0,7			

Şekil 5.9’da verilen sonuçlardan da görüleceği üzere Sc_t sabiti 0,7 için sonuçların deneySEL veriler ile uyumlu olduğu saptanmıştır. 70. Saniyeden sonraki değişimin örtüştüğü görülmüş, ayrıca deneySEL veriler ile ortalama farkın % 9 mertebesinde olduğu hesaplanmıştır.



Şekil 5.9: VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde Sc_t sabitinin değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

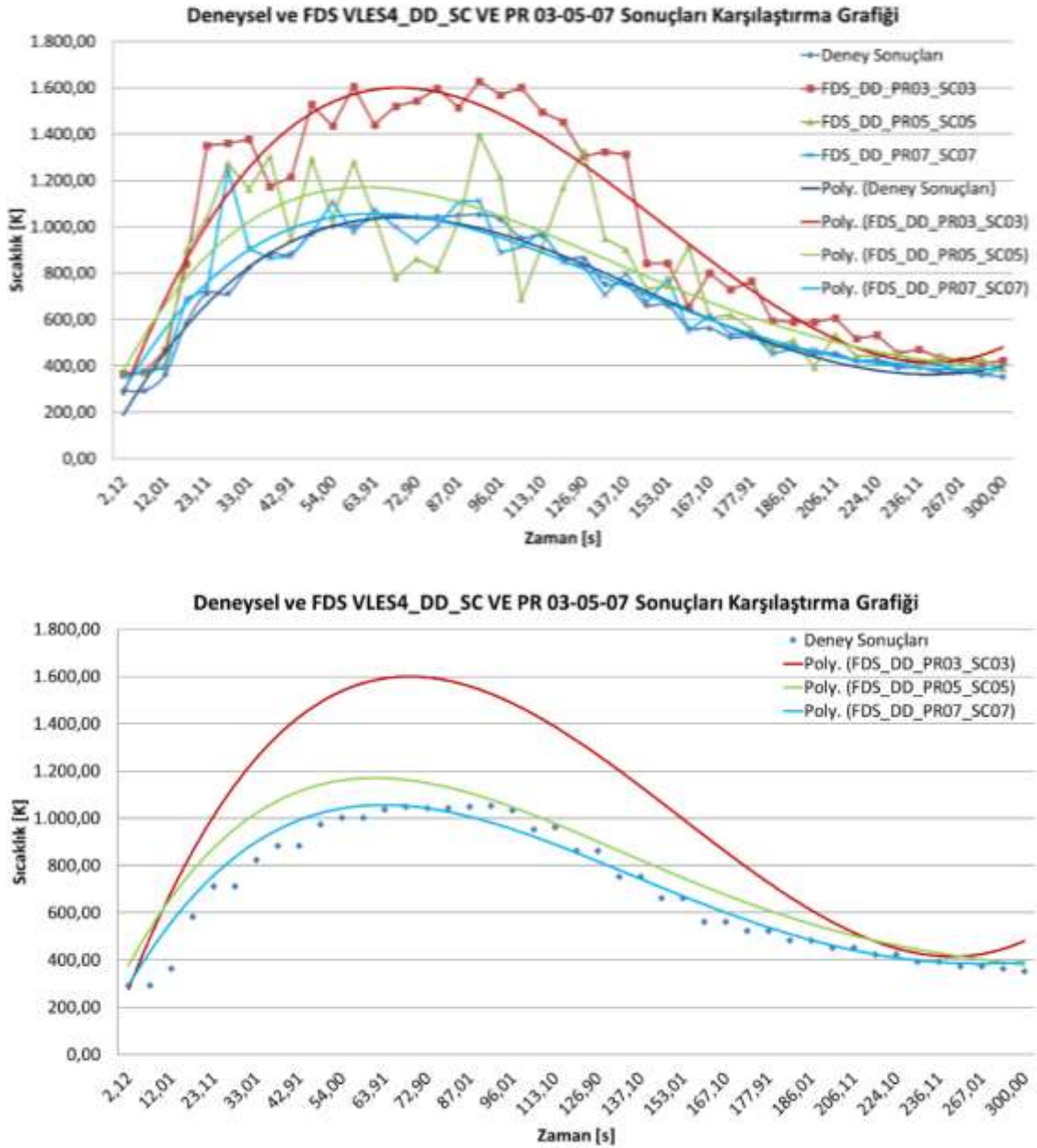
Türbülanslı Prandtl ve Schmidt Sayısı Değişimi

Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.8. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Pr_t , Sc_t)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,3	0,3	0,006	0,015	100
	0,5	0,5			
	0,7	0,7			

Şekil 5.10'da $Pr_t = 0,3$ ve $Sc_t = 0,3$, $Pr_t = 0,5$ ve $Sc_t = 0,5$ (varsayılan) ve $Pr_t = 0,7$ ve $Sc_t = 0,7$ sabitlerinin her ikisi de değiştirilerek sonuçlar değerlendirilmiştir. Sonuçlardan da görüleceği üzere Sc_t ve Pr_t 0,7 için sonuçların deneysel veriler ile daha uyumlu sonuç verdiği saptanmıştır. 70. saniyeden sonraki değişimin örtüştüğü görülmekte ayrıca deneysel veriler ile ortalama farkın % 8'in altında olduğu hesaplanmıştır.



Şekil 5.10: VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde Pr_t ve Sc_t sabitinin değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

5.1.5. LES radyasyon parametrelerinin etkisi

Bölüm 3.7.3’de detayları verilen ve başlıca sonuca etki eden radyasyon parametreleri karbon monoksit oranı (CO-yield), kurum oranı (SOOT-yield) ve radyasyon katı açısı ayrıştırma sayısıdır. Bu değerler Deardorff türbülans viskozite modeli altında irdelenerek deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır.

Karbon Monoksit ve Kurum Oranı

CO-oranı FDS yazılımında varsayılan olarak 0,006 hesaplanmaktadır. Bununla birlikte literatürde bu oran 0,01 olarak da alınmaktadır [1, 155]. Aşağıda Deardorff türbülans viskozite modeli için CO oranı değiştirilerek çözümler yapılmış ve sonuçları deneysel veriler ile birlikte karşılaştırmalı olarak verilmiştir.

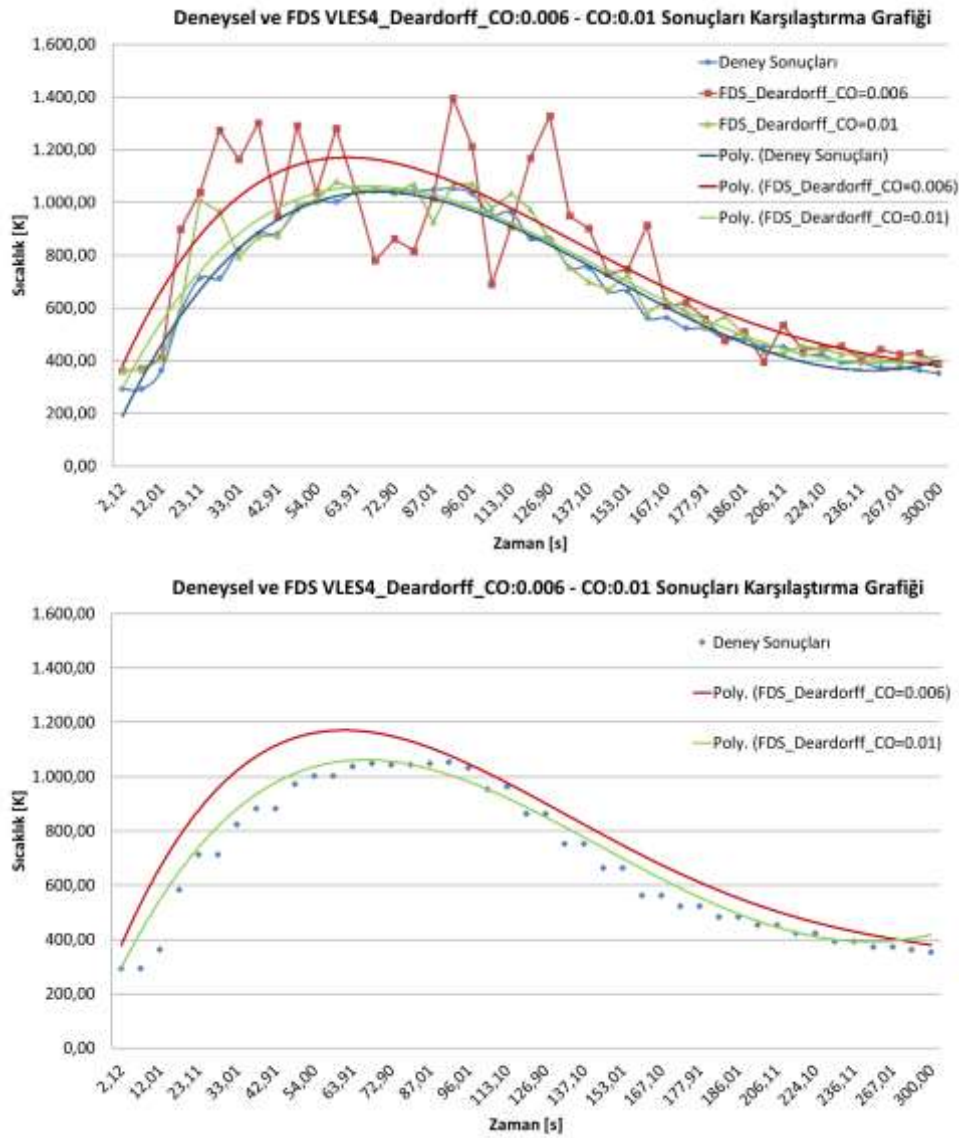
Deardorff Türbülans Viskozite Modeli CO-Oranı Değişimi

Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.9. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (CO-oranı)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açı Sayısı
0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	100
			0,01		

Şekil 5.11’de verilen sonuçlardan da görüleceği üzere, CO oranının 0,01 alınması durumunda, CO-oranı 0,006’ya göre daha iyi sonuçlar verdiği, deneysel veriler ile ortalama farkın % 8 mertebesine indiği hesaplanmıştır. İlk grafikte farklı CO oranları için anlık sıcaklık sonuçları, polinom eğrileri ve deney [34] sonuçları ile birlikte verilmiştir. İkinci grafikte ise sıcaklığın zaman ile gelişiminin daha rahat yorumlanabilmesi için farklı CO oranları ile elde edilen polinom eğrileri ile deney [34] sonuçları karşılaştırılmıştır.



Şekil 5.11. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde CO-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

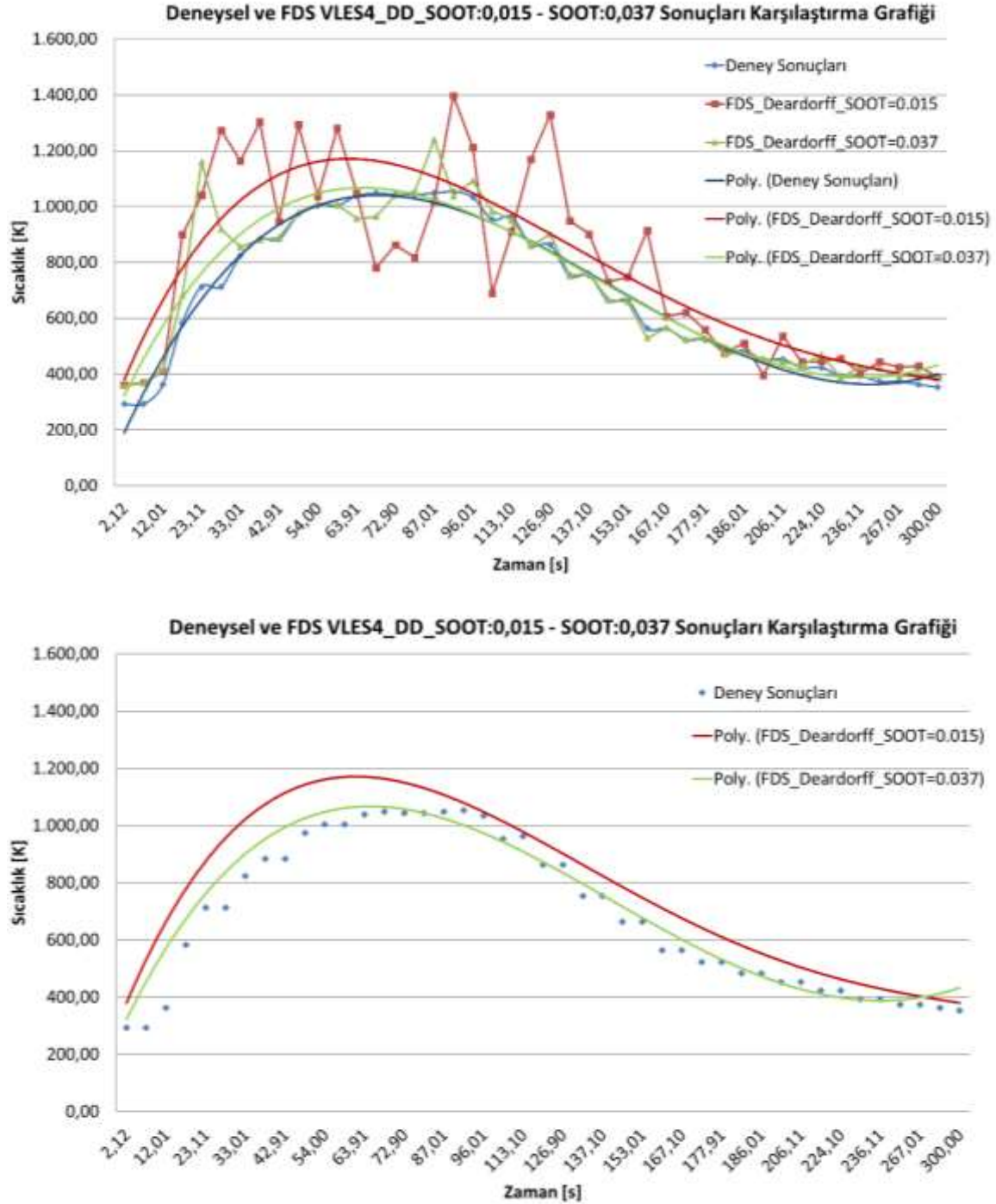
Deardorff Türbülans Viskozite Modeli Kurum-Oranı Değişimi

Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda tablo halinde verilmiştir:

Çizelge 5.10. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Kurum-oranı)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	100
				0,037	

Aşağıda Şekil 5.12’de verilen sonuçlardan da görüleceği üzere kurum-oranının 0,015’den [6] 0,037’a [155] çıkartılması ile deneysel verilerle farkın %8’e kadar düştüğü gözlenmiştir.



Şekil 5.12. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde kurum-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

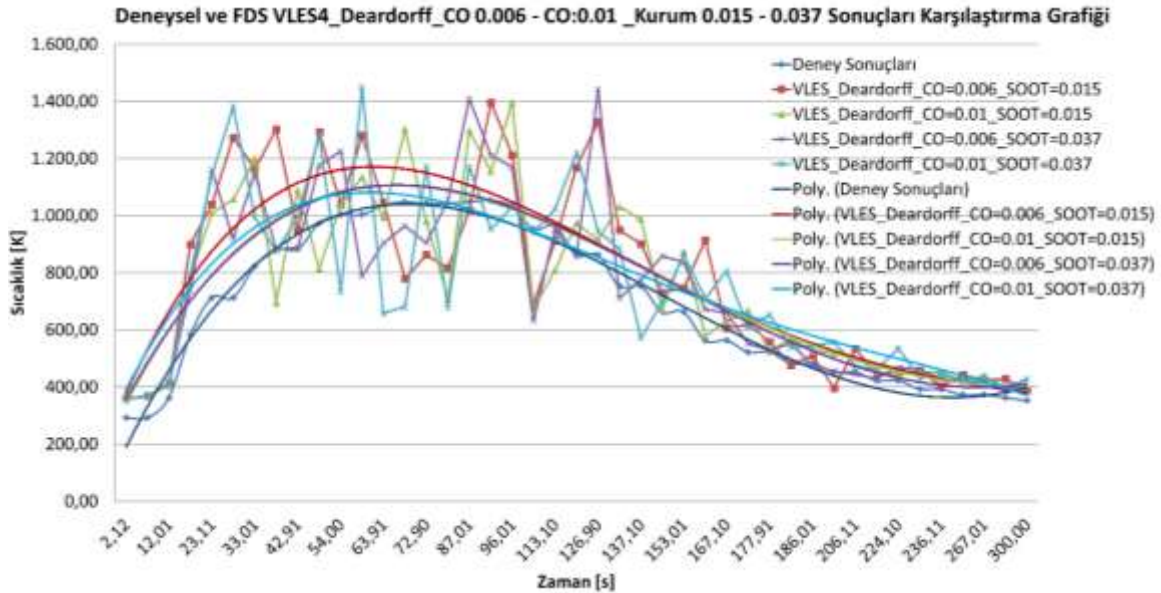
Deardorff Türbülans Viskozite Modeli Kurum-Oranı ve CO-Oranı Değişimi

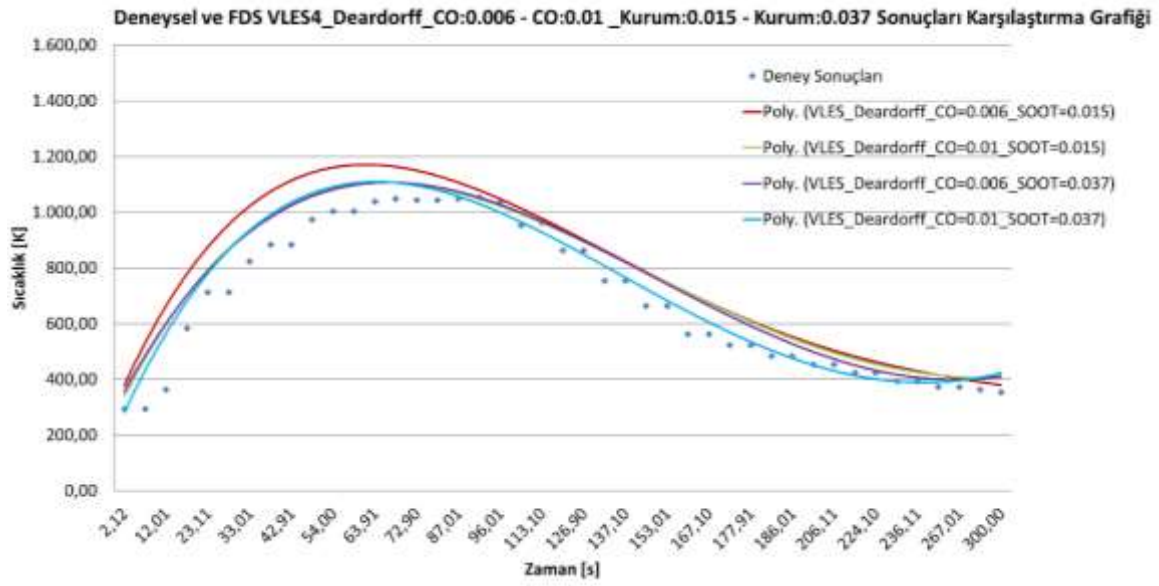
Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.11. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (CO-oranı, Kurum-oranı)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	100
				0,037	
0,2	0,5	0,5	0,01	0,015	100
				0,037	

Aşağıda Şekil 5.13’de verilen sonuçlardan da görüleceği üzere CO-oranının 0,01 ve kurum-oranının 0,037 alınması durumunda, deneysel veriler ile ortalama farkın % 8 mertebesinde olduğu hesaplanmıştır.





Şekil 5.13. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde CO ve kurum oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Radyasyon Katı Açı Ayrıştırma Sayısı

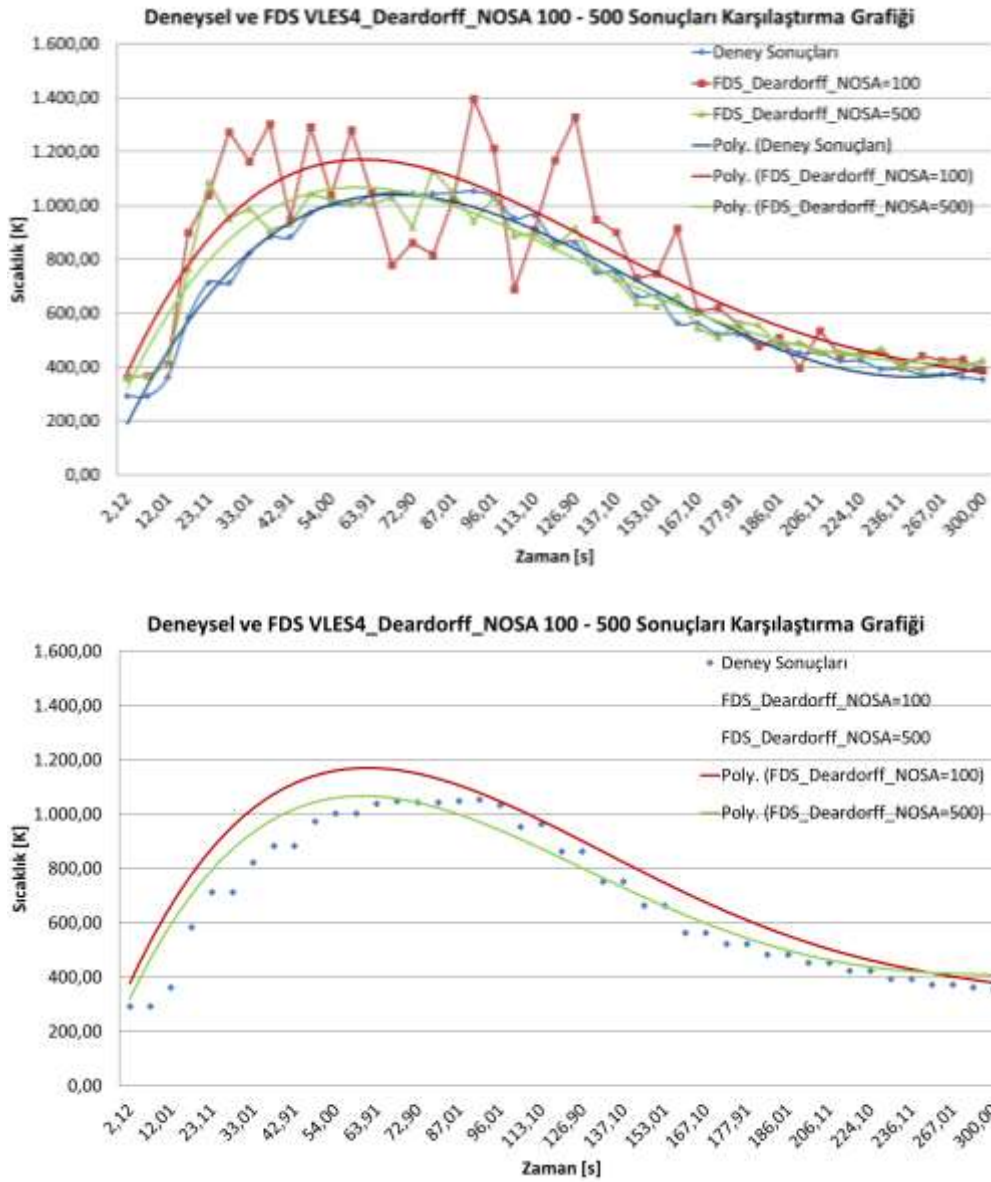
Literatürde, farklı ölçüm konumlarında modelin doğruluğunu sağlamak için katı açı ayrıştırma sayısının 3 kat arttırmak gerekebileceği belirtilmektedir [7, 153]. FDS yazılımında radyasyon yaklaşık 100 katı açı ile ayrıştırılır. Bu değeri 500 olarak değiştirilip çözümler yapılmış, etkisi değerlendirilmiş ve sonuçları deneysel veriler ile birlikte karşılaştırmalı olarak verilmiştir.

Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.12. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Katı açı sayısı)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açı Sayısı
0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	100
					500

Katı açı sayısındaki artış ile sonuçlarda deneysel verilere yakınsama gerçekleşmiş, ortalama farkın %10 mertebesinde olduğu gözlenmiştir.



Şekil 5.14. VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modelinde katı açısı ayarıştırma sayısı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Buraya kadar yapılan yukarıdaki çalışmalarda, FDS yazılımında varsayılan parametrelerden tek bir parametre değiştirilerek çözümler yapılmış, diğer tüm parametreler sabit tutularak değişen parametrenin sonuca etkisi irdelenmiştir. Sonuçlar değerlendirilerek deneysel verilere en yakın sonuç vereceği tahmin edilen ilave çözümler yapılmıştır.

Çizelge 5.13’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri toplu olarak verilmiştir. Çizelgeden de görüleceği üzere C_s , Pr_t ve katı açısı değerleri değiştirilerek ilave çözümler yapılmıştır.

Çizelge 5.13. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (1, 2, 3, 4)

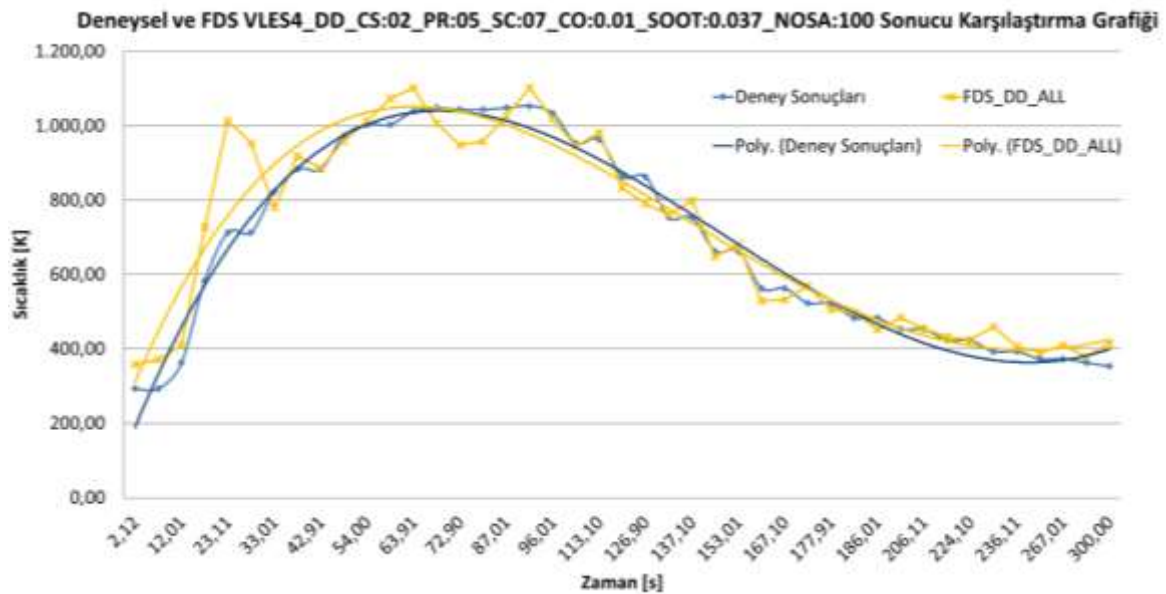
C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,5	0,7	0,01	0,037	100
0,1	0,5	0,7	0,01	0,037	100
0,1	0,7	0,7	0,01	0,037	100
0,1	0,7	0,7	0,01	0,037	500

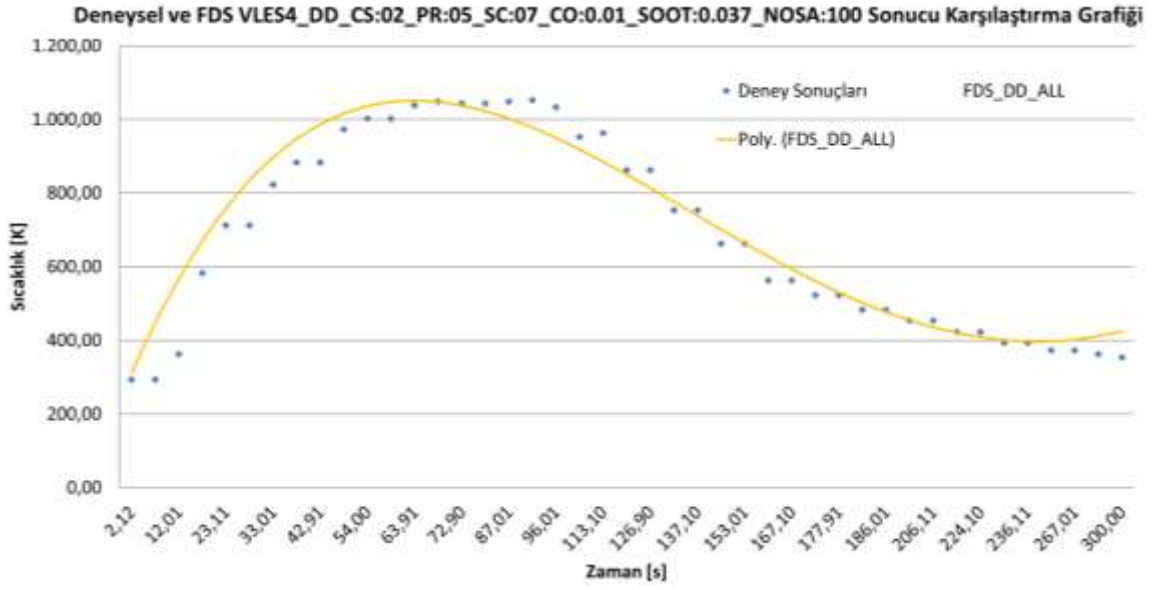
Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.14. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (1)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,5	0,7	0,01	0,037	100

Şekil 5.15’de grafiği verilen C_s :0,2, Pr_t :0,5, Sc_t :0,7, CO:0,01 ve SOOT:0,037 değerleri ile yapılan sayısal analiz sonuçları ile, deneysel sonuçların arasındaki ortalama farkın % 8 olduğu gözlenmiştir. İlk grafikte verilen anlık sıcaklık değerleri, değişimin daha rahat anlaşılabilmesi için ikinci şekilde çıkartılmıştır.





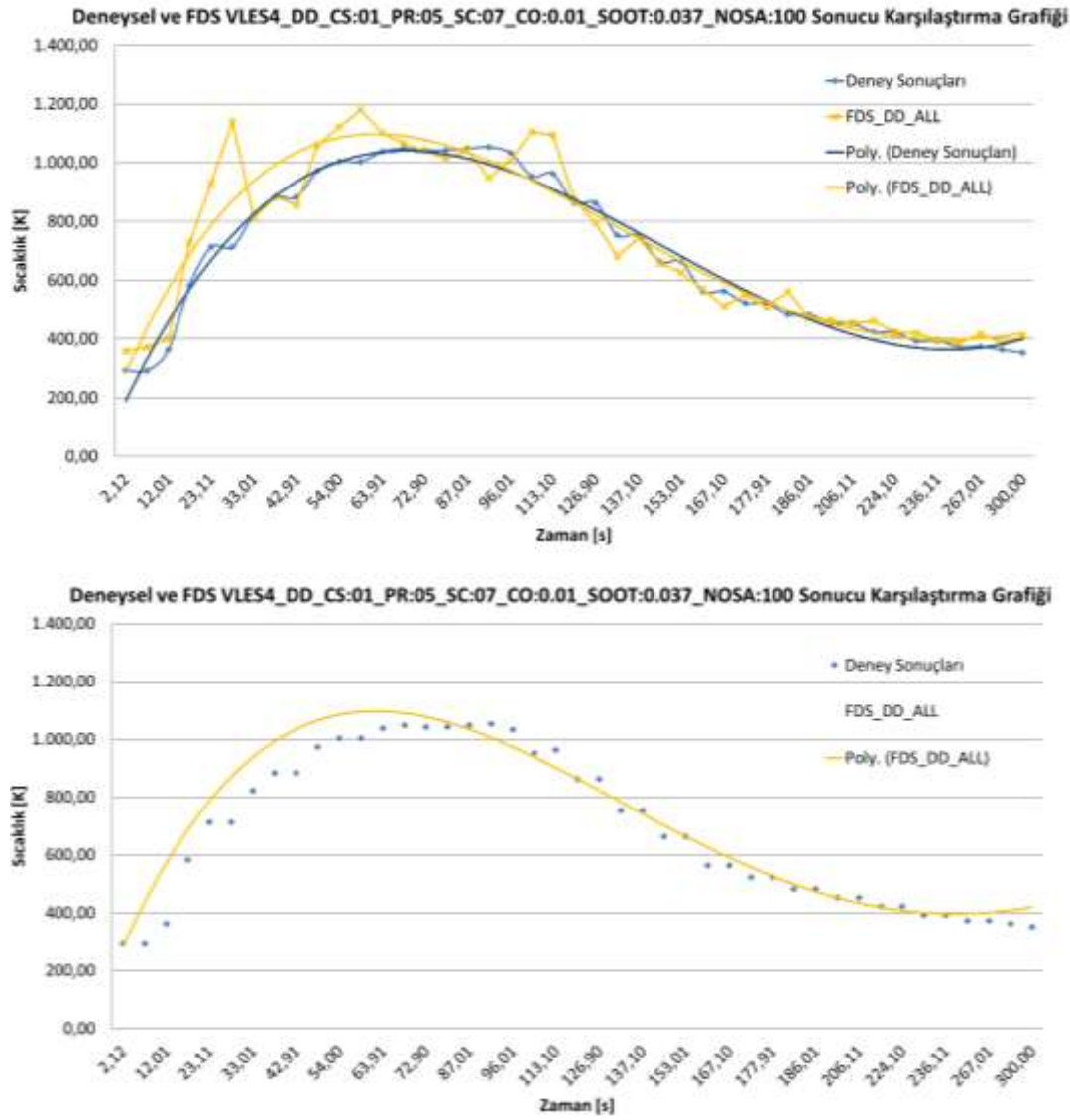
Şekil 5.15. VLES türbülans modeli ve Deardorff TVM’de $C_s:0,2$ - $Pr:0,5$ - $Sc:0,7$ - $CO:0,01$ - $SOOT:0,037$ değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.15. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (2)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,1	0,5	0,7	0,01	0,037	100

Şekil 5.16’da grafiği verilen $C_s:0,1$, $Pr_t:0,5$, $Sc_t:0,7$, $CO:0,01$ ve $SOOT:0,037$ değerleri ile yapılan sayısal analiz sonuçları ile, deneysel sonuçların arasındaki ortalama farkın %9 olduğu gözlenmiştir. İlk grafikte verilen anlık sıcaklık değerleri, değişimin daha rahat anlaşılabilmesi için ikinci şekilde çıkartılmıştır.



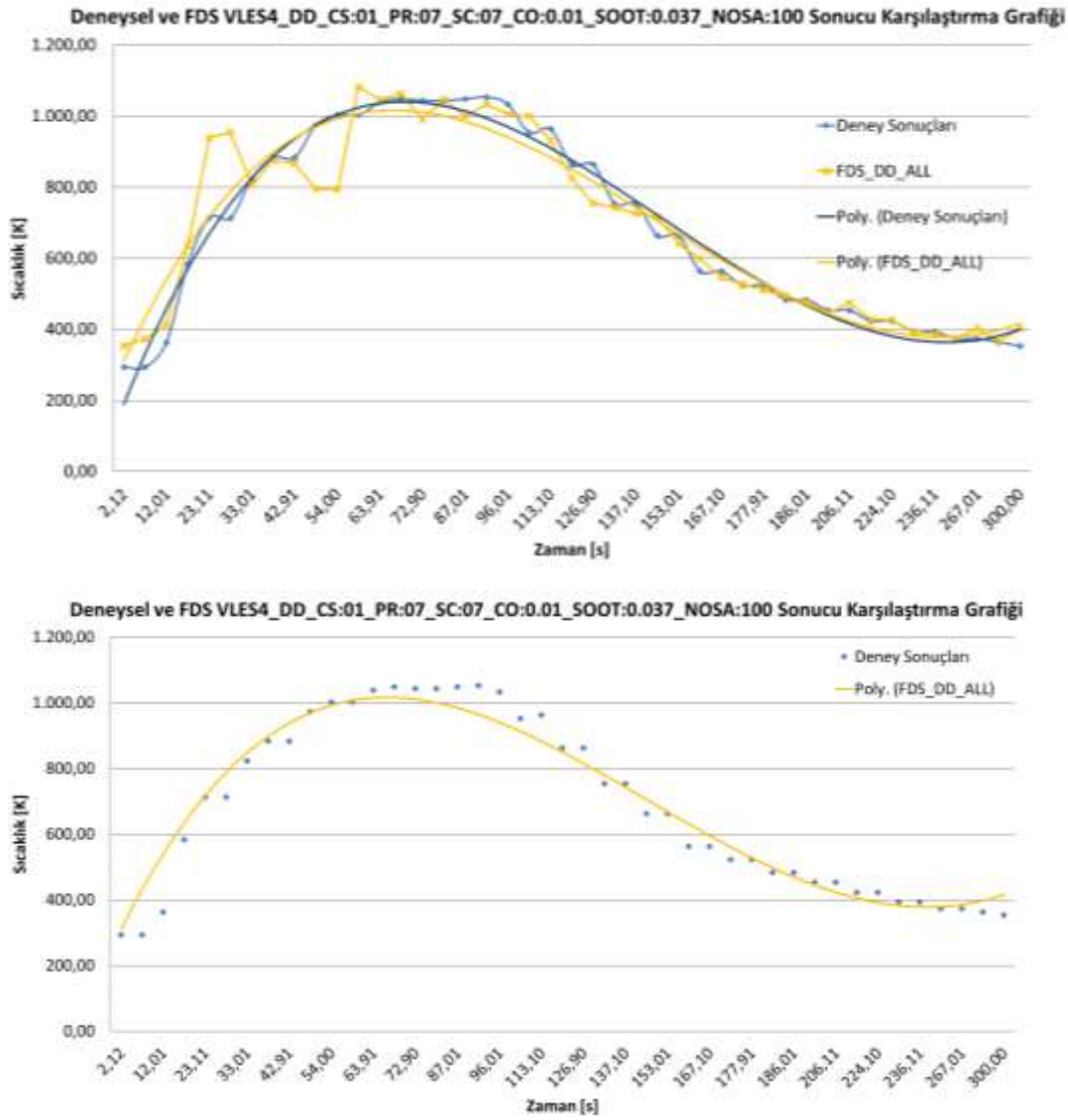
Şekil 5.16. VLES türbülans modeli ve Deardorff TVM’de $C_s:0,1$ - $Pr_t:0,5$ - $Sc_t:0,7$ - $CO:0,01$ - $SOOT:0,037$ değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.16. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (3)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,1	0,7	0,7	0,01	0,037	100

Şekil 5.17’de grafiği verilen $C_s:0,1$, $Pr_t:0,7$, $Sc_t:0,7$, $CO:0,01$ ve $SOOT:0,037$ değerleri ile yapılan sayısal analiz sonuçları ile, deneysel sonuçların arasındaki ortalama farkın % 6,88 olduğu gözlenmiştir.



Şekil 5.17. VLES türbülans modeli ve Deardorff TVM’de $C_s:0,1$ - $Pr_t:0,7$ - $Sc_t:0,7$ - $CO:0,01$ - $SOOT:0,037$ değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

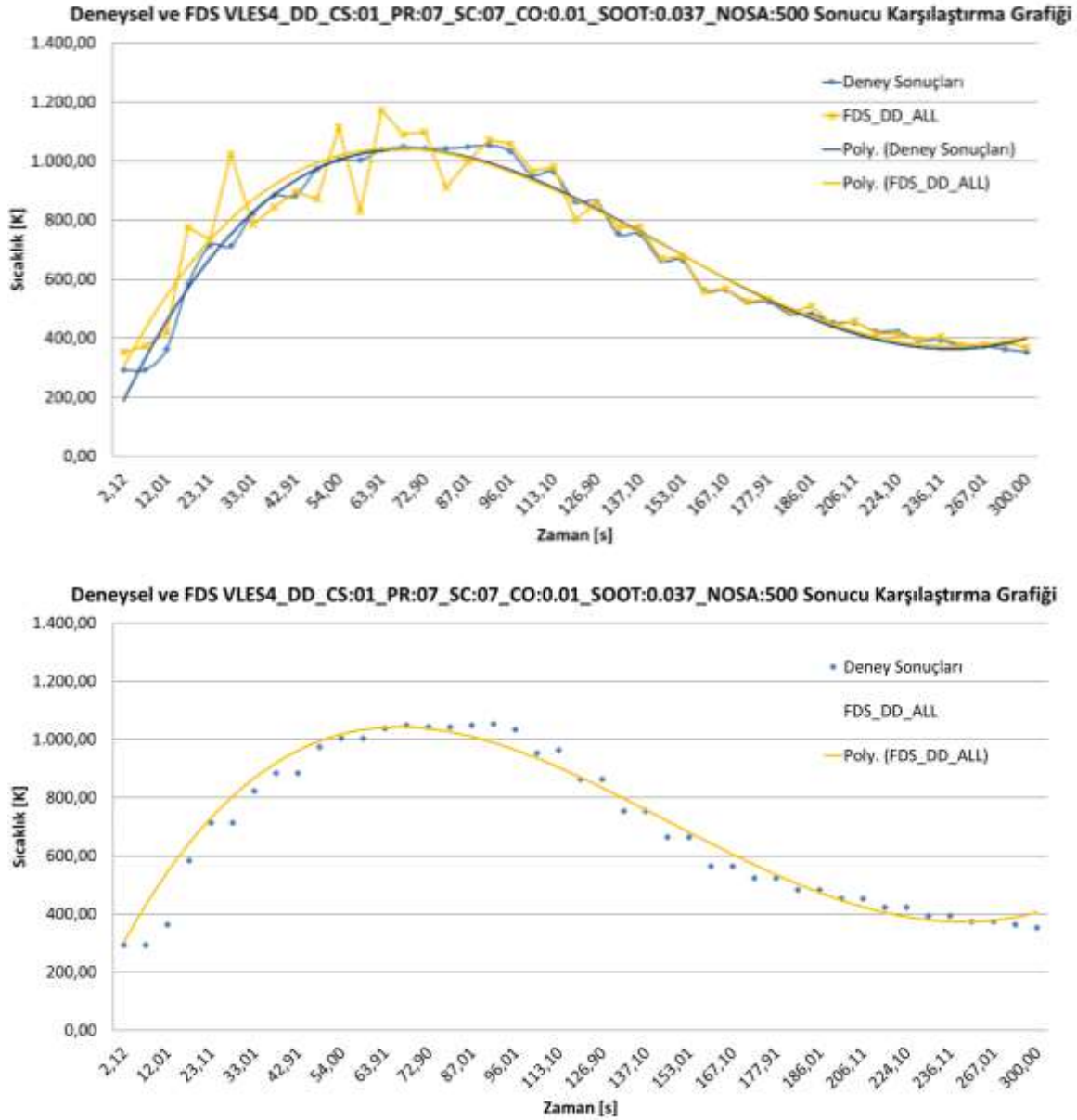
Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.17. Deardorff TVM’de incelenen ilave türbülans ve radyasyon parametreleri (4)

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,1	0,7	0,7	0,01	0,037	500

Şekil 5.18’de grafiği verilen $C_s:0,1$, $Pr_t:0,7$, $Sc_t:0,7$, $CO:0,01$ ve $SOOT:0,037$ değerleri ile yapılan sayısal analiz sonuçları ile, deneysel sonuçların arasındaki ortalama farkın % 6,74

olduğu gözlenmiştir. İlk grafikte verilen anlık sıcaklık değerleri, değişimin daha rahat anlaşılabilmesi için ikinci şekilde çıkartılmıştır.



Şekil 5.18. VLES türbülans modeli ve Deardorff TVM’de $C_s:0,1$ - $Pr_t:0,7$ - $Sc_t:0,7$ - $CO:0,01$ - $SOOT:0,037$ – $NOSA:500$ değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Yukarıdaki çalışmalarda kabul edilen parametreler ve sayısal sonuçların deneysel veriler ile arasındaki ortalama farkın gösterildiği özet tablo aşağıda verilmiştir. FDS yazılımı başlangıç değerlerinden farklı girilen parametre tabloda koyu olarak işaretlenmiştir.

Çizelge 5.18. Deardorff TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri (Toplu tablo)

Çalışma No	C _s	Pr _t	Sc _t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açı Sayısı	Deney Sonuçları Ort. Fark
1*	0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	100	14,13
2	0,1	0,5	0,5	0,006	0,015	100	11,23
3	0,2	0,3	0,5	0,006	0,015	100	20,71
4	0,2	0,7	0,5	0,006	0,015	100	11,24
5	0,2	0,5	0,3	0,006	0,015	100	19,14
6	0,2	0,5	0,7	0,006	0,015	100	9,22
7	0,2	0,3	0,3	0,006	0,015	100	36,39
8	0,2	0,7	0,7	0,006	0,015	100	7,80
9	0,2	0,5	0,5	0,01	0,015	100	7,75
10	0,2	0,5	0,5	0,006	0,037	100	7,10
11	0,2	0,5	0,5	0,01	0,037	100	8,09
12	0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	500	10,07
13	0,2	0,5	0,7	0,01	0,037	100	7,98
14	0,1	0,5	0,7	0,01	0,037	100	8,73
15	0,1	0,7	0,7	0,01	0,037	100	6,88
16	0,1	0,7	0,7	0,01	0,037	500	6,74

*FDS yazılımının başlangıç kabul değerleri.

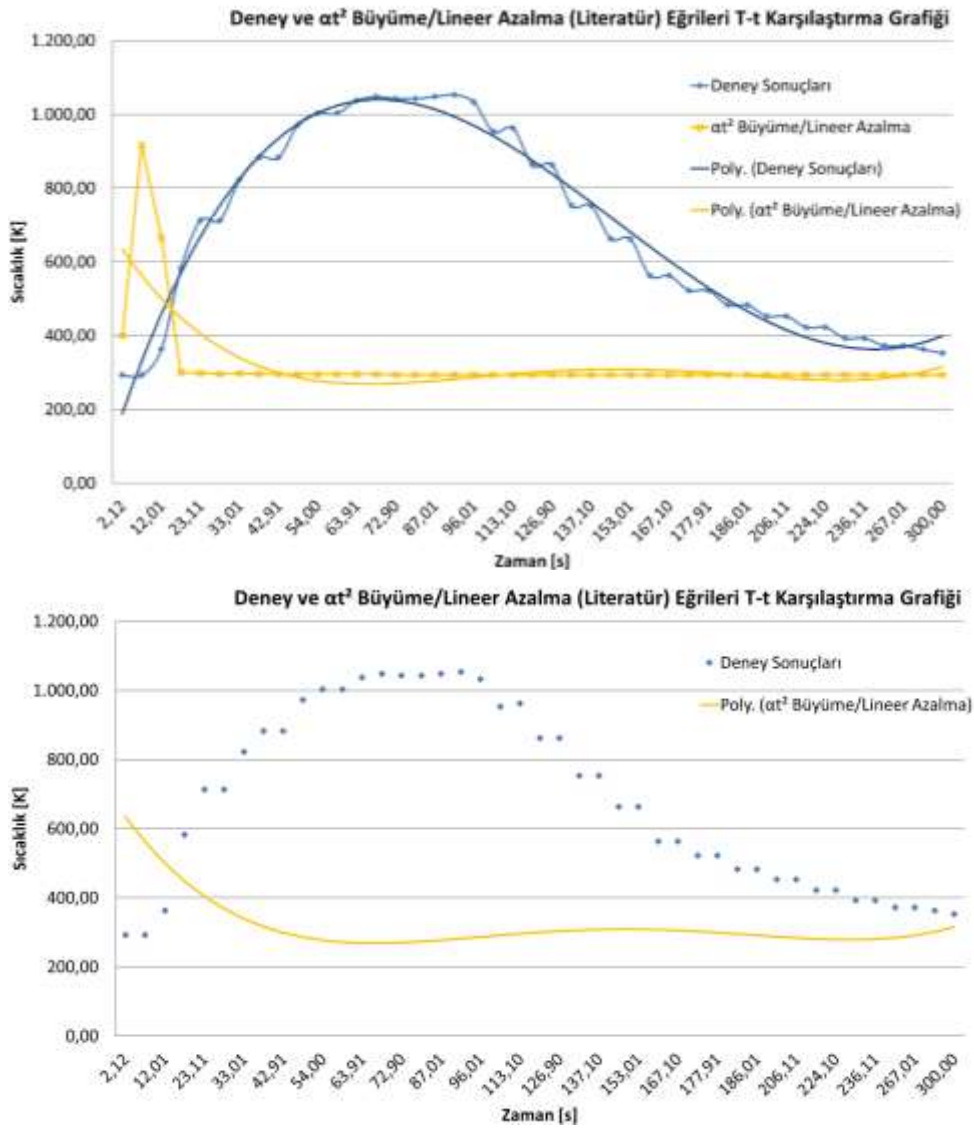
VLES türbülans modeli ve Deardorff türbülans viskozite modeli kullanılarak elde edilen sonuçlardan en uygun kombinasyonun tablodaki 16 numaralı çözüm olduğu, bununla birlikte çözüm süresinin 15 numaralı çözümün 2 katı olması (6 gün) ve farkın çok düşük (% 0,14) olması nedeniyle bundan sonraki çözümlerde 15 numaralı kombinasyonun kullanılmasının uygun olduğu görülmüştür.

5.1.6. Yangın gelişim eğrileri, yangın tasarımı ve seçimi

Bölüm 3.11’de teorisi verilen ve Bölüm 4.1.1’de probleme uyarlanan yangın tasarımı ve gelişim eğrilerinin FDS yazılımı hesaplama sonuçları aşağıda sırasıyla verilmiştir:

a) t^2 büyüme ve lineer azalma eğrisi (literatür)

Literatürden elde edilen α değerleri dikkate alınarak oluşturulan yangın tasarım eğrisi kullanılarak elde edilen sıcaklık – zaman grafiği, deney [34] sonuçları ile birlikte Şekil 5.19’da verilmiştir.

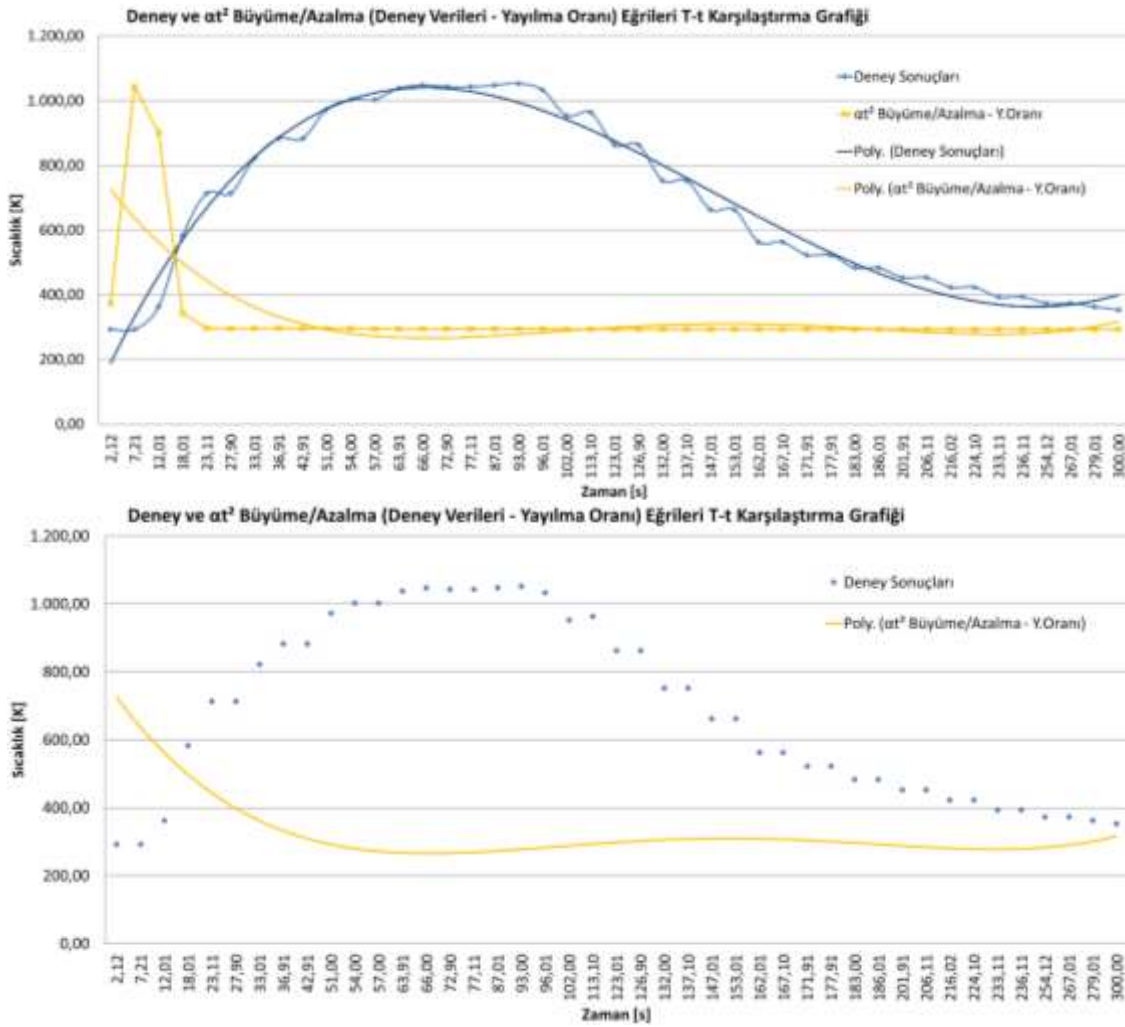


Şekil 5.19. Deney ve αt^2 büyüme/lineer azalma (literatür) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği

Yukarıdaki sonuçlardan da görüleceği üzere yangının literatürden alınan veriler ile hesaplanan yangının 13,37 s’de tamamlanması nedeniyle literatür ve deneysel sonuçlar arasında % 56,65 fark olduğu ve yangın gelişiminin de uyumsuz olduğu görülmüştür.

b) t^2 büyüme ve lineer azalma eğrisi (literatür, yayılma oranı ile)

Yukarıdaki yangın parametrelerinin aynısı geçerli olup, bunun yanı sıra FDS’de bulunan “yayılma oranı” değeri hesaplanarak yazılıma tanımlanmış ve aşağıdaki grafikler elde edilmiştir:

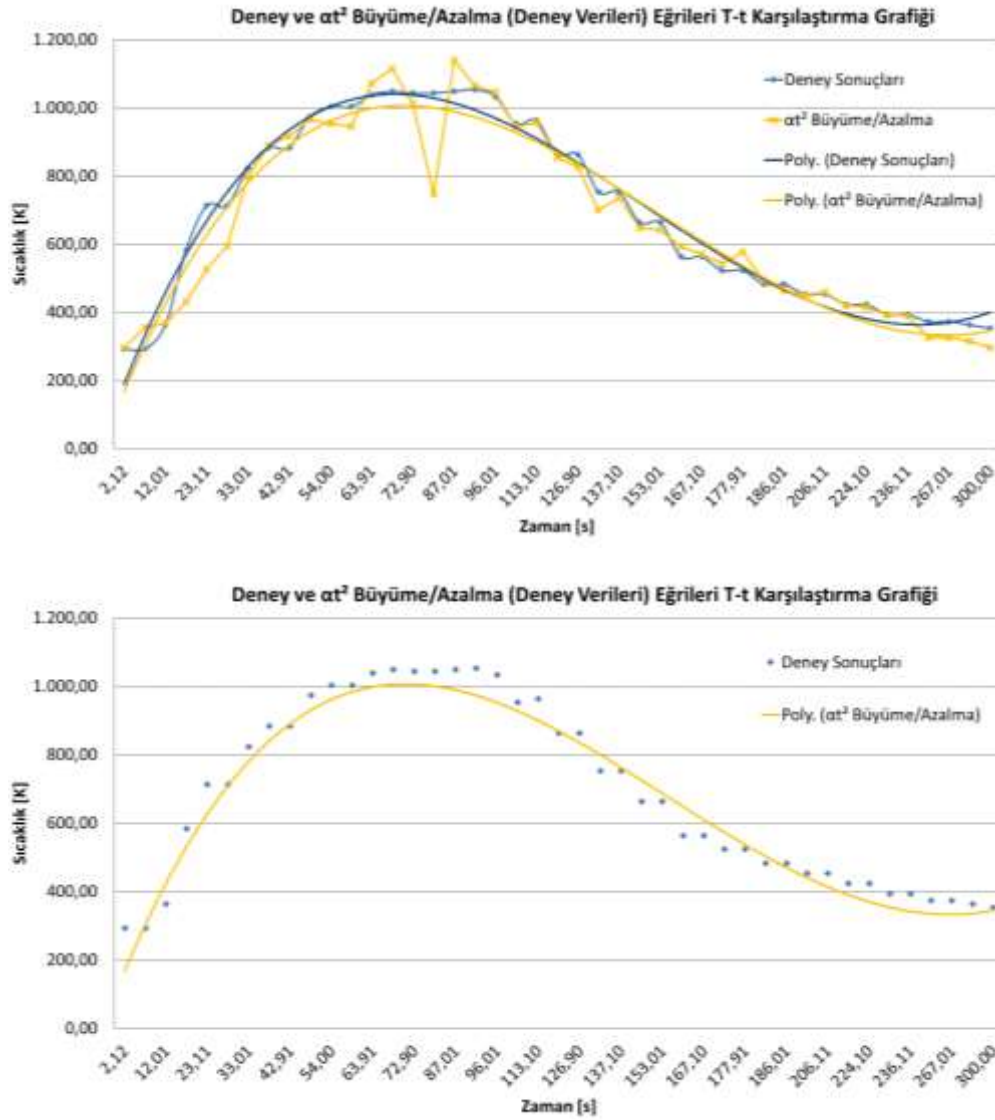


Şekil 5.20. Deney ve at^2 büyüme/lineer azalma (literatür ve yayılma oranı) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği

Yukarıdaki sonuçlardan da görüleceği üzere yangının literatürden alınan veriler ile hesaplanan yangının 13,37 s’de tamamlanması nedeniyle literatür ve deneysel sonuçlar arasında % 58,78 fark olduğu ve yangın gelişiminin de uyumsuz olduğu görülmüştür.

c) t^2 büyüme ve t^2 Azalma Eğrisi (deneysel veriler)

Bu tasarımda büyümede olduğu gibi azalma aşamasında da t^2 eğrisi kullanılmış olup, Berberoğlu'nun [34] deneysel verilerinden hesaplanan α yangın büyüme ve azalma oranları kullanılmış, hesaplama sonucunda edilen sonuçlar Şekil 5.21'de verilmiştir.

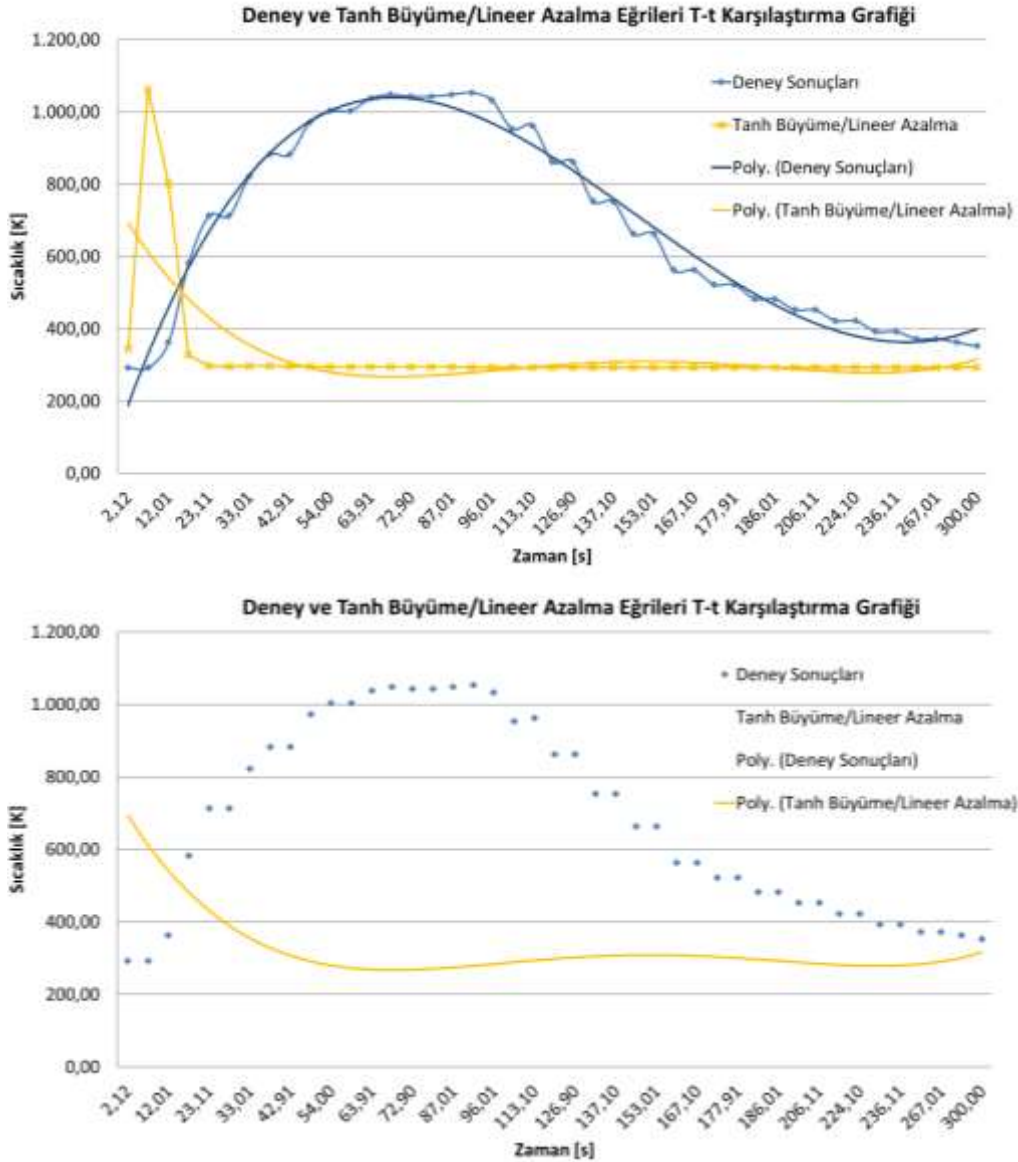


Şekil 5.21. Deney ve αt^2 büyüme/azalma (deney verileri) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği

Yukarıdaki grafiklerden görüleceği üzere deneysel sonuçlardan elde edilen α yangın büyüme oranı kullanıldığında deneysel verilerden elde edilen sonuçlar ile uyumlu olduğu görülmüş olup, deneysel ile hesaplama sonuçları arasında % 6,92 fark olduğu saptanmıştır.

d) t^2 büyüme ve t^2 Azalma Eğrisi (deneysel veriler)

Büyüme fazı tanh, tam gelişim ve azalma fazları lineer olarak belirlenen yangın tasarımı, literatürdeki veriler ile hesaplanan yangın süresi kullanılmış, hesaplama sonucunda elde edilen sonuçlar Şekil 5.22’de verilmiştir.

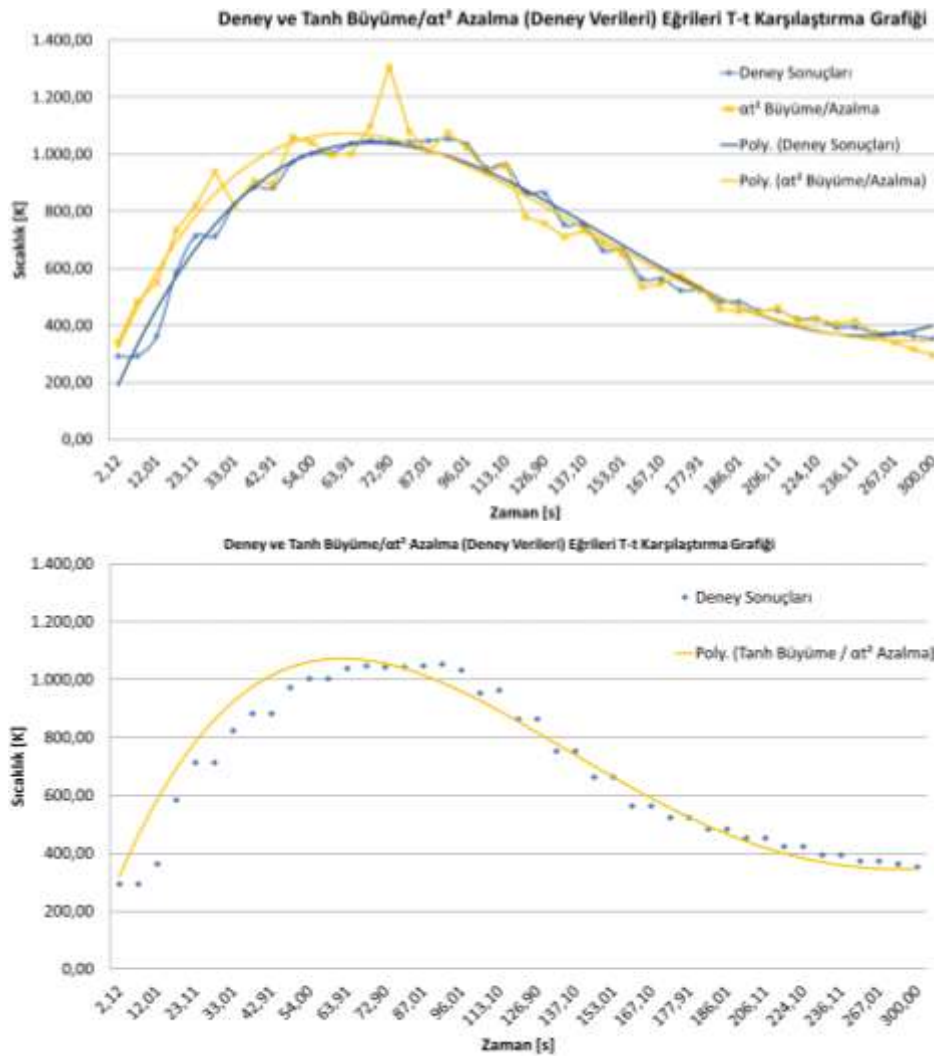


Şekil 5.22. Deney ve tanh büyüme / lineer azalma (deney verileri) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği

Şekil 5.22’den görüleceği üzere yangının literatürden alınan veriler ile hesaplanan yangının 13,37 s’de tamamlanması nedeniyle literatür ve deneysel sonuçlar arasında % 58,13 fark olduğu ve yangın gelişiminin de uyumsuz olduğu görülmüştür.

e) tanh büyüme t^2 azalma eğrisi (deneysel veriler)

Tanh büyüme, lineer tam gelişmiş ve t^2 azalma eğrileri kullanılarak tasarlanan yangında toplam yangın süresi, yangın gelişim oranı vb. gerekli bilgiler için Berberoğlu'nun [34] deneysel verileri temel alınmış, hesaplama sonucunda elde edilen sonuçlar Şekil 5.23'de verilmiştir.

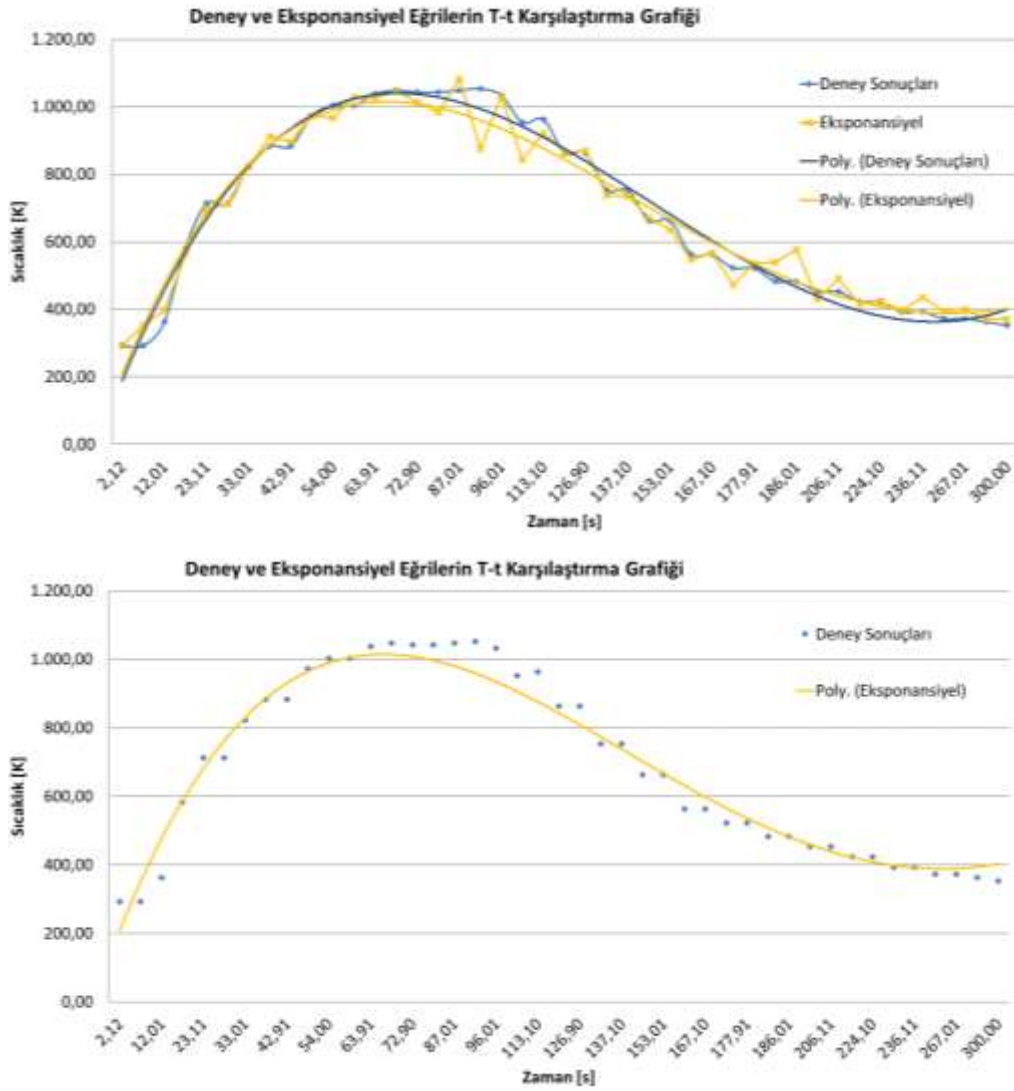


Şekil 5.23. Deney ve tanh büyüme/ at^2 azalma (deney verileri) eğrileri T-t karşılaştırma grafiği

Şekil 5.23'den görüleceği üzere, tanh büyüme, lineer tam gelişmiş ve deneysel sonuçlardan elde edilen α yangın büyüme oranı kullanılarak t^2 azalma eğrileri kullanılarak oluşturulan yangın tasarım eğrisi ile çözüm yapıldığında, deneysel verilerden elde edilen sonuçlar ile uyumlu olduğu görülmüş olup, deneysel ile hesaplama sonuçları ile arasında % 9,02 fark olduğu saptanmıştır.

f) Eksponansiyel eğri

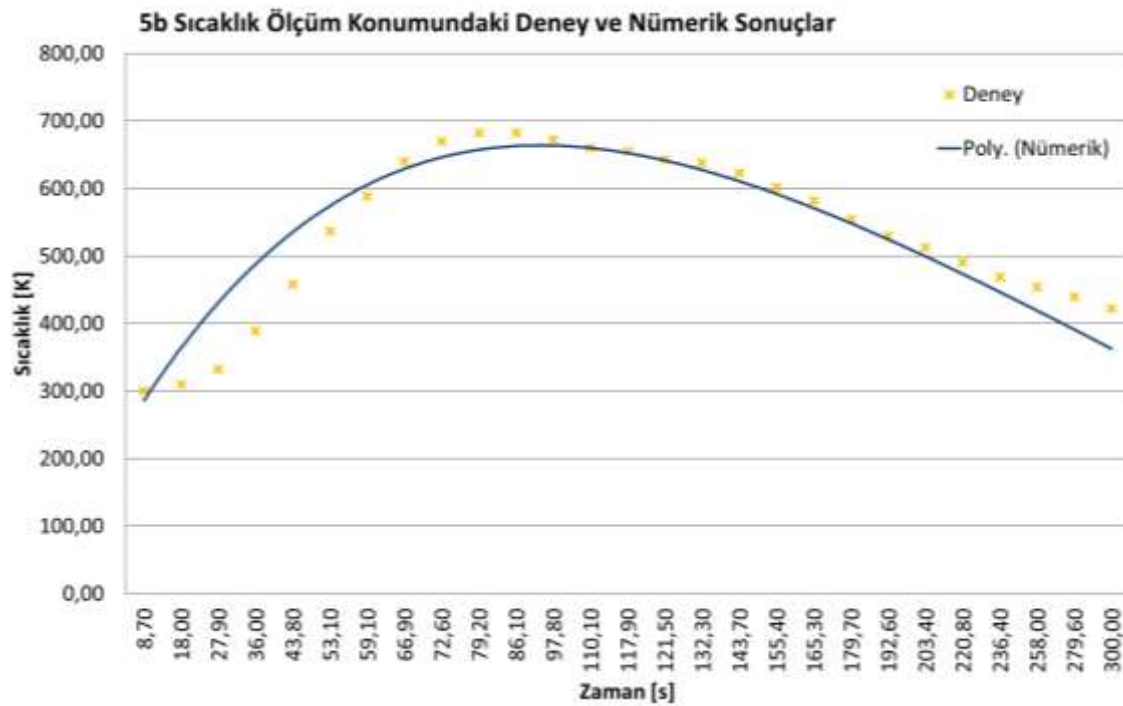
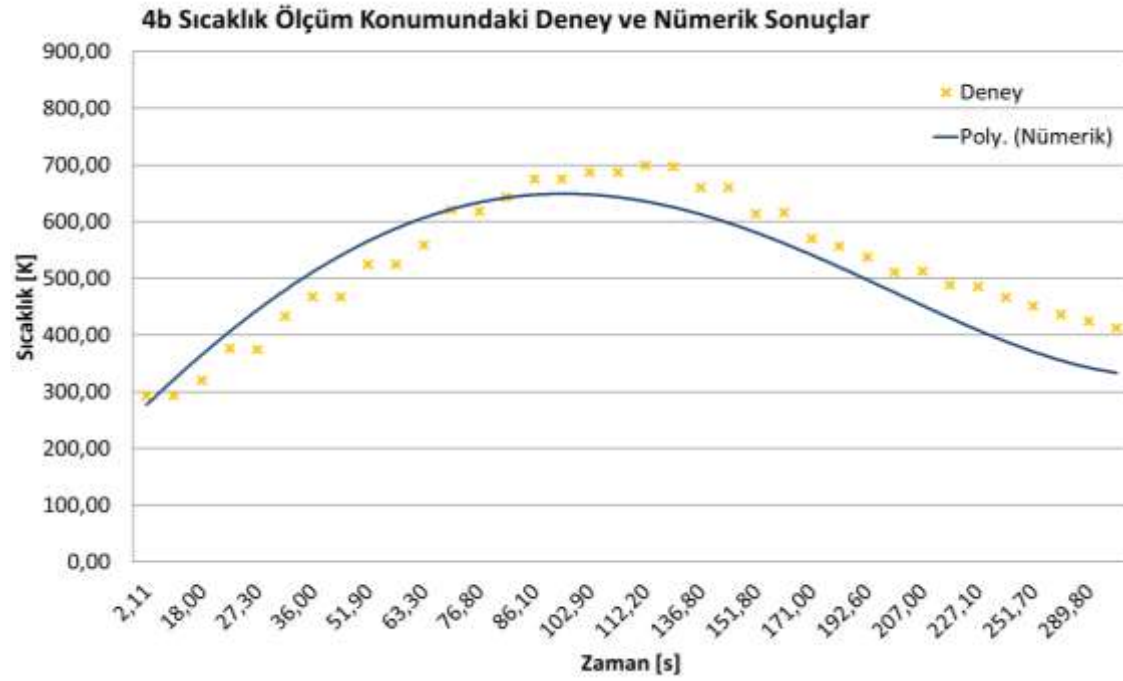
Literatürde yer alan formüller kullanılarak hesaplanan yangın tasarımı FDS yazılımına tanımlanmış olup hesaplama sonucunda elde edilen sonuçlar sıcaklığın zaman ile değişimi şeklinde Şekil 5.24’de verilmiştir.

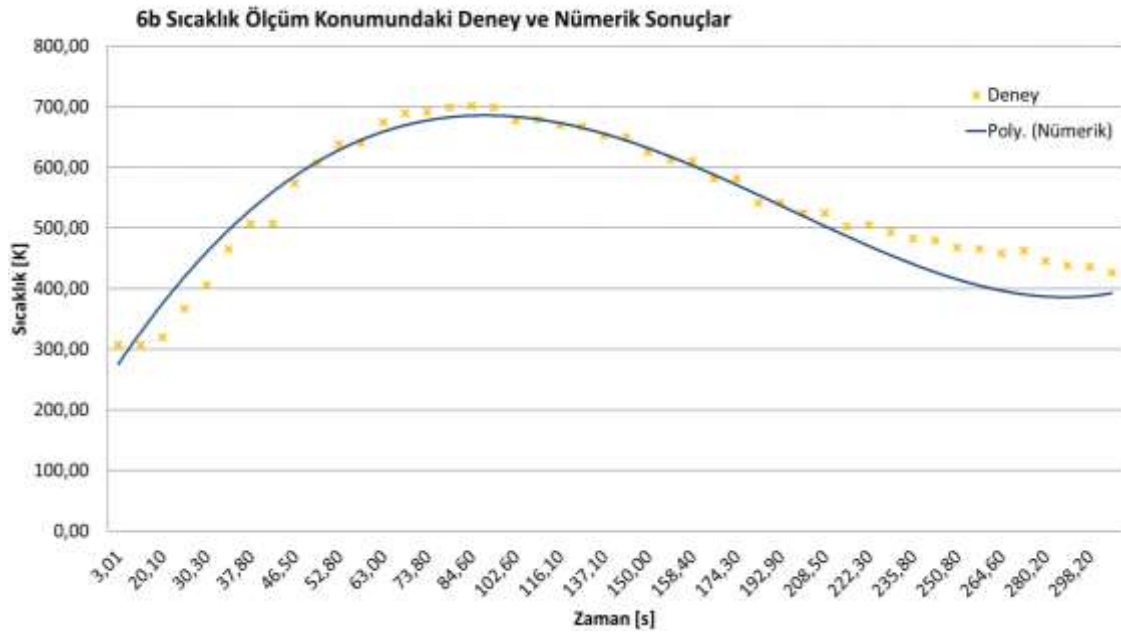


Şekil 5.24. Deney ve eksponansiyel gelişim eğrisine sahip nümerik analiz sonuçlarının T-t karşılaştırma grafiği

Şekil 5.24’den görüleceği üzere deneysel eğri ile eksponansiyel eğri kullanılarak tasarlanan yangınların uyumlu olduğu görülmüş olup deneysel ile sayısal hesaplama sonuçları arasındaki farkın % 4,59 olduğu saptanmıştır.

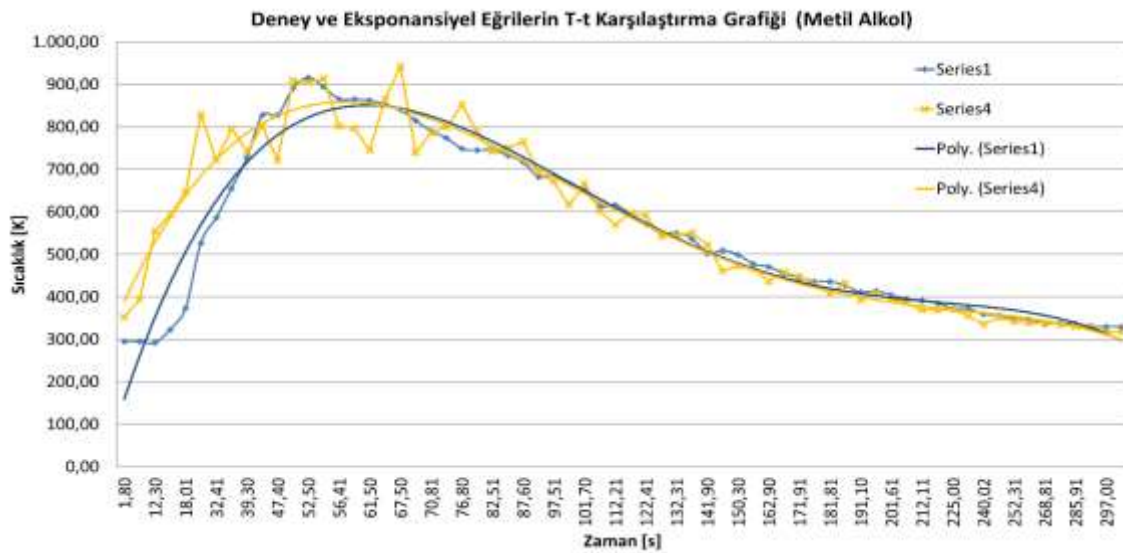
Eksponansiyel yangın gelişim eğrisi kullanılarak yapılan sayısal analizlerde yangın havuzunun 3,5 cm (4b), 12 cm (5b) ve 20,5 cm (6b) üzerinden alınan sonuçlar ile deneysel verilen karşılaştırıldığı sonuçlar aşağıda verilmiştir. Sayısal analiz ve deney sonuçlarının uyumlu olduğu görülmüştür. 4b, 5b ve 6b numaralı ısıl çiftlerin konum bilgileri Şekil 4.4’de verilmiştir.

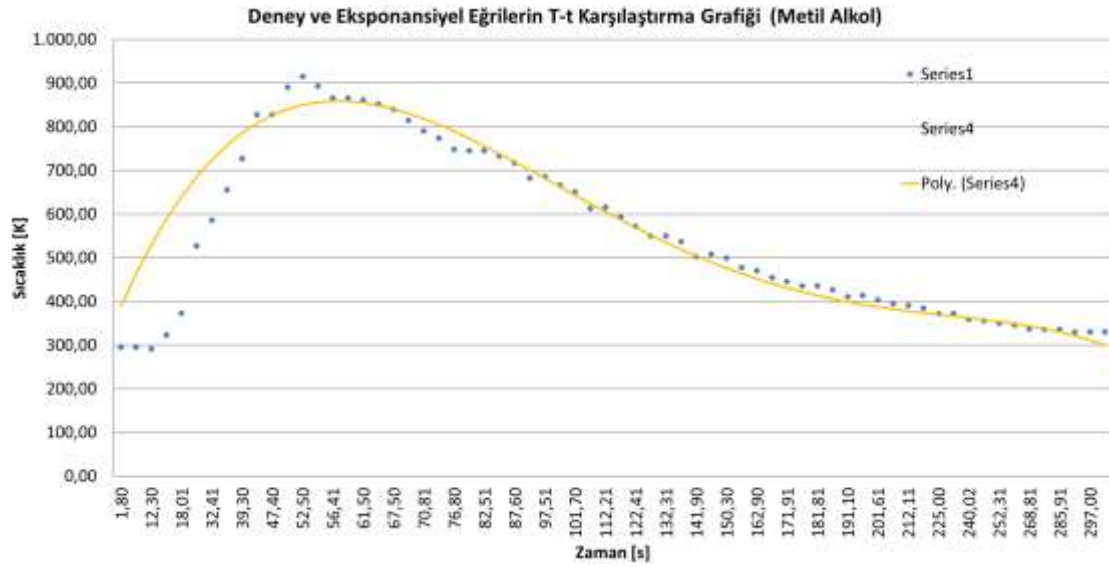




Şekil 5.25. Deney ve eksponansiyel gelişim eğrisine sahip nümerik analiz sonuçlarının 4b, 5b ve 6b konumlarındaki ısı çiftlerinden okunan T-t karşılaştırma grafiği

Eksponansiyel yangın gelişim eğrisi kullanılarak FDS yazılımında elde edilen sonuçlar ile deneysel sonuçların uyumlu çıkması nedeniyle, aynı çalışma Berberoğlu'nun [34] çalışmasında yer alan metil alkol için de yapılmıştır. Sıcaklık – zaman grafiği aşağıda verilmiştir.



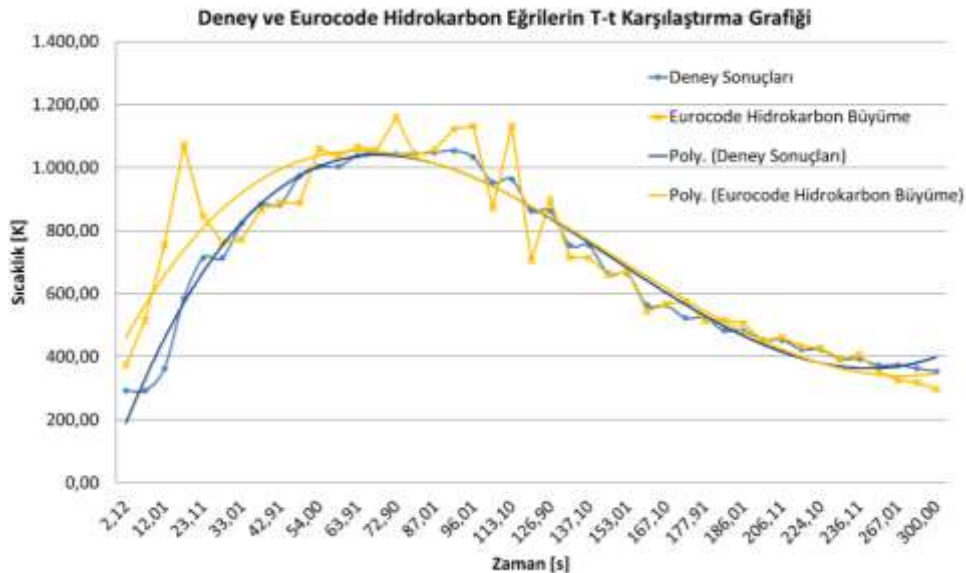


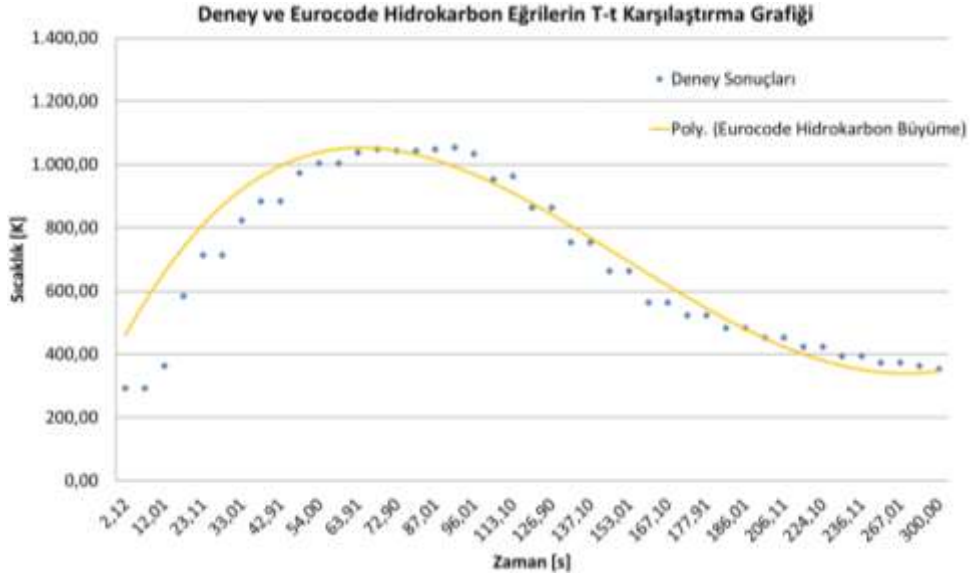
Şekil 5.26. Metil alkol için deney ve eksponansiyel gelişim eğrisine sahip nümerik analiz sonuçlarının T-t karşılaştırma grafiği

Yukarıdaki sonuçlardan görüleceği üzere deneysel eğri ile eksponansiyel eğri kullanılarak tasarlanan yangınların uyumlu olduğu görülmüş olup deneysel ile sayısal hesaplama sonuçları arasındaki ortalama farkın % 8,86 olduğu saptanmıştır.

g) Eurocode hidrokarbon eğrisi

Eurocode [24] standardında verilen formüller kullanılarak oluşturulan yangın tasarımı gelişim eğrisi deneysel [34] çalışmaya uyarlanmış olup hesaplama sonucunda aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.



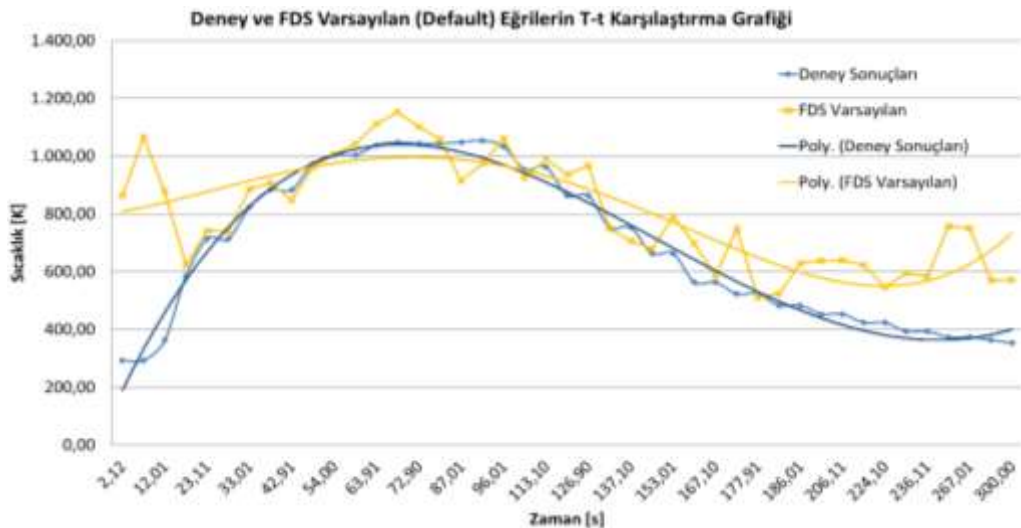


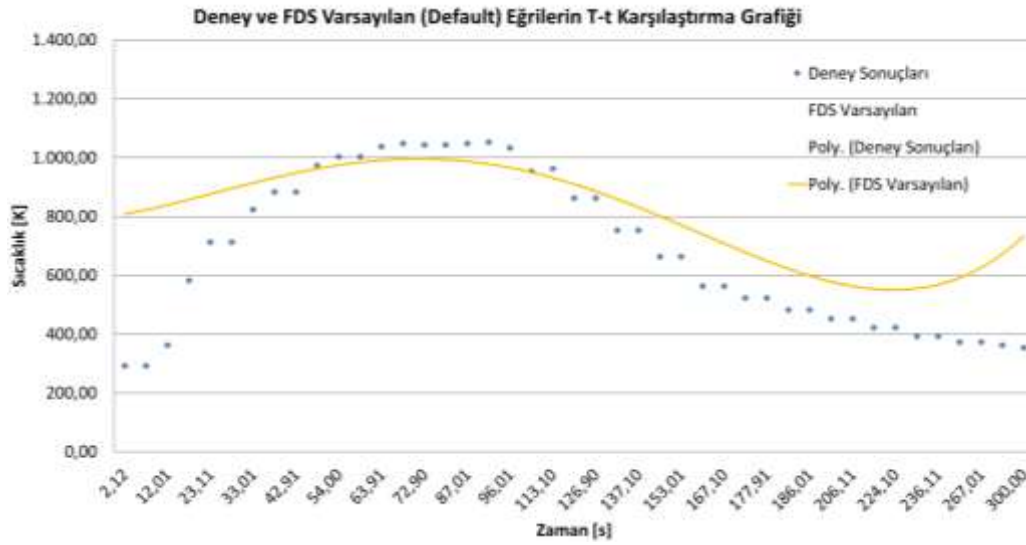
Şekil 5.27. Deney ve eurocode eğrilerin sıcaklık-zaman karşılaştırma grafiği

Yukarıdaki grafiklerden görüleceği üzere yangının gelişim aşamasında Eurode eğrisi ile elde edilen sonuçların deney sonuçlarından yüksek olduğu, bununla birlikte deneysel eğri ile Eurocode 1'e göre hidrokarbon gelişim eğrisi [24] kullanılarak tasarlanan yangınların genel olarak uyumlu olduğu görülmüştür. Deneysel ile sayısal hesaplama sonuçları arasındaki ortalama farkın % 12,17 olduğu saptanmıştır.

h) FDS varsayılan yangın eğri

Bir saniye içinde en yüksek ısı yayılım oranı değerine çıkan yangın tasarımı ile deneysel [34] verilerden elde edilen yangın tasarımı tanımlanarak hesaplamalar yapılmış, sonuçlar aşağıdaki şekillerde verilmiştir.





Şekil 5.28. Deney ve FDS varsayılan (default) eğrilerin t-t karşılaştırma grafiği

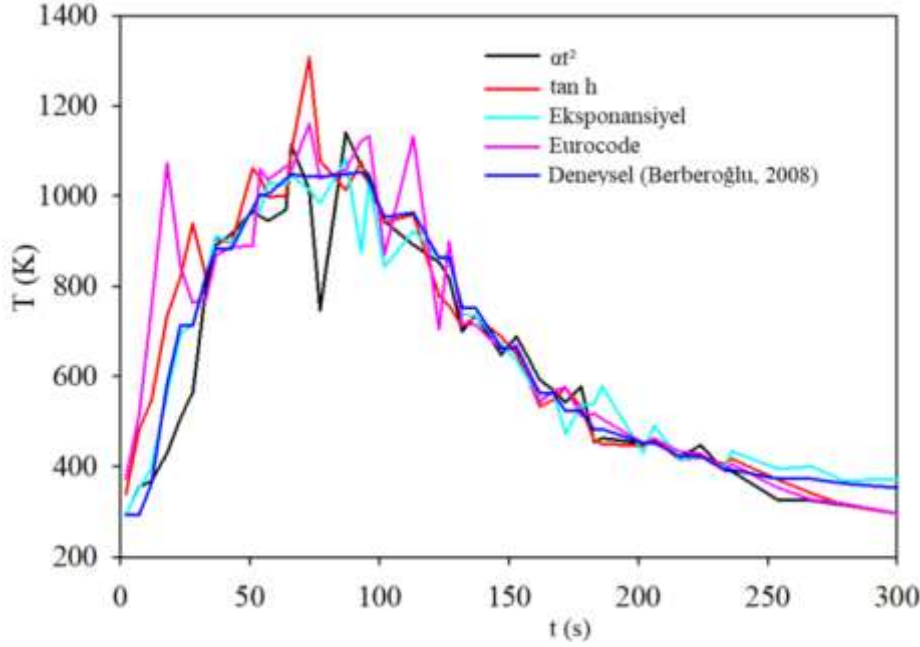
Şekil 5.28’de görüleceği üzere varsayılan yangın tasarımı ile deneysel verilerden elde edilen yangın tasarımı sonuçlarının hem yangın gelişimi hem de bitiş aşamalarında uyumsuz olduğu, varsayılan eğrisi sonuçlarının daha yüksek olduğu ve sonuçlar arasındaki farkın ise % 33,24 olduğu görülmüştür.

Yukarıdaki çalışmalarda kabul edilen parametreler ve sayısal sonuçların deneysel veriler ile arasındaki ortalama farkın gösterildiği özet çizelge aşağıda verilmiştir.

Çizelge 5.19. Farklı yangın gelişim eğrileri tasarımların eğrilerinden elde edilen sonuçların deneysel sonuçlar ile ortalama farkı

Çalışma No	Eğri Adı	Büyüme	Tam Gelişmiş	Azalma	Deney Sonuç İle Ortalama Fark	Notlar
1	αt^2 Literatür	t^2	Lineer	Lineer	56,65	Literatür.
2	$\alpha t^2 + SR$ Literatür	t^2	Lineer	Lineer	58,78	Literatür + yayılma oranı 0,0085.
3	αt^2 Deneysel	t^2	Lineer	t^2	6,92	α deneysel sonuçlardan elde edilmiştir.
4	$\tanh + SR$ Literatür	$\tanh$	Lineer	Lineer	58,13	Literatür.
5	$\tanh$ Deneysel	$\tanh$	Lineer	t^2	9,02	α deneysel sonuçlardan elde edilmiştir.
6	Ekspansiyonel	Ekspansiyonel	Lineer	t^2	4,59	Literatür.
7	Eurocode HC	Eurocode 1	Lineer	t^2	12,17	Literatür.
8	FDS Varsayılan	-	-	-	33,24	1 saniyede maksimum HRR çıkmaktadır.

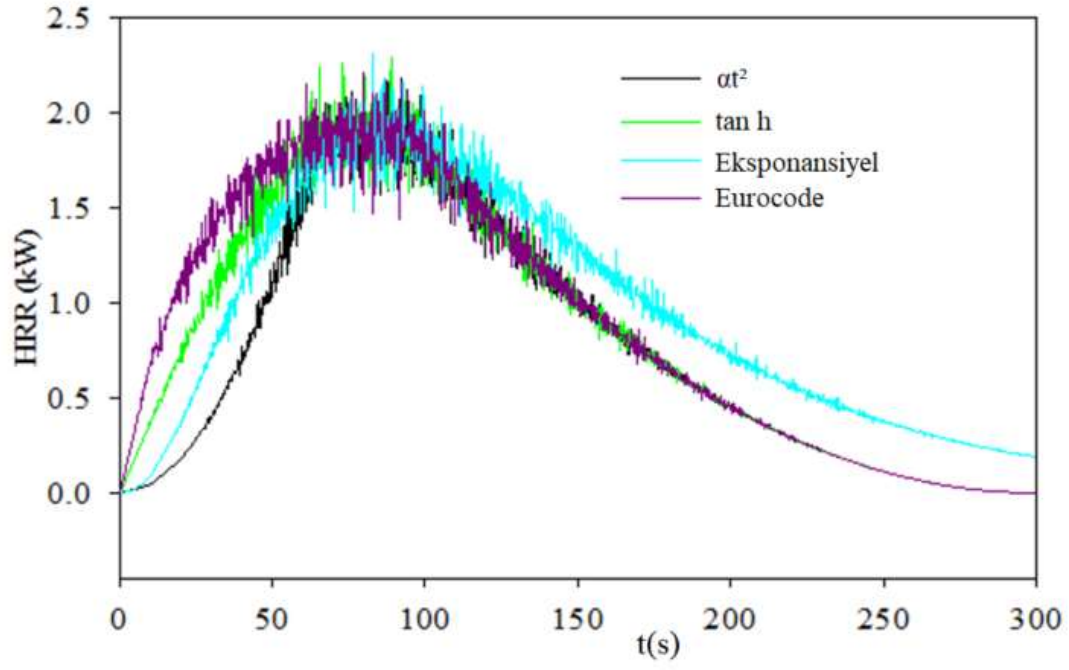
Farklı yangın tasarımları için havuzun 5 cm yukarısındaki ısı çiftten elde edilen zaman-sıcaklık eğrileri ve deneysel sonuç Şekil 5.29'da sunulmuştur.



Şekil 5.29. Metro istasyonunda farklı yangın tasarım eğrileri ile yapılan simülasyon sonuçları ve deney sonuçlarından elde edilen sıcaklık-zaman grafiği

αt^2 , tanh ve ekspansiyonel eğrileri ile yapılan tahminler birbirleriyle ve deneysel verilerle oldukça uyumlu olduğu görülmektedir. Buna göre en uygun yangın tasarım eğrisinin deneysel sonuçlarla ortalama %4,59 farklılık gösteren ekspansiyonel tasarım eğrisi olarak elde edildiği görülmüştür. t^2 ve tanh eğrilerinin sırasıyla %6,92 ve %9,02 kabul edilebilir farklara sahip olduğu ve Eurocode HC'nin %12,17 farkla diğer eğrilere göre daha az uygun olduğu görülmüştür. Literatürde de kısa veya ihmal edilebilir tam gelişmiş fazlı havuz yangınlarında ekspansiyonel eğrinin iyi sonuçlar verdiği belirtilmektedir [2, 47, 49].

Farklı tasarım eğrileri kullanılarak elde edilen HRR – zaman eğrileri Şekil 5.30'da verilmiştir. Buna göre tüm sonuçların birbiriyle uyumlu olduğu anlaşılmaktadır. Bununla birlikte Eurocode eğrisinin gelişim aşamasında, ekspansiyonel eğrinin ise azalma aşamasında diğer eğrilere göre daha yüksek mertebede olduğu görülmektedir.



Şekil 5.30. Metro istasyonunda farklı yangın tasarım eğrileri ile yapılan simülasyon sonuçlarından elde edilen HHR-zaman grafiği

5.1.7. LES türbülans ve radyasyon parametrelerinin diğer TVM üzerindeki etkisi

LES Türbülans Parametreleri

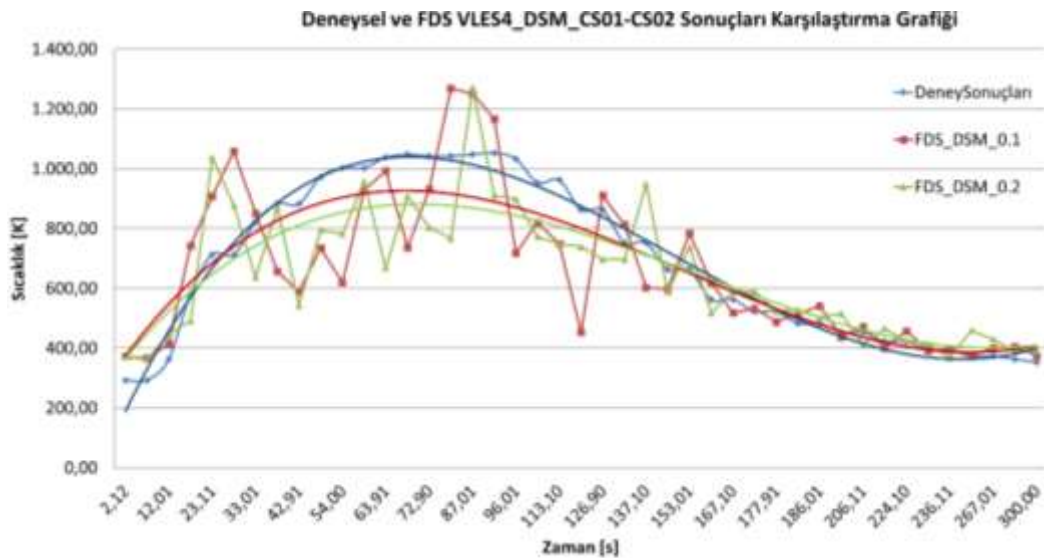
Daha önceki bölümlerde açıklandığı gibi, C_s Smagorinsky sabiti 0,2 mertebesinde alınmakla birlikte araştırmacıların bu değeri $0,1 \leq C_s \leq 0,23$ arasında aldığı görülmüştür [7]. Buna göre Deardorff dışındaki farklı türbülans viskozite modelleri üzerinde Smagorinsky sabiti değiştirilerek önce model bazında daha sonra toplu olarak karşılaştırılması sağlanmıştır.

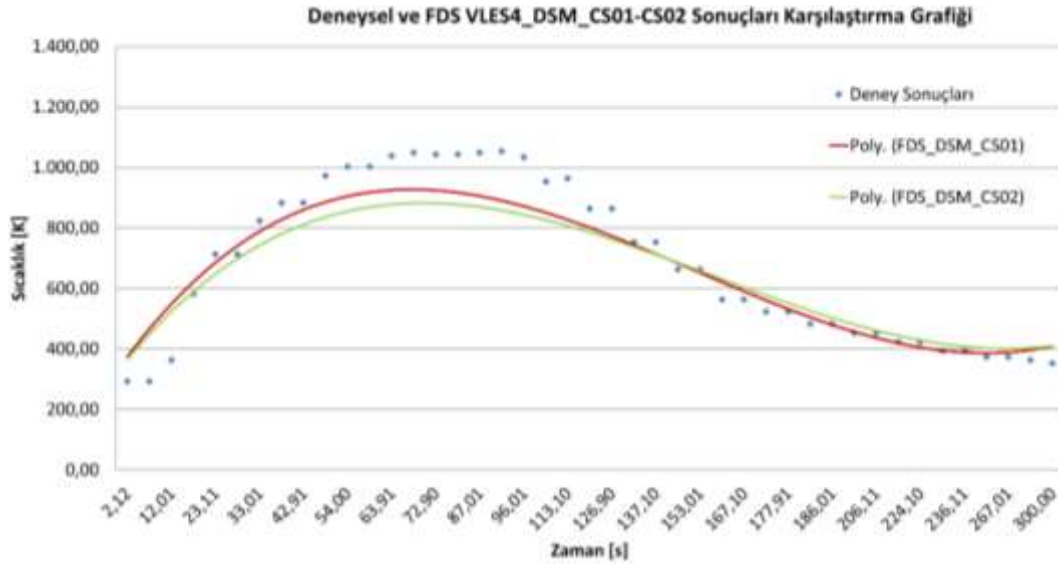
Dinamik Smagorinsky Türbülans Viskozite Modeli: Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.20. Dinamik Smagorinsky TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,1	0,5	0,5	0,006	0,015	100
0,2					

Aşağıda Şekil 5.31’de görüleceği üzere Dinamik Smagorinsky TVM’de C_s değerinin üst (0,2) ve alt (0,1) sınır değerlerde verilmesi ile değişimin ihmal edilebilir düzeyde olduğu Şekil 5.31’de görülmüştür. Her iki C_s değeri için yapılan sayısal analiz sonuçlarının, deney sonuçlarının altında ve birbirine yakın olduğu sonucuna varılmıştır.





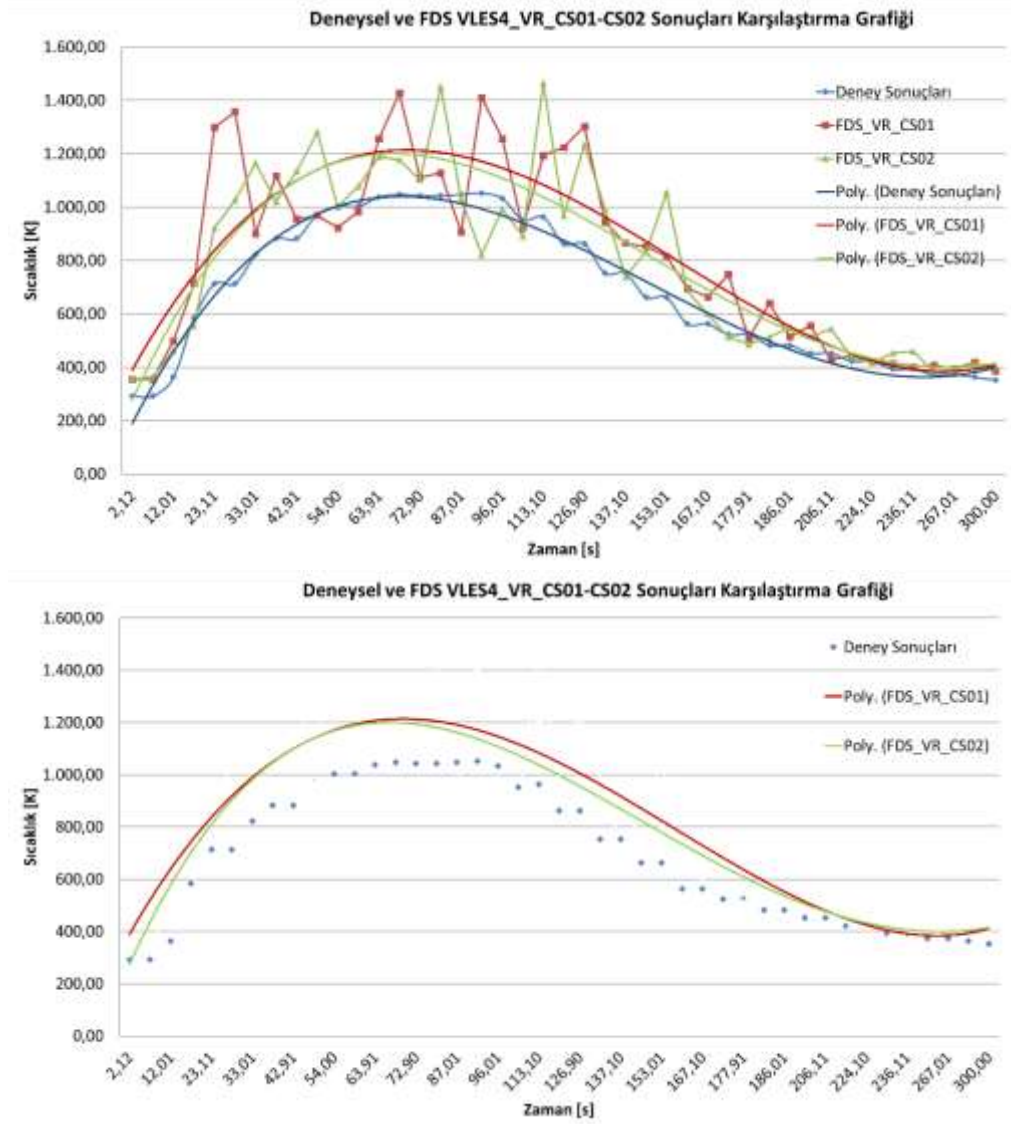
Şekil 5.31. Dinamik Smagorinsky TVM'de C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Vreman Türbülans Viskozite Modeli: Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.21. Vreman TVM'de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,1	0,5	0,5	0,006	0,015	100
0,17					

FDS yazılımında Vreman TVM'de $C_s=0,17$ Smagorinsky sabiti varsayılan olarak alınmaktadır. $C_s=0,1$ ($c=0,025$) [142] alınmış ve değişiminin sonuca etkisinin ihmal edilebilir düzeyde olduğu görülmüştür. Şekil 5.32'den görüleceği üzere $C_s=0,17$ ve $C_s=0,1$ için yapılan analizlerde anlık sıcaklık değerlerinde farklar olmakla birlikte polinom eğrilerinin benzer ve deney [34] sonuçlarından ortalama %13 fazla olduğu sonucuna varılmıştır.



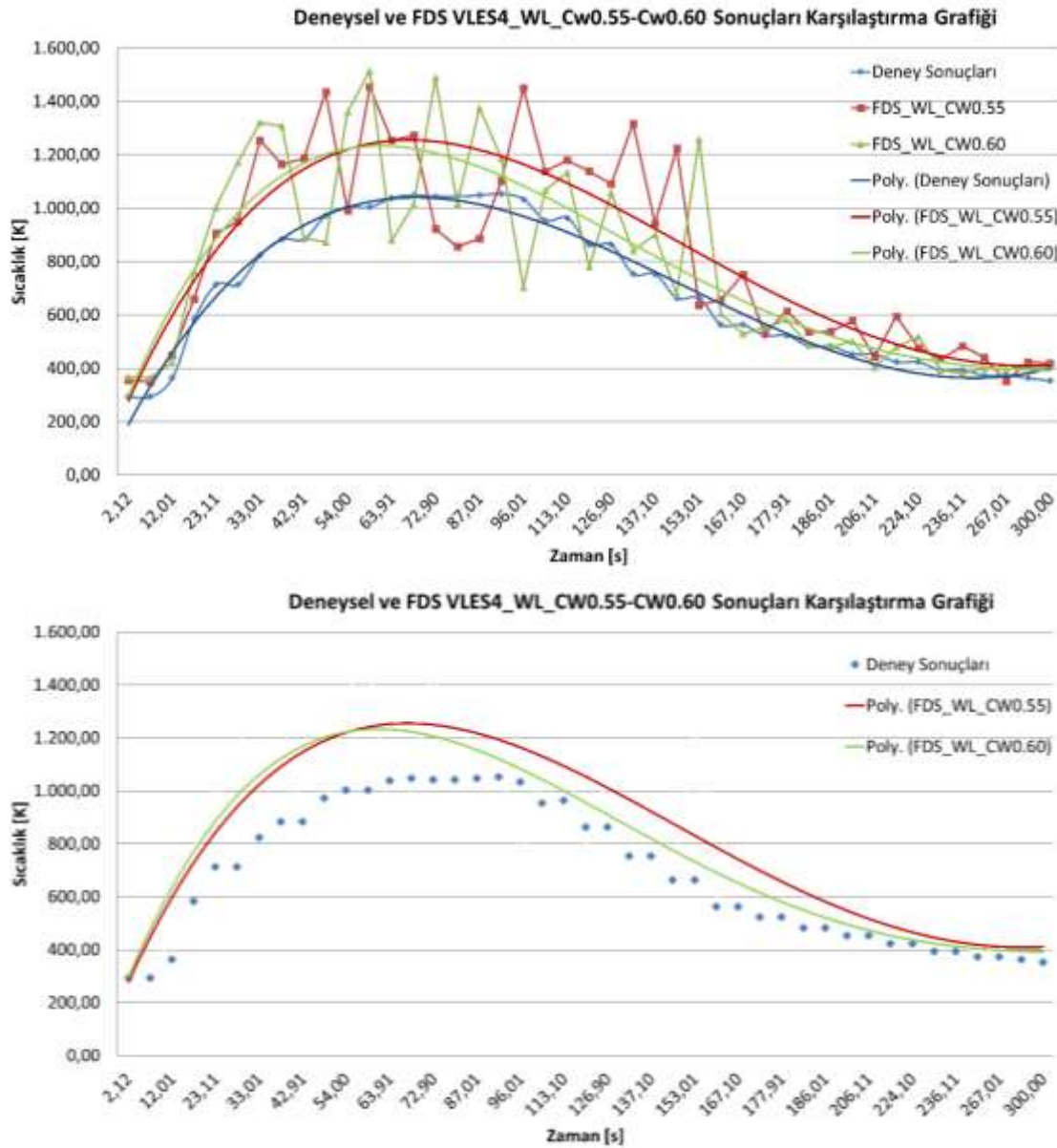
Şekil 5.32. Vreman TVM’de C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Wale Türbülans Viskozite Modeli: Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.22. Wale TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri

C_w	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,55	0,5	0,5	0,006	0,015	100
0,60					

Wale TVM’de C_w sabiti $C_w=0,6$ varsayılan yerine $C_w=0,55$ [144] olarak alınmış ve değişiminin sonuca etkisinin ihmal edilebilir düzeyde olduğu görülmüştür. Şekil 5.33’den görüleceği üzere C_w değerindeki değişimin anlık sıcaklık değerlerinde farklara neden olmakla birlikte polinom eğrilerinin benzer ve deney [34] sonuçlarından ortalama %15 fazla olduğu sonucuna varılmıştır.



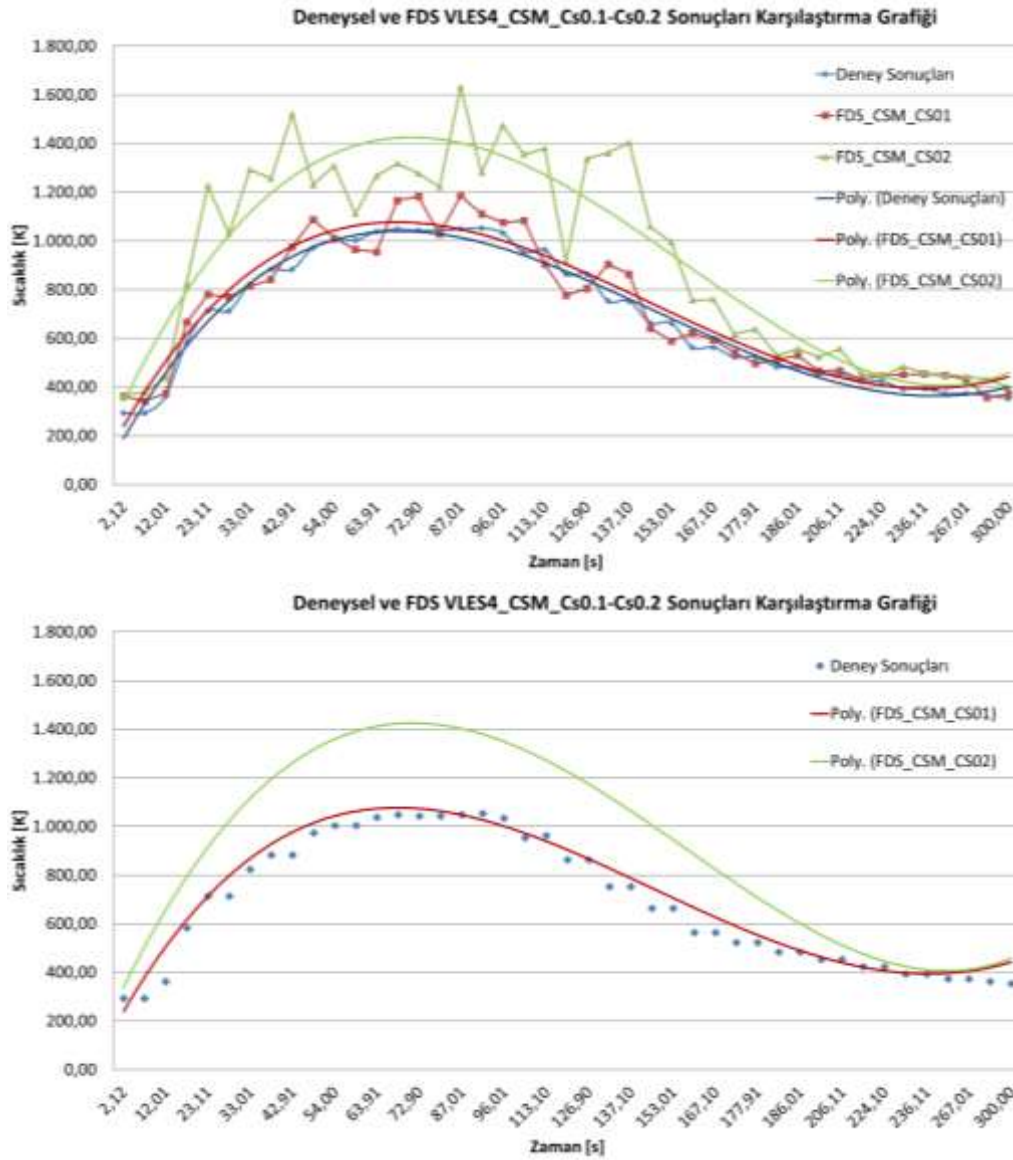
Şekil 5.33. Wale TVM’de C_w sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Sabit Smagorinsky Türbülans Viskozite Modeli: Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

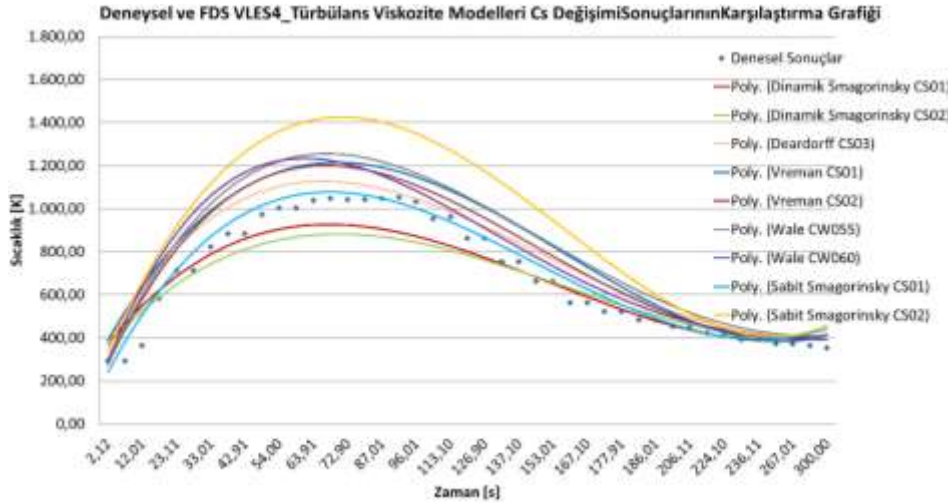
Çizelge 5.23. Sabit Smagorinsky TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,1	0,5	0,5	0,006	0,015	100
0,2					

Sabit Smagorinsky TVM’de C_s değerinin üst sınır değer olan 0,2’den, 0,1 alt sınır değere çekildiğinde deneysel veriler ile uyumlu sonuçlar verdiği saptanmıştır. C_s değerinin 0,2 alınması halinde deney sonuçları ile arasında %40 varan farkların olduğu görülmüştür.

Şekil 5.34. Sabit Smagorinsky TVM’de C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Tüm Türbülans Viskozite Modelleri: Türbülans viskozite modellerinde C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması Şekil 5.35’de verilmiştir.



Şekil 5.35. Tüm türbülans viskozite modellerinde C_s Smagorinsky sabiti değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Yukarıda Şekil 5.35’deki sonuçlardan da görüleceği üzere Sabit Smagorinsky TVM’de 0,1 C_s değeri ile yapılan analizlerin deneysel veriler ile uyumlu sonuçlar verdiği saptanmıştır. Deneysel veriler ile ortalama farkın % 8 olduğu hesaplanmıştır. Deney sonuçlarına en uzak sonuçların ise C_s değerinin 0,3 alınması sonucunda elde edildiği görülmüştür.

Radyasyon Parametreleri

Bölüm 3.7.3’de detayları verilen ve başlıca sonuca etki eden radyasyon parametreleri karbon monoksit oranı (CO-yield), kurum oranı (SOOT-yield) ve radyasyon katı açısı ayrıştırma sayısıdır. Bu değerler Deardorff TVM dışında bazı türbülans viskozite modeli altında irdelenerek devam eden sayfalarda deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır.

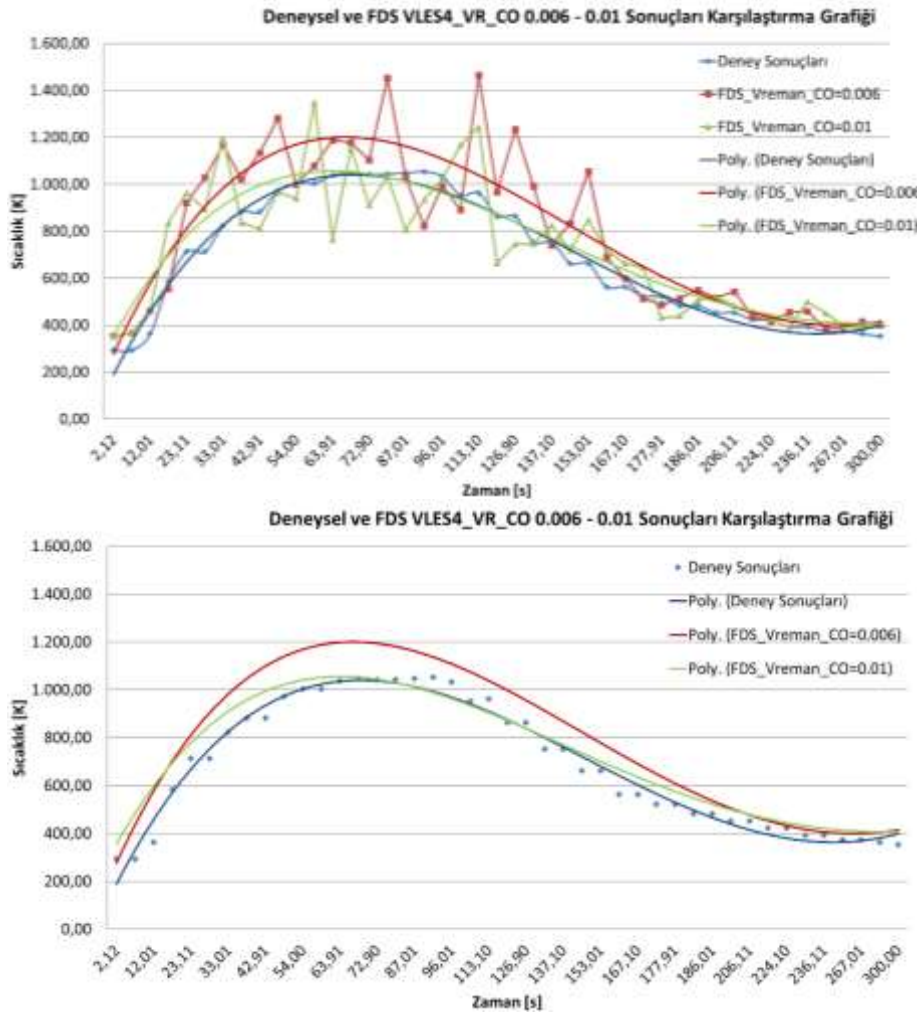
Karbon Monoksit ve Kurum Oranı: CO-oranı FDS yazılımında 0,006 varsayılan olarak hesaplanmaktadır. Bununla birlikte literatürde bu oran 0,01 olarak da alınmaktadır [9, 30]. Aşağıda sırasıyla Vreman türbülans viskozite modeli ve Deardorff türbülans viskozite modeli için CO oranı değiştirilerek çözümler yapılmış ve sonuçları deneysel veriler ile birlikte karşılaştırmalı olarak verilmiştir.

Vreman Türbülans Viskozite Modeli CO-Oranı Değişimi: Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.24. Vreman TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	100
			0,01		

Vreman türbülans viskozite modeli kullanılacak CO oranının değiştirilmesinden elde edilen sıcaklık zaman grafikleri Şekil 5.36’da verilmiştir. Sonuçlardan da görüleceği üzere CO-oranının 0,01 alınması durumunda, deneysel veriler ile ortalama farkın % 9 mertebesinde olduğu hesaplanmıştır. CO-oranı 0,006 alındığında ise fark yaklaşık % 13 civarında hesaplanmaktadır. Dolayısı ile CO-oranının 0,01 alınmasının daha uygun olduğu saptanmıştır.



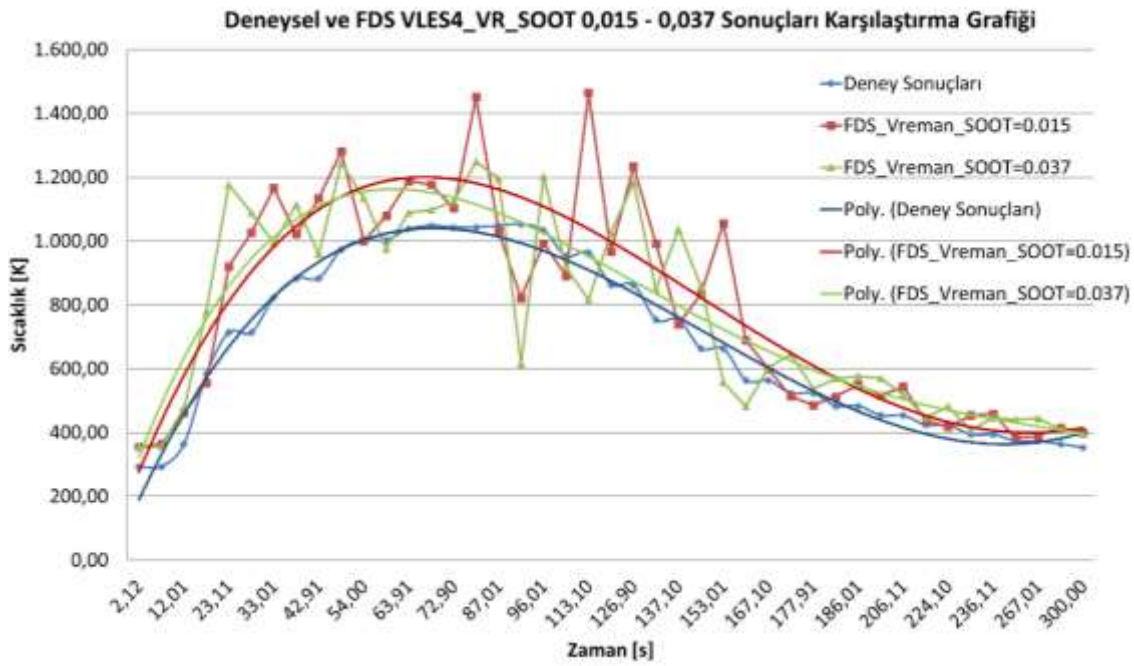
Şekil 5.36. VLES türbülans modeli ve Vreman türbülans viskozite modelinde CO-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

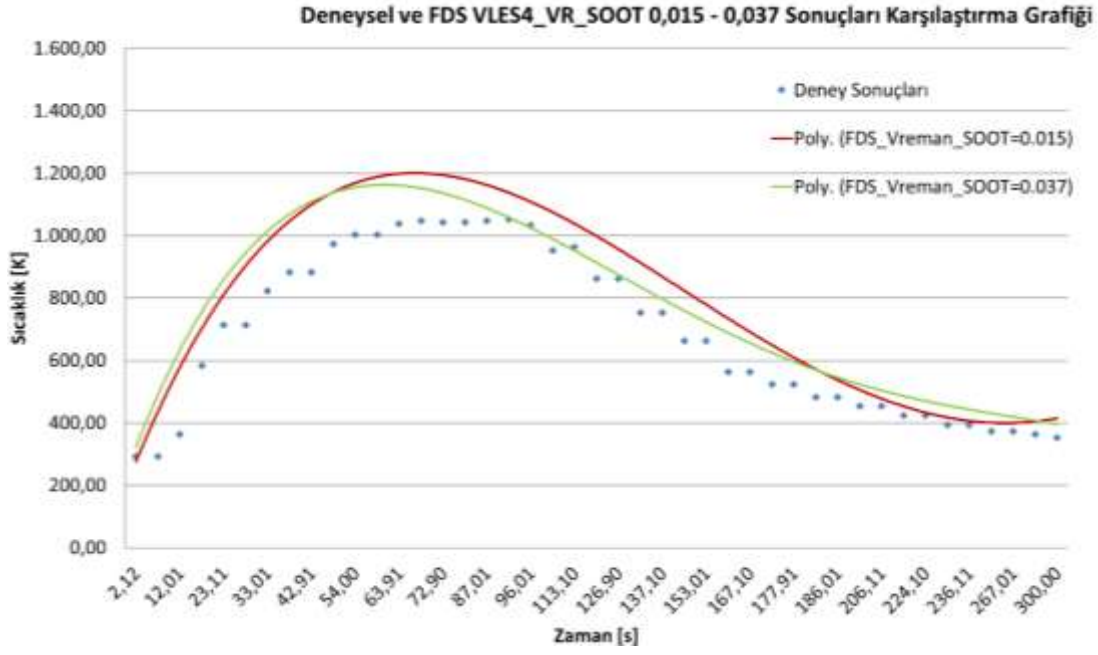
Vreman Türbülans Viskozite Modeli Kurum-Oranı Değişimi: Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.25. Vreman TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri

C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	100
				0,037	

Şekil 5.37’deki sonuçlardan da görüleceği üzere kurum-oranının 0,015’den [6] 0,037’a [155] çıkartmak, yangının gelişme evresinde olumsuz, devamında ise olumlu etki etmiştir. Yangının geneline bakıldığında ise deneysel sonuçlar ise % 15 mertebesinde bir fark olduğu hesaplanmıştır.





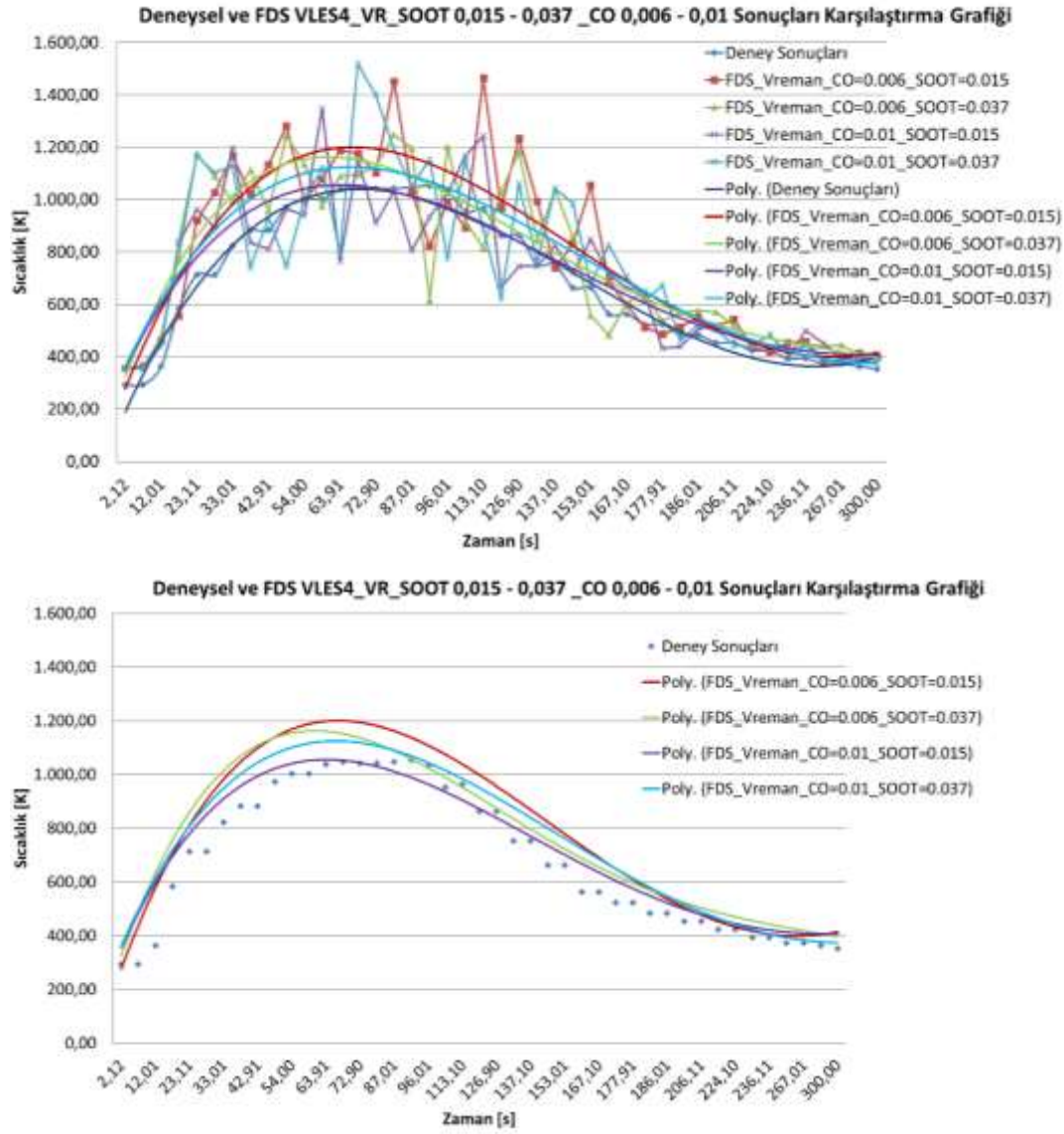
Şekil 5.37. VLES türbülans modeli ve Vreman türbülans viskozite modelinde kurum-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Vreman Türbülans Viskozite Modeli Kurum-Oranı ve CO-Oranı Değişimi: Bu bölümde sabit tutulan ve değişen parametreler aşağıda çizelge halinde verilmiştir:

Çizelge 5.26. Vreman TVM’de incelenen türbülans ve radyasyon parametreleri

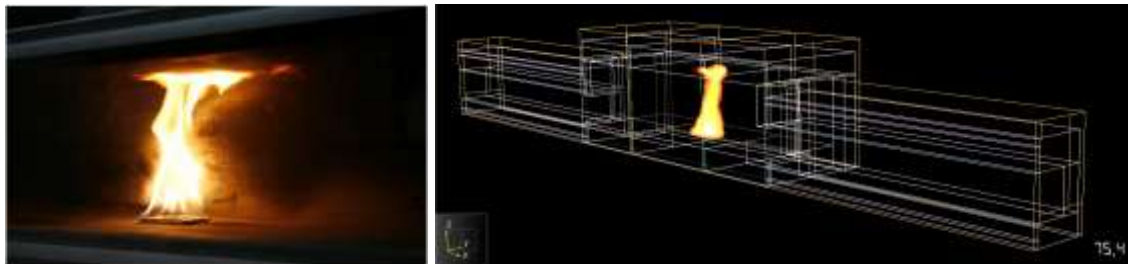
C_s	Pr_t	Sc_t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı
0,2	0,5	0,5	0,006	0,015	100
				0,037	
0,2	0,5	0,5	0,01	0,015	100
				0,037	

Vreman türbülans viskozite modeli kullanılarak kurum-Oranı ve CO-oranı değiştirilerek elde edilen sıcaklık-zaman grafikleri Şekil 5.38’de verilmiştir. Sonuçlardan da görüleceği üzere CO-oranının 0,01 ve kurum-oranının 0,015 alınması durumunda, deneysel veriler ile ortalama farkın % 9 mertebesinde olduğu hesaplanmıştır.



Şekil 5.38. VLES türbülans modeli ve Vreman türbülans viskozite modelinde CO-oranı ve kurum-oranı değişimi ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

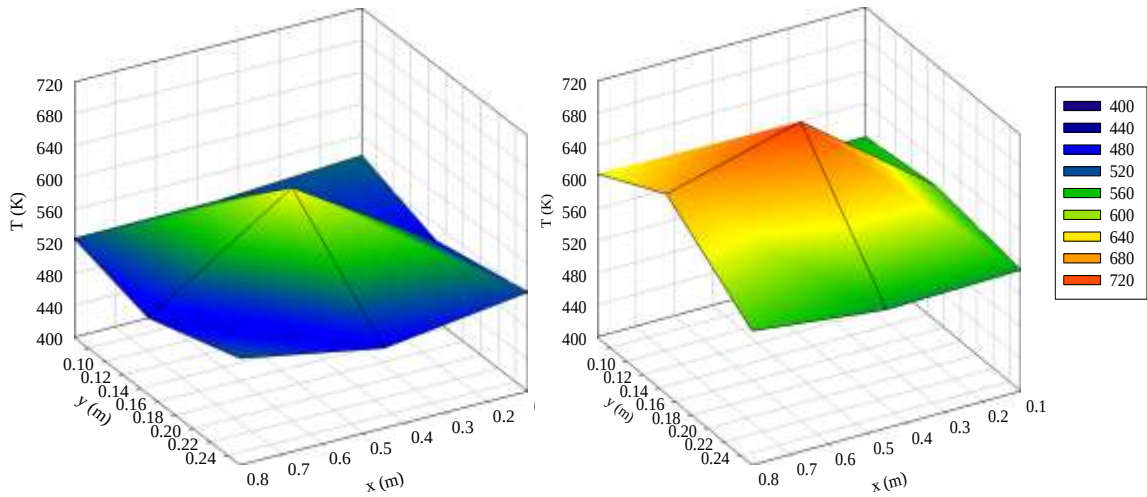
Aşağıda istasyon merkezindeki n-heptan yangını solda deneysel [34], sağda ise nümerik çalışmadan alınan görseller verilmiştir.



Resim 5.1. n-heptan yangını deney [34] ve FDS görselleri

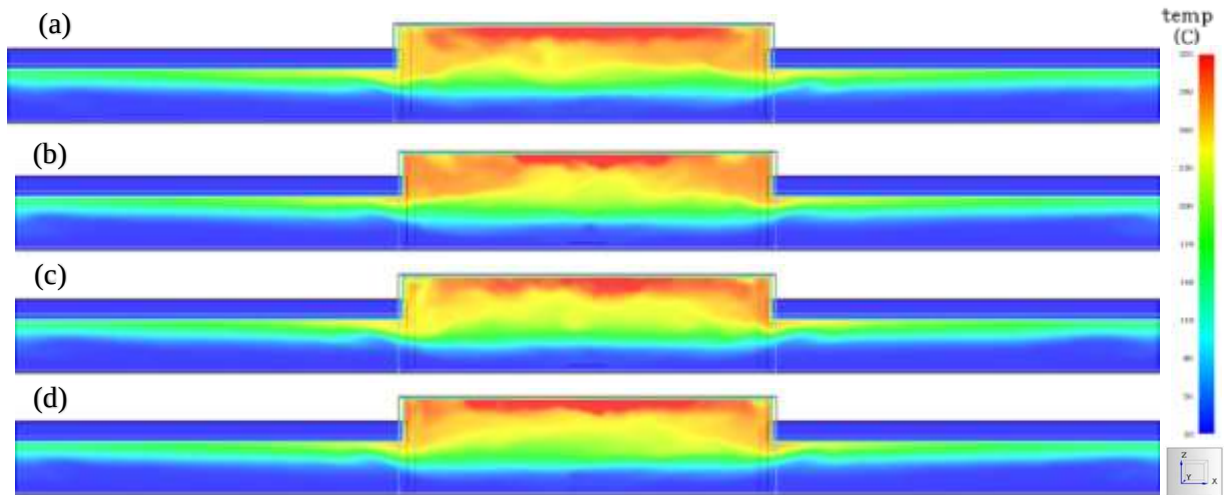
5.1.8. Yanma ürünlerinin dağılımı ve analizi

Simülasyon sonuçlarından elde edilen, istasyon boyunca zeminden $z=205$ mm ve $z=120$ mm yükseklikteki sıcaklık dağılımları Şekil 5.39'da verilmiştir. Sıcaklık dağılımının üst düzlemde daha yüksek olduğu ve 720 K'e ulaştığı görülmektedir. Ayrıca, iskan edilen bölgedeki minimum sıcaklığın, dayanılabilirlik sıcaklığından daha yüksek, 480 K civarında olduğu gözlemlenmiştir.



Şekil 5.39. İstasyon boyunca (a) $z=120$ mm ve (b) $z=205$ mm seviyesinde sıcaklık dağılımları

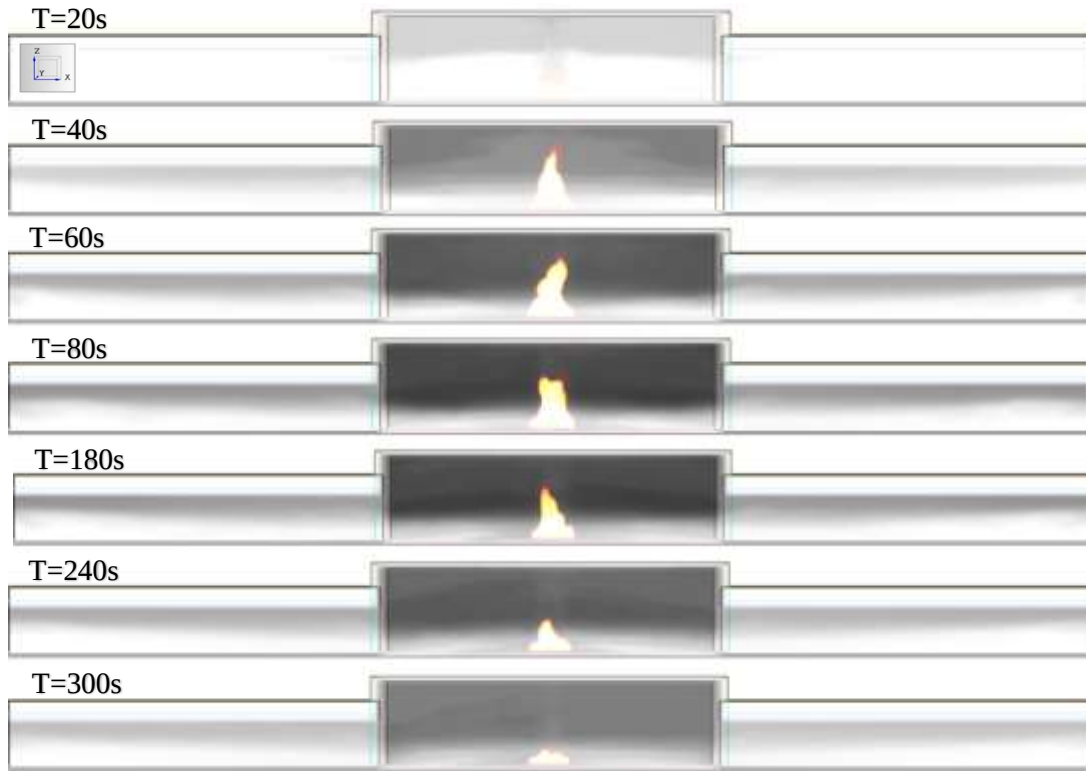
Farklı yangın tasarım eğrileri kullanılarak $t=80$ s (HRR'ın en yüksek değere geldiği zaman dilimi) anında istasyonun merkezinden geçen düzlem boyunca elde edilen sıcaklık dağılımı Şekil 5.40'da verilmiştir.



Şekil 5.40. (a) αt^2 , (b) Tanh, (c) Ekspansiyel, ve (d) Eurocode 1 yangın tasarım eğrileri ile elde edilen istasyon boyunca sıcaklık dağılımları

Şekil 5.40'da farklı yangın tasarım eğrileri kullanıldığında istasyonun özellikle tavan bölgesinde farklı sıcaklık dağılımlarının elde edildiği görülmektedir. Ayrıca yüksek sıcaklık değerlerinin eksponansiyel tasarım eğrisi çözümünden farklı olarak tavan boyunca daha fazla dağıldığı görülmektedir. Ayrıca Eurocode 1 eğrisinin t_{mak} 'a kadar olan sürede diğer eğrilere göre daha fazla ısı yaydığı görülmektedir. Bu nedenle, doğru sıcaklık dağılımı elde etmek için yangın tasarımı seçiminin önemli olduğu anlaşılmaktadır. Bunun nedeni, diğer eğrilere kıyasla daha yüksek sıcaklıklara daha çabuk ulaşması olduğu anlaşılmaktadır.

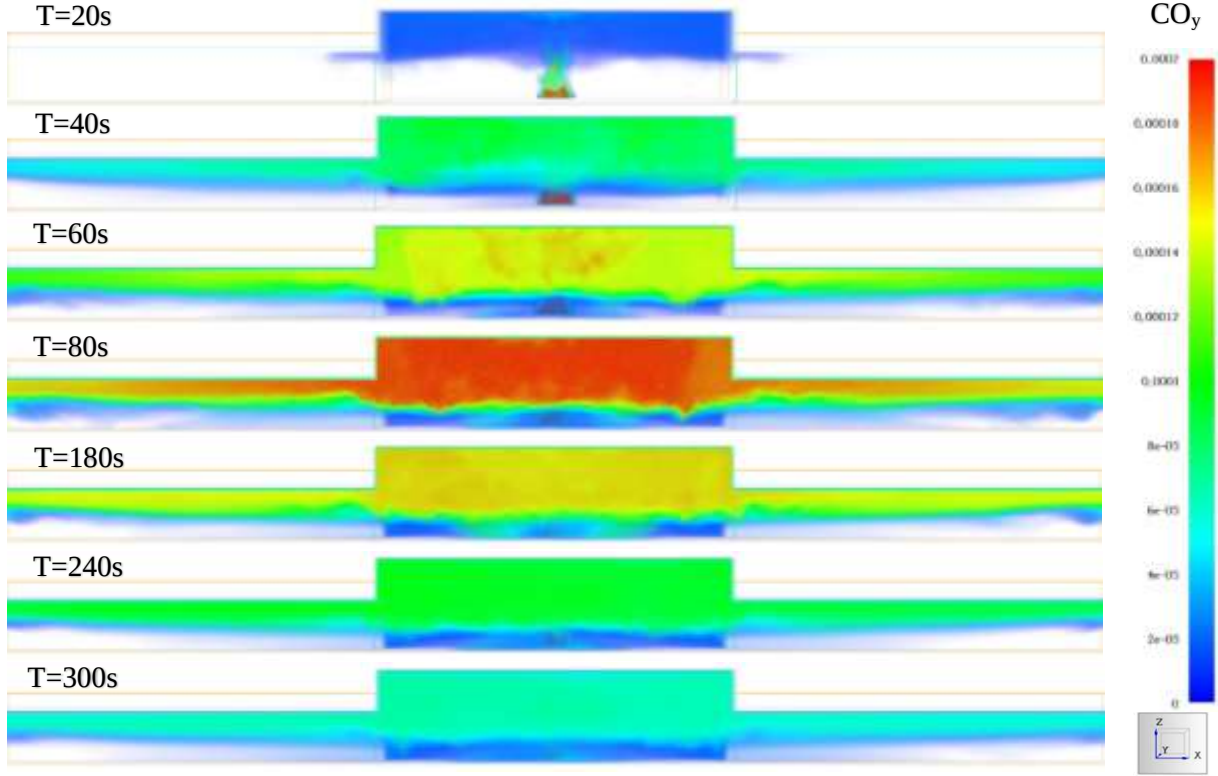
Deneysel verilere en yakın sonucu veren eksponansiyel tasarım eğrisi kullanılarak aynı plaka boyunca farklı zamanlarda elde edilen kurum dağılımı Şekil 5.41'de verilmiştir.



Şekil 5.41. İstasyon boyunca farklı zaman adımlarındaki kurum dağılımı

Şekil 5.41'de görüldüğü gibi yanmanın en yüksek ısı yayılım oranına geldiği 60. saniyede istasyondaki kurum seviyesinin de en yüksek seviyeye geldiği ve kurumun 2 dakika boyunca aynı seviyede kaldığı, daha sonra tünel portallarından dışarı atıldığı anlaşılmaktadır.

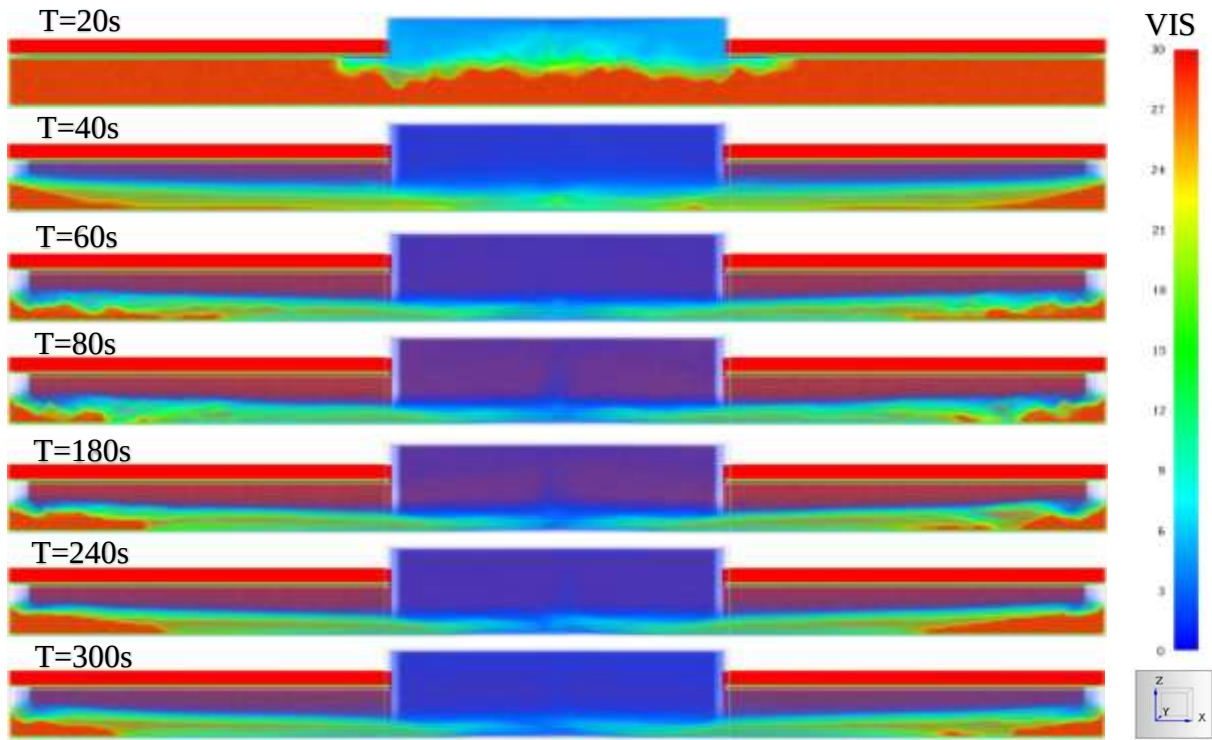
Eksponansiyel tasarım eğrisi kullanılarak aynı plaka boyunca farklı zamanlarda elde edilen karbonmonoksit (CO) dağılımı Şekil 5.42’de verilmiştir.



Şekil 5.42. İstasyon boyunca farklı zaman adımlarındaki karbonmonoksit dağılımı

NFPA 130'a [17] göre, hassas bireyler için dört dakikaya kadar maksimum karbon monoksit maruziyetinin 1706 ppm'den fazla olmamalıdır. Şekil 5.42'de görüldüğü gibi 240 saniyedeki CO miktarı 120 ppm civarında ve standartta belirtilen değerin altında olduğu görülmüştür.

Eksponansiyel tasarım eğrisi kullanılarak aynı plaka boyunca farklı zamanlarda elde edilen görüş mesafesi görselleri Şekil 5.43’de verilmiştir.



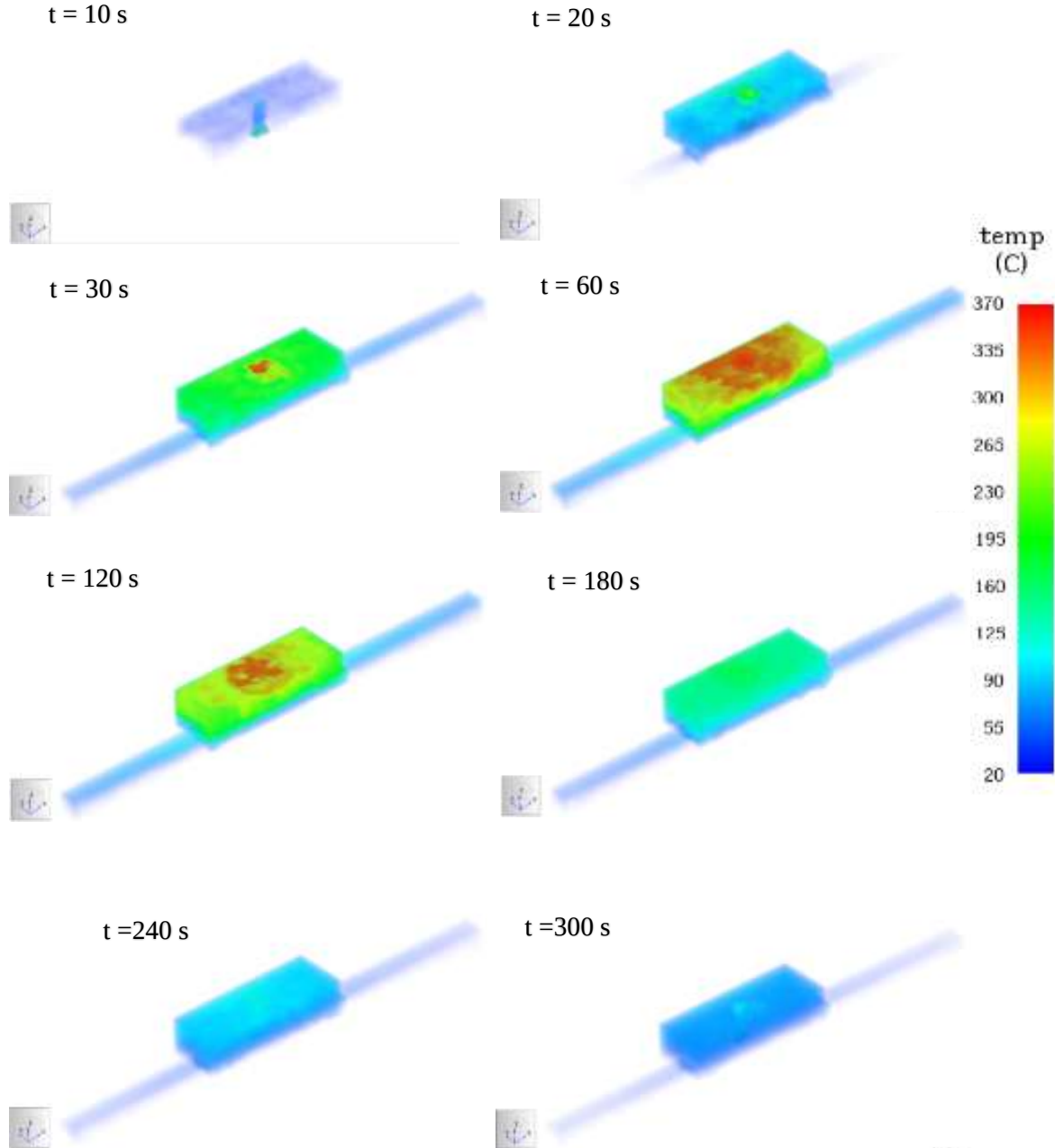
Şekil 5.43. İstasyon boyunca farklı zaman adımlarındaki görüş mesafesi görselleri

NFPA 130'a [17] göre, acil durum aydınlatma ve çıkış göstergelerinin 30 m'den fark edilebilir olması ayrıca tahliyeyi engellemek için kapı ve duvarların görünürlüğünün ise en az 10 m'den görülebilir olması gerekmektedir. Oluşan duman nedeniyle görüş mesafesi belirtilen değerlerin altındaysa yolcuların yön duygusunu kaybetmelerine ve dolayısıyla daha ağır kayıplara neden olabilmektedir.

Bilindiği üzere basit kimya yaklaşımı ile yapılan yangın analizlerinde duman diğer tüm ana yanma ürünleriyle birlikte izlenmektedir. FDS bir alandaki görünürlüğü değerlendirmek için en kullanışlı nicelik olan ışık sönme katsayısı K' 'yı kullanmaktadır. Görüş mesafesi ise ışık sönme katsayısının C dumanın içinden görüntülenen nesnenin tipinin boyutsuz sabit bir özelliğine oranıdır. Işık yayan bir işaret için $C=8$ ve ışık yansıtan bir işaret için $C=3$ kabul edilmektedir [5]. Dolayısıyla görüş mesafesi modelin boyutundan çok yanan malzemenin çıkardığı duman miktarına ve görülmek istenen objenin aydınlatma seviyesine bağlıdır.

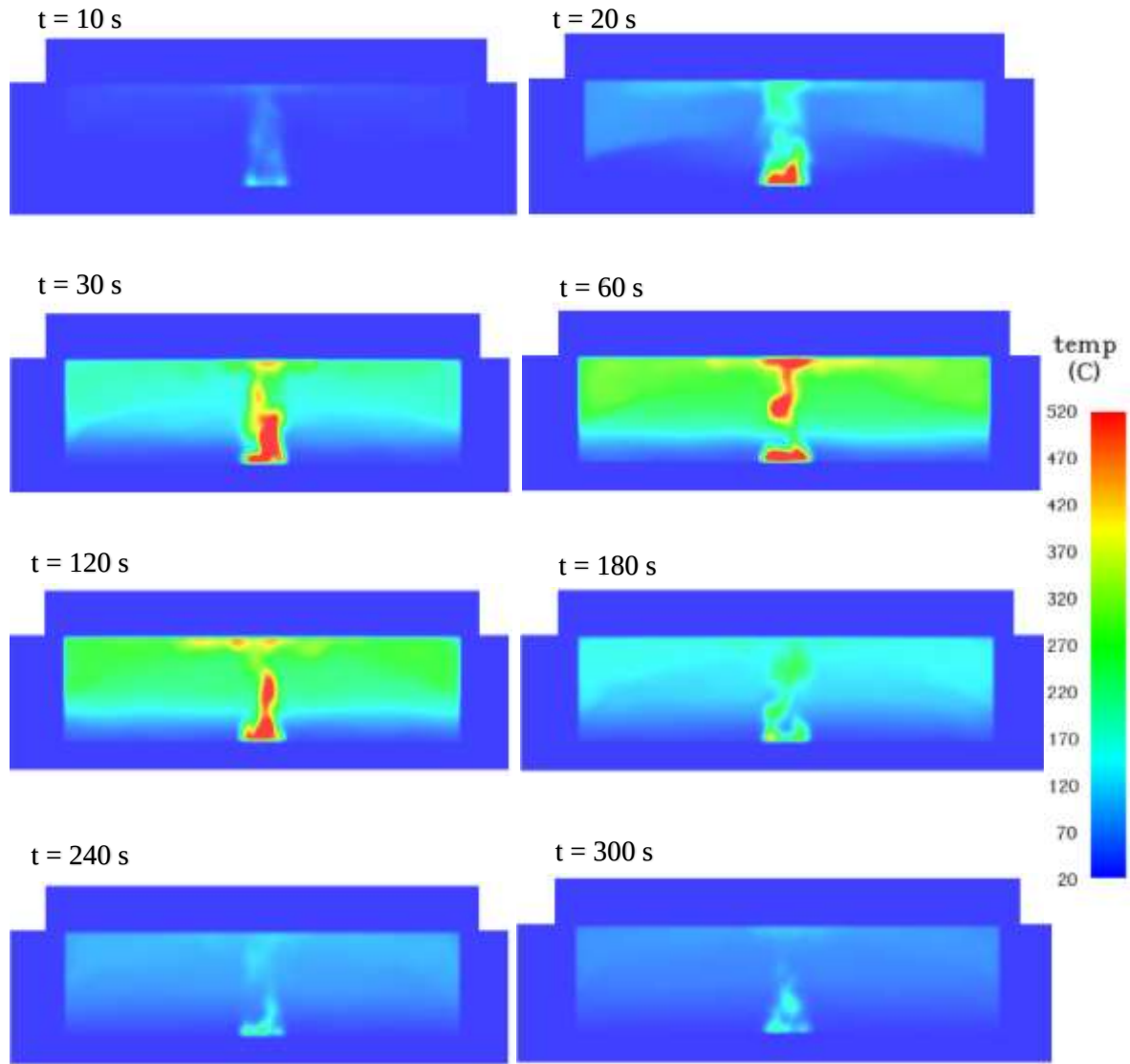
Şekil 5.43'de görülebileceği gibi, görüş mesafesi 60 saniye sonra 10 m'nin altına düşmektedir. Bu nedenle insan yoğunluğu fazla olan metro istasyonu gibi halka açık yapılarda cebri havalandırma sisteminin kurulması gerektiği söylenebilmektedir.

İstasyon ve bağlantı tünellerindeki sıcaklığın zaman ile değişimini gösteren izometrik görseller aşağıda verilmiştir. Görsellerde tüm model duvarının sırasıyla 10, 20, 30, 60, 120, 180, 240 ve 300. saniyelerdeki sıcaklık dağılımları görülmektedir. 60. saniyede istasyon merkezinde sıcaklığın 320 °C'ye ulaştığı, 180. saniyeden sonra 200 °C'nin altına düştüğü görülmektedir.



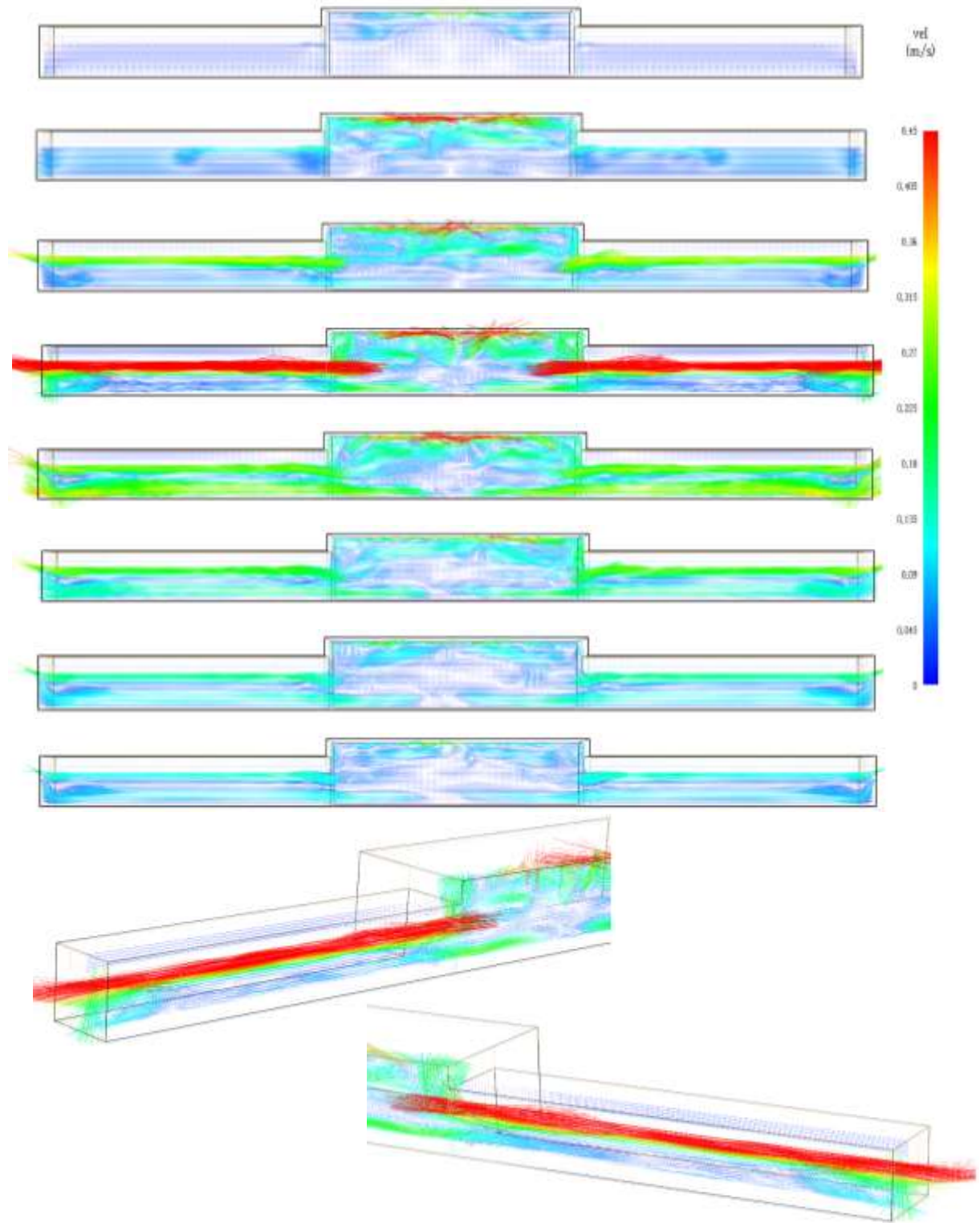
Şekil 5.44. İstasyon ve bağlantı tünellerindeki sıcaklığın zaman ile değişimi

VLES türbülans modeli ile yapılan çözümde, istasyon bölgesinden kesit alınarak 10, 20, 30, 60, 120, 180, 240 ve 300. saniyelerde sıcaklığının zaman ile değişimi görselleri oluşturulmuştur. Buna göre 60. saniyeye kadar sıcaklığın havuz bölgesinde arttığı sonrasında azalışa geçtiği görülmektedir.



Şekil 5.45. İstasyondaki sıcaklığın zaman ile değişimi kesit görselleri

VLES türbülans modeli ile yapılan çözümde, istasyon bölgesinden kesit alınarak 10, 20, 30, 60, 120, 180, 240 ve 300. saniyelerde sıcaklığının zaman ile değişimi görselleri oluşturulmuştur. Buna göre 60. saniyeye kadar sıcaklığın havuz bölgesinde arttığı sonrasında azalışa geçtiği görülmektedir.



Şekil 5.46. İstasyondaki hava hızı akış çizgileri boy kesit görselleri

5.2. Karayolu Tüneli Havuz Yangını Bulguları

Çalışmanın bu bölümünde NATM tünelinin uluslararası standartlara (PIARC, 1995; PIARC 2007; NFPA 502, 2020) göre havalandırma hesapları yapılmış ve jet fan kapasiteleri belirlenmiştir. Sonrasında aynı koşullar altında FDS yazılımı ile simülasyonları yapılarak elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır. Ayrıca NFPA 502'nin farklı tarihlerinde yayınlanan kritik hız hesaplarına göre elde edilen veriler değerlendirilmiştir. Sonuçlar doğrultusunda farklı yangın yüklerinin sıcaklık, HRR, duman, hava hızı, CO ve görüş mesafesine etkileri değerlendirilmiştir.

5.2.1. Hücre boyutu bağımsızlaştırması

Hücre boyutu seçilirken 3. bölümde anlatılan $D^*/\delta x$ oranından yararlanılmış olup 5-10 oranının genellikle makul bir hesaplama maliyetiyle uygun sonuçlar verdiği bilinmektedir [6], [156]. D^* değeri, simülasyonları yapılan en düşük ve en yüksek (6 ve 200 MW) yangın yüklerine göre hesaplanmış ve minimum $D^*/\delta x$ oranının istenilen aralıkta olup olmadığı kontrol edilmiştir. Aşağıda yapılan hesap doğrultusunda 200 MW yangın yükü için 8 m, 6 MW yangın yükü için 2 m olarak belirlenmiştir.

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{2/5} \rightarrow \dot{Q} = 200 \text{ MW} \rightarrow \left(\frac{200000}{1,2*1*293\sqrt{9,81}} \right)^{2/5} = 8 \text{ m}$$

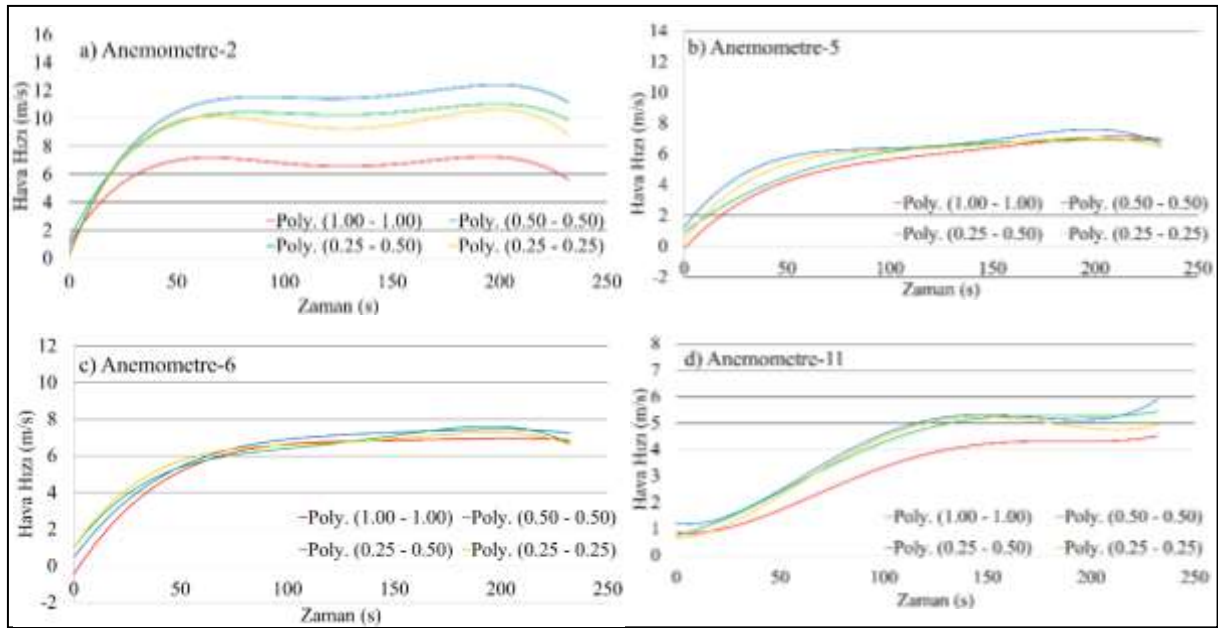
$$\dot{Q} = 6 \text{ MW} \rightarrow \left(\frac{6000}{1,2*1*293\sqrt{9,81}} \right)^{2/5} = 2 \text{ m}$$

Buna göre 200 MW Yangın yükünde hücre boyutu (δx) 1 m için $D^*/\delta x = 8$ orta boyutlu, 0,5 m için $D^*/\delta x = 16$ ince boyutlu ve 0,25 m hücre boyutu için $D^*/\delta x = 32$ ekstra ince ağ yapısına karşılık gelmektedir. İncelenen hücre boyutları ve toplam hücre sayısı Çizelge 5.27'de verilmiştir. 200 MW için $D^*/\delta x = 32$ olan, 6 MW için ise $D^*/\delta x = 8$ olan 0,25 m hücre boyutu seçilmiştir.

Çizelge 5.27. 200 MW havuz yangını için çözümleri yapılan hücre boyutları ve karşılık gelen hücre sayıları tablosu

Model No	Jet Fan ve Yangın Bölgeleri		Tünel Bölgeleri		Hücre Sayısı
	$D^*/\delta x$	Hücre Boyutu (m)	$D^*/\delta x$	Hücre Boyutu (m)	
1	8	1,00	8	1,00	162 800
2	16	0,50	16	0,50	1 175 416
3	32	0,25	16	0,50	2 388 376
4	32	0,25	32	0,25	9 403 328

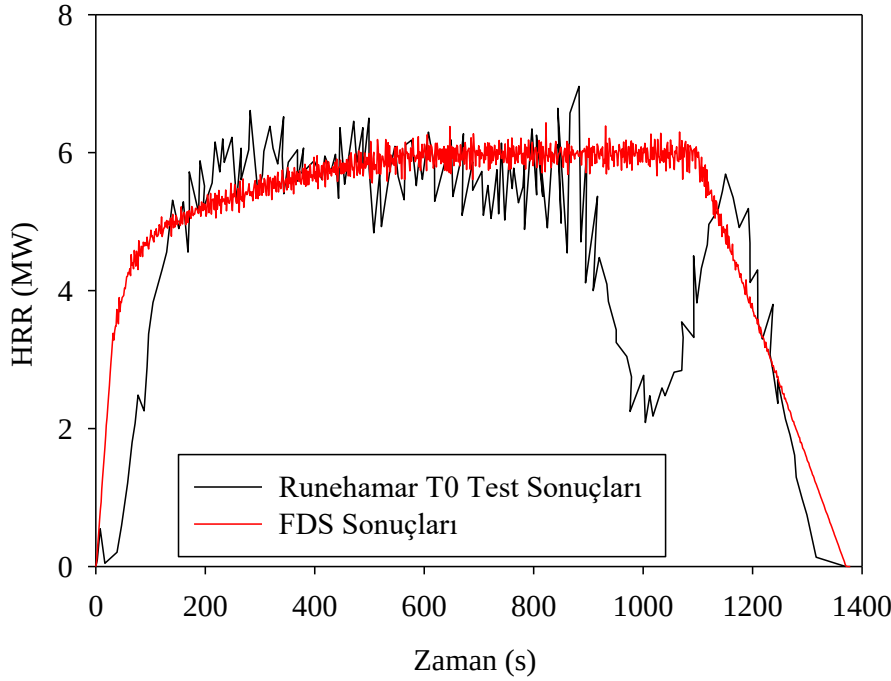
Koordinat bilgileri Şekil 4.24’de verilen anemometre 2, 5, 6 ve 11’deki hızların zamana göre değişimi dört farklı hücre sayısına göre Şekil 5.47’de verilmiştir. Ekstra ince ağ yapısı ile elde edilen sonuçların, ince ağ yapısı sonuçlarıyla makul derecede yakın olduğu bulunmuştur. Buna göre ince ağ yapısının da (0,5 m hücre boyutu) seçilebileceği anlaşılmıştır. Bununla birlikte literatürdeki [56, 172] benzer çalışmalardaki hücre boyutu ve tünelde modellenen jet fan, havuz vb. elemanların boyutları da dikkate alınarak çalışmada ekstra ince (0,25 m hücre boyutu) ağ yapısı kullanılmıştır.



Şekil 5.47. Farklı anemometre konumlarında hızın zamana göre değişimi ile hücre boyutu hassasiyet analizi (a) Anemometre-2, (b) Anemometre-5, (c) Anemometre-6, (d) Anemometre-11

5.2.2. Karayolu tüneli havuz yangını sayısal modelinin doğrulanması

Çalışmanın bu bölümünde, Bölüm 4.2.1’de sunulan Runehamar tünelinin modeli, 6 MW T0 dizel havuz yangını test sonuçları kullanılarak doğrulanması yapılmıştır. Şekil 5.48’de görüldüğü üzere test ve FDS sonuçlarının uyumlu olduğu söylenebilmektedir.



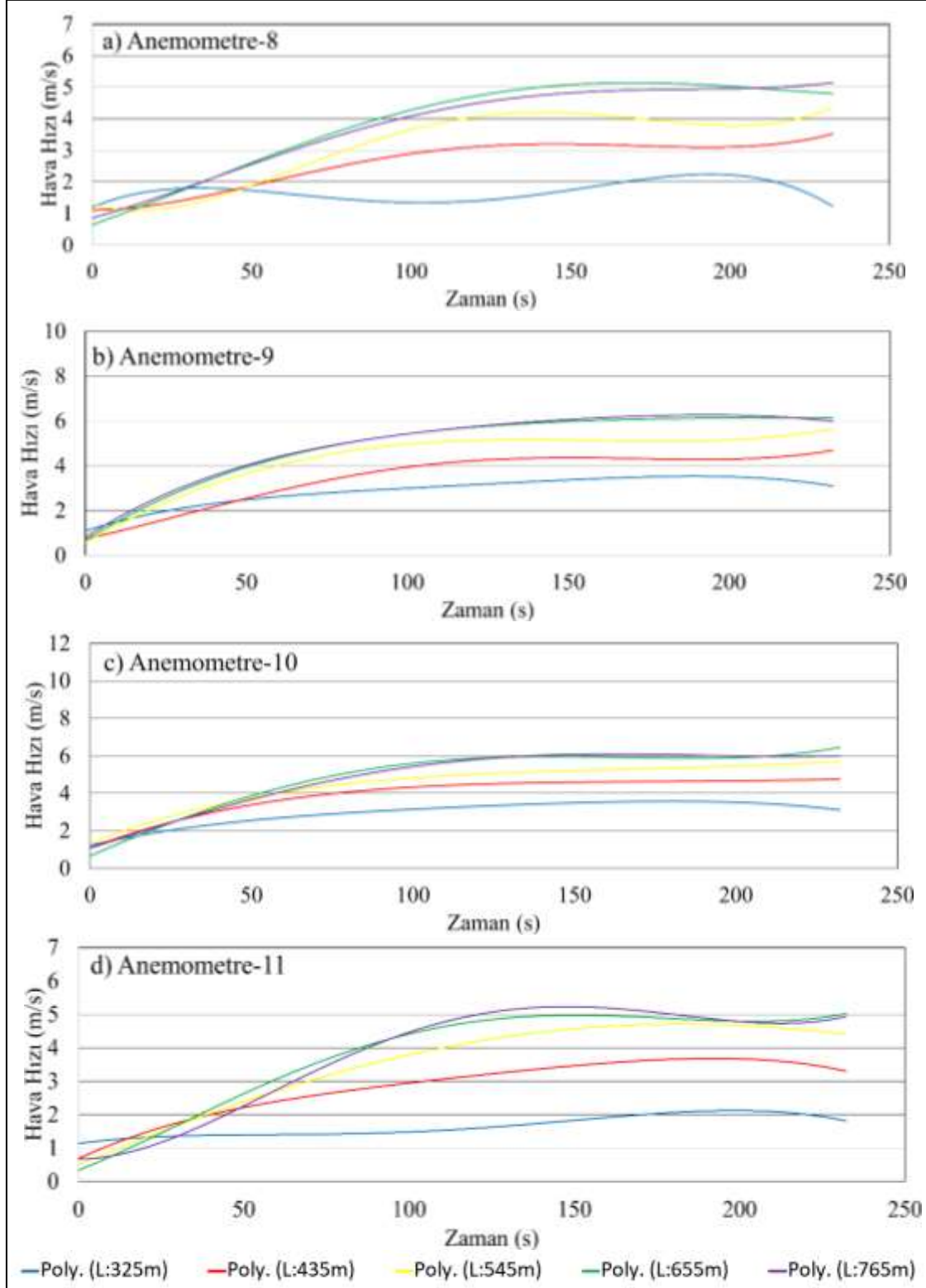
Şekil 5.48. Runehamar T0 test sonuçları [53] ve FDS sonuçları HRR – zaman karşılaştırma grafiği

Yukarıda verilen grafik doğrultusunda FDS havuz yangını modelinin doğrulandığı söylenebilmektedir. Buna göre NATM tünelde farklı HRR değerine sahip havuz yangını simülasyonları yapılarak sonuçları incelenebilecektir.

5.2.3. NATM tünel uzunluğu etkisinin incelenmesi

Seçilen 0,25 m hücre boyutu ile tünelin baş ve sonunda atmosferik uzatmalar ile birlikte 765 m uzunluğundaki NATM tünel için 9.403.328 hücre sayısı elde edilmiştir. Tünel uzunluğunun fazla olması doğru orantılı olarak hücre sayısının da fazla olmasına neden olmakta, bu durumda çözüm süresinin uzamasına neden olmaktadır. Bu nedenle, hesaplama süresini azaltmak için tünel uzunluğunun kısaltılması için bir çalışma yapılmıştır. Tünel uzunluğunun hava hızına etkisi 765 m, 655 m, 545 m, 435 m ve 325 m için incelenmiştir.

Farklı tünel uzunlukları için çizilen hava hz - zaman grafikleri, dört anemometre konumu için Şekil 5.49'da verilmiştir.

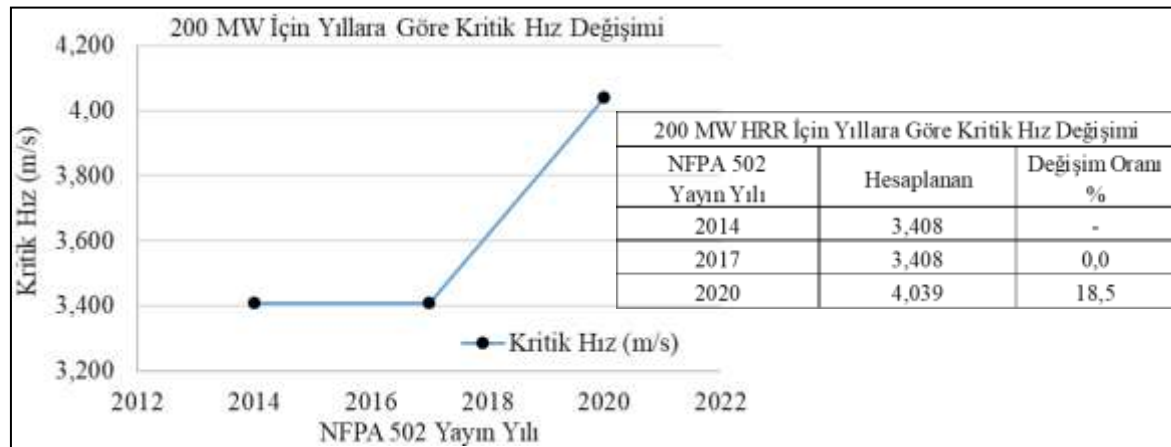


Şekil 5.49. Farklı tünel uzunlukları için elde edilen hava hızları (a) Anemometre-8, (b) Anemometre-9, (c) Anemometre-10, (d) Anemometre-11

Zamana bağılı olarak elde edilen hız değerleri polinom grafiği olarak Şekil 5.49'da verilmiştir. Bu sonuçlara göre 655 m tünel uzunluğu için ölçülen hız değerlerinin 765 m ile yakın olduğu görülmektedir. 765 m ile 655 m tünel uzunlukları arasındaki en yüksek hava hızları farkının %5'in altında olması nedeni ile 655 m tünel uzunluğu ile yangın analizlerinin yapılabileceği sonucuna varılmıştır. Bu sayede simülasyon süresinin yaklaşık %20 oranında azaltılması sağlanmıştır.

5.2.4. NATM tünelde farklı yangın yükleri sonuçlarının incelenmesi

NFPA 502 ve PIARC gibi uluslararası standartlara göre yapılan acil durum havalandırma ve jet fan hesapları Ek-3 verilmiştir. Bu hesaplarda kullanılan kritik hız değeri 2014, 2017 ve 2020 tarihlerinde yayınlanan NFPA 502 [16] standardında verilen formüllere göre hesaplanmıştır.



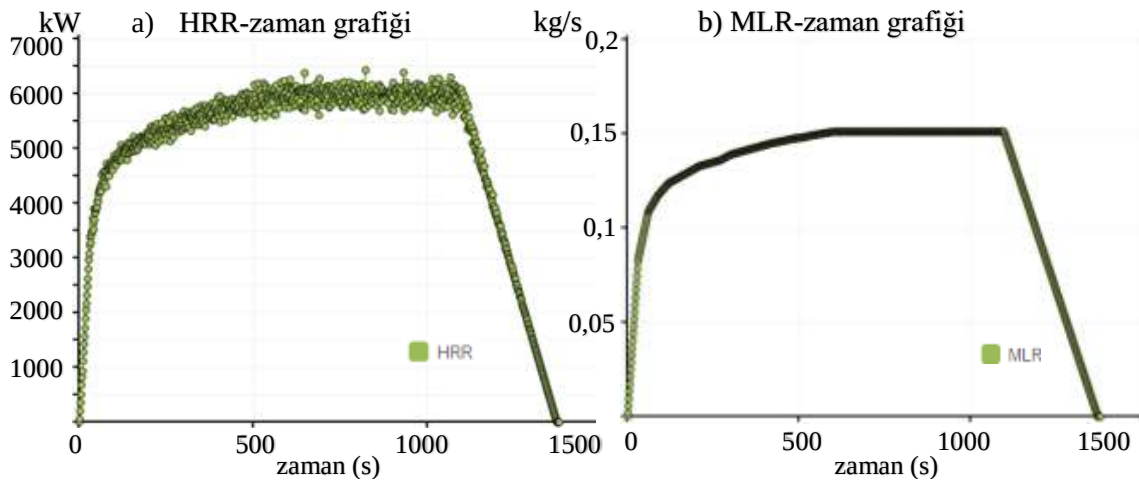
Şekil 5.50. NATM tünel kritik hız hesapları

Son yayınlanan standarttan elde edilen kritik hız değerinin önceki versiyonlarına göre daha yüksek olduğu görülmektedir. Bununla birlikte 2020 yılında yayınlanan güncel standarttaki kritik hız formülünün henüz deneme aşaması ve bilgi amacıyla verilmiş olduğunun belirtilmesi nedeni ile 2017 versiyona göre hesaplanan 3,408 m/s değeri havalandırma hesaplarında kabul edilmiştir. NFPA 502'nin 2017 versiyonu doğrultusunda farklı yangın yükleri için hesaplanan kritik hız değerleri Çizelge 5.28'de özet olarak verilmiştir.

Çizelge 5.28. 6 MW, 15 MW, 30 MW, 100 MW, 150 MW ve 200 MW HRR için NFPA 502 – 2017’ye göre hesaplanan kritik hız değerleri tablosu

Isı Yayılım Oranı - HRR [MW]	Hesaplanan Kritik Hız [m/s]	Seçilen Kritik Hız [m/s]
6 MW	1,975	2,0
15 MW	2,530	2,6
30 MW	2,726	2,8
100 MW	2,970	3,0
150 MW	3,231	3,3
200 MW	3,408	3,5

6 MW havuz yangını için ısı yayılım oranı (HRR) – zaman ile kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri Şekil 5.51’de verilmiştir. Buna göre HRR değişiminin yangın tasarımı ile uyumlu olduğu, en büyük HRR değerinin 6 MW, en büyük MLR değerinin ise 0,15 kg/s olduğu görülmektedir.

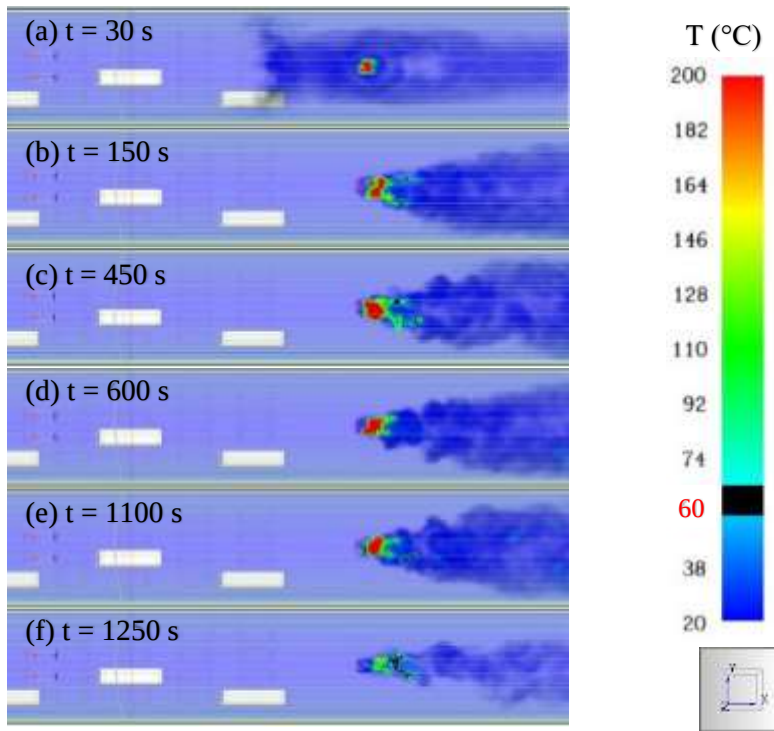


Şekil 5.51. NATM tünel 6 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri

Simülasyon sonuçlarının insanlar üzerindeki etkisi tolere edilme (tenability) bölgesi için değerlendirilmektedir. NFPA 502 [16] uyarınca, tolere edilme bölgesi yangının en yüksek HRR değerine bağlı olarak yangın merkezinin 30 m sınırları dışında uygulanmaktadır. NFPA 130'a [17] göre cildin radyasyon ile olan ısı transferine maruz kalması için

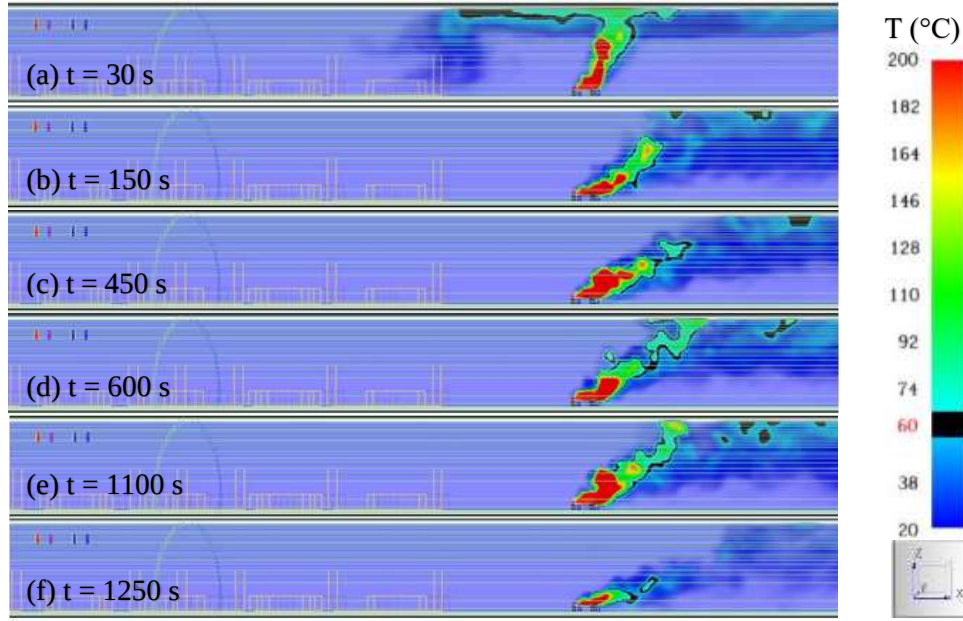
dayanılabilirlik limiti yaklaşık $2,5 \text{ kW/m}^2$ ve 60°C 'dir.

6 MW havuz yangını (Runehamar T0 yangın kurulumu) için simülasyon sonucundan elde edilen sıcaklık-zaman görselleri aşağıda verilmiştir. Şekil 5.52'de görüldüğü gibi, yerden 2 m yükseklikte (baş mesafesi – occupied zone) ilk 30 s'de kaçış yönünde sıcaklığın arttığı ve sonrasında jet fanların devreye girmesi ile bölgedeki sıcaklığın daha da düştüğü ve hiçbir koşulda 60°C 'nin üstüne çıkmadığı görülmektedir. Buna göre hava akımına ters yönde (yani kaçış yönünde) 30 m maruziyet sınırının dışındaki sıcaklık değerlerinin insan sağlığına zarar vermeyecek düzeyde olduğu gözlemlenmiştir.

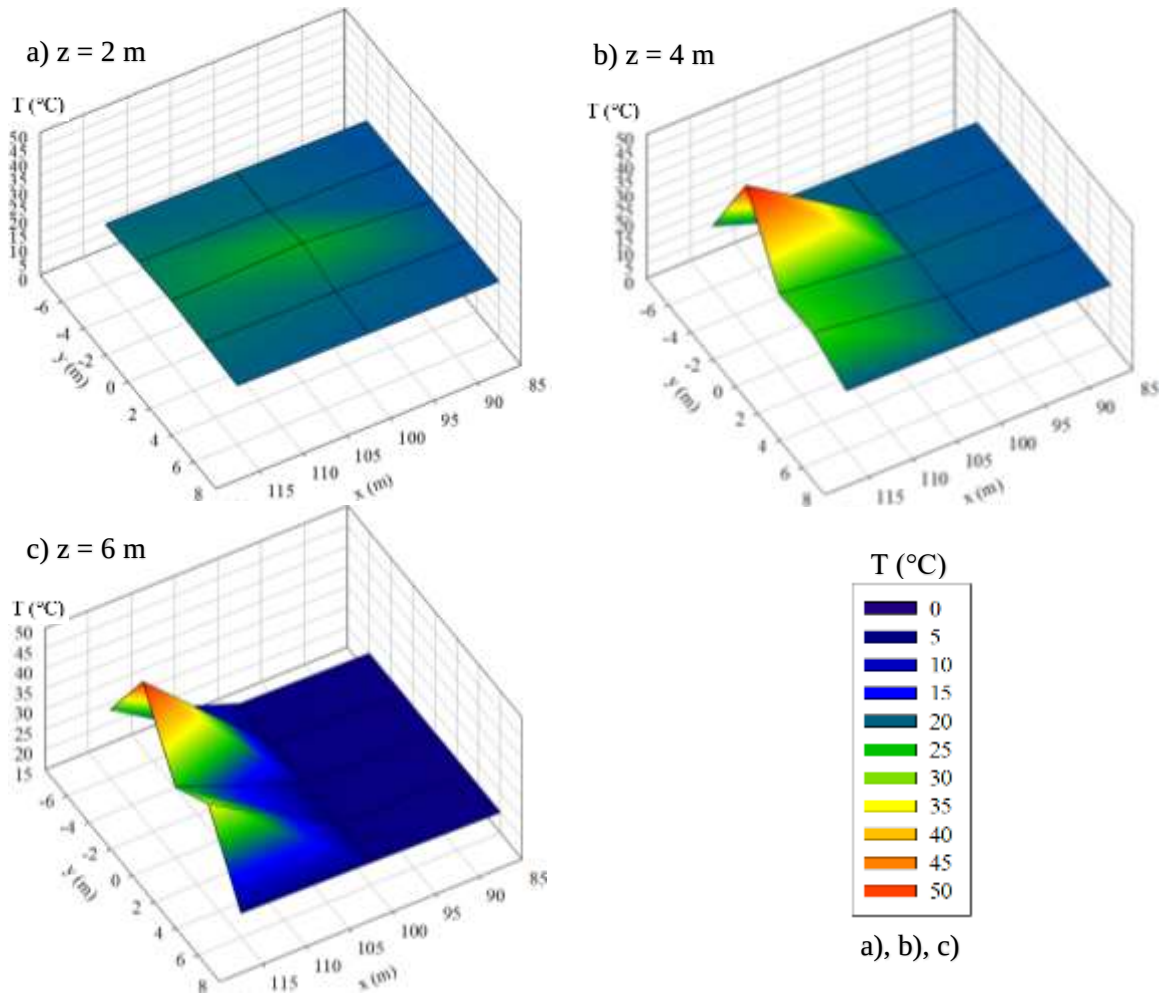


Şekil 5.52. NATM tünel 6 MW havuz yangınında yerden $z=2 \text{ m}$ yükseklikteki sıcaklık dağılımı plan görünümü

Yangın bölgesinde zamana bağlı duvar sıcaklığını yorumlamak ve farklı yüksekliklerdeki sıcaklık dağılımını anlamak için Şekil 5.53 ve Şekil 5.54 görselleri oluşturulmuştur. 60°C limit sıcaklık değeri siyah kontür ile gösterilmiştir. Tüneldeki sıcaklığın zaman ile değişimi ve farklı yüksekliklerdeki sıcaklık değerleri Şekil 5.53 ve Şekil 5.54'de sunulmuştur. Duvar sıcaklığının, betonun basınç dayanımında kayıplar olmaya başladığı 300°C [191] ve donatının akma/çekme mukavemetlerinin azalmaya başladığı yaklaşık 500°C 'den [192] daha düşük olduğu, dolayısı ile yangının tünel yapısalına önemli bir etkisi olmadığı anlaşılmaktadır.

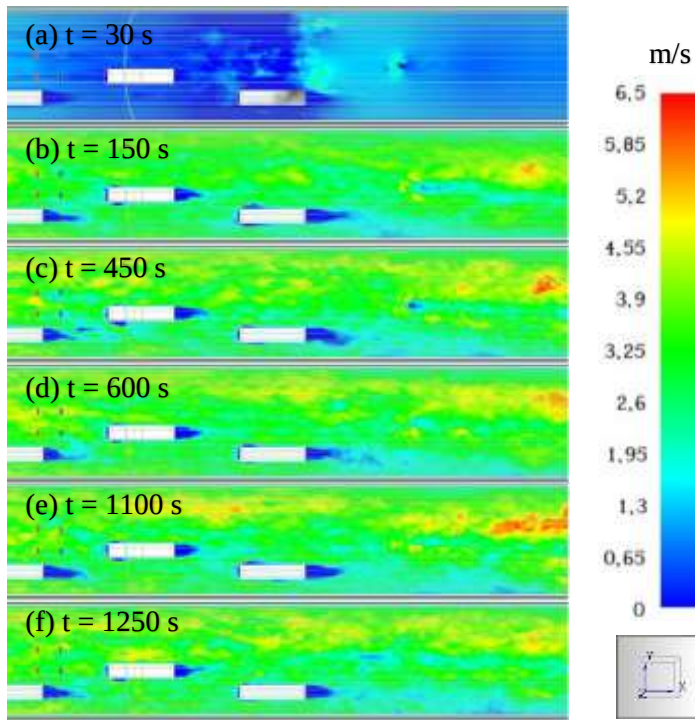


Şekil 5.53. NATM tünel 6 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı



Şekil 5.54. NATM tünel 6 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri

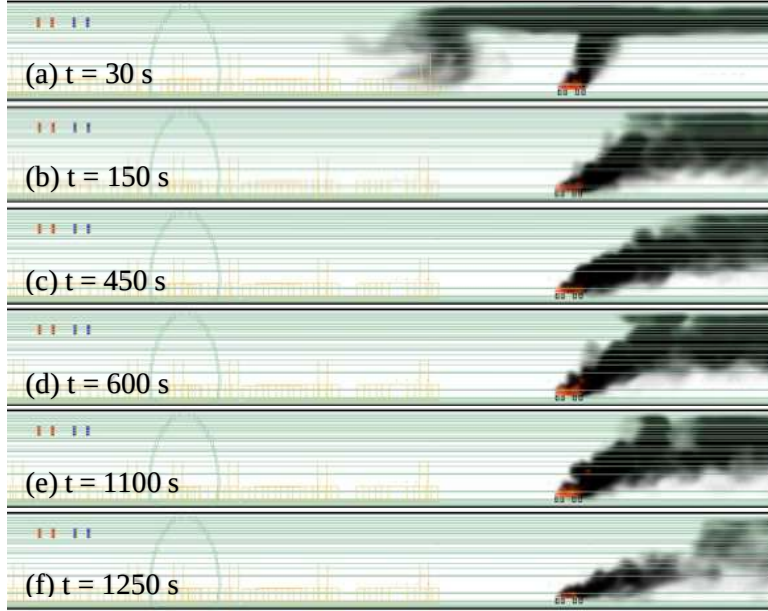
NFPA 502'ye [16] göre, acil durum tahliye koşullarında en yüksek tolere edilebilir hava hızının 11 m/s olması gerekmektedir. Daha yüksek hava hızları tahliye yolları boyunca kaçan kişiler üzerinde olumsuz koşulların oluşmasına neden olmaktadır. Renklerin ve dolayısıyla yerel hızların daha iyi bir şekilde ayırt edilebilmesi için 0-6,5 m/s arasında ölçeklendirilmiş ve Şekil 5.55'de verilmiştir. Tünel boyunca hız değerlerinin 2 m/s olan kritik hız alt sınırının üzerinde ve 11 m/s üst sınırının altında olduğu görülmektedir. Tüm fanlar devreye girdikten sonra insanların olduğu bölgedeki hava hızının yaklaşık olarak 3,5 – 4,0 m/s olduğu söylenebilir.



Şekil 5.55. NATM tünel 6 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki hız dağılımı plan görünümü

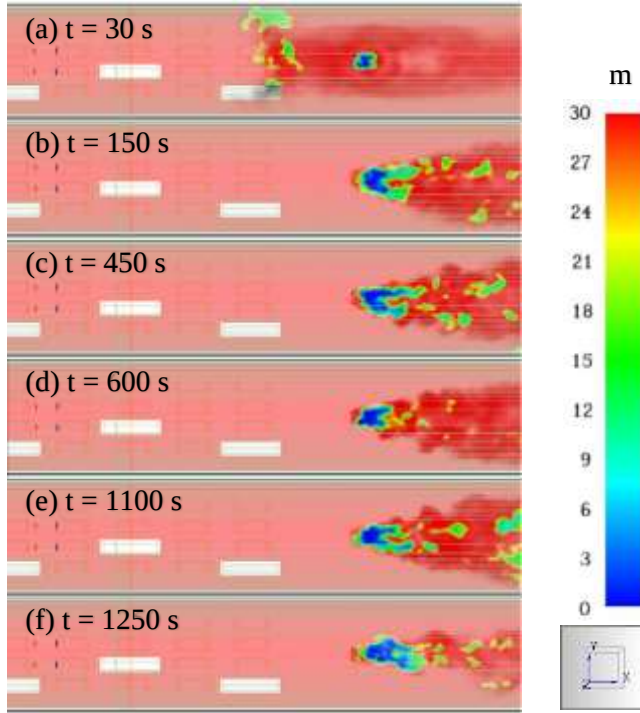
NFPA 502'ye [16] göre acil durum koşullarında tahliye güzergahının yerden en az 2 m dumandan arındırılmış olması gerekmektedir. 6 MW havuz yangın (Runehamar T0 simülasyonu için tünelin merkez düzlemi boyunca farklı zaman adımları için elde edilen duman dağılımı görselleri Şekil 5.56'da verilmiştir.

Şekil 5.56'dan ilk 30 s'de dumanın ters yönde de yayıldığı, jet fanlar devreye girdikten sonra kaçış yönüne dumanın sirayet etmediği görülmektedir. İlk 30 sn'deki ters katmanlaşmanın maruziyet süresinin de kısa olması nedeni ile insan sağlığına zarar verecek düzeyde olmadığı söylenebilir.



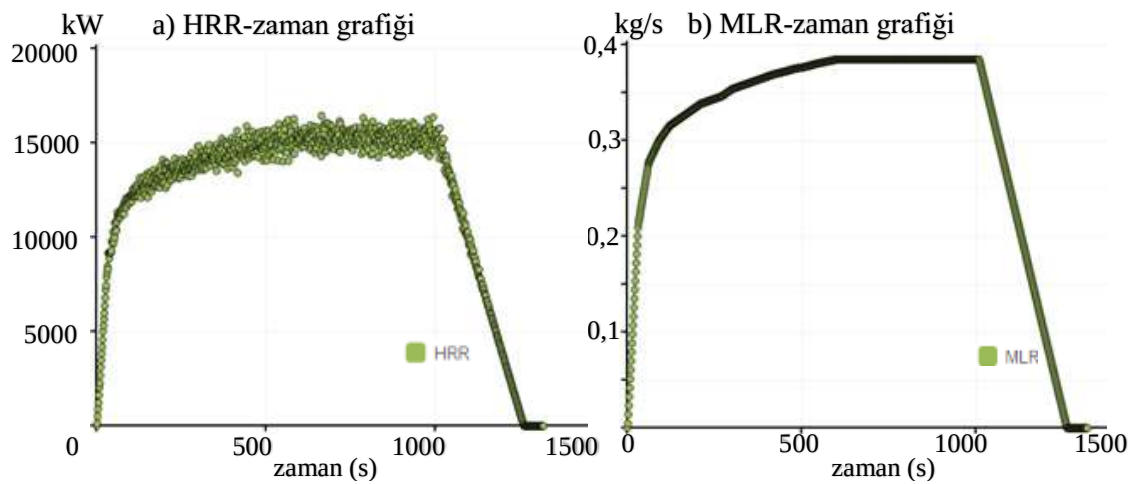
Şekil 5.56. NATM tünel 6 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı

NATM tünelde yapılan 6 MW havuz yangını (Runehamar T0) simülasyonundan elde edilen görüş mesafesi – zaman görselleri Şekil 5.57'de verilmiştir. NFPA 502'ye [16] göre dumanın görüşü engelleme limitleri, 30 m'de (100 ft) 8,6 cd/m² (2,5 f) parlaklıkta dahili olarak aydınlatılan bir işaretin ve 10 m'de (33 ft) kapı ve duvarların ayırt edilebilmesi olarak tanımlanmaktadır. Bu limitlerin altında olması ve duman nedeniyle görüşün düşmesi durumu, yolcuların yön duygusunu kaybetmelerine ve dolayısıyla daha ağır kayıplara neden olabilecektir. Jet fanlar devreye girene kadar oluşan ters katmanlaşma nedeni ile ilk 30 s'de görüş mesafesi kaçış yolunun bazı bölgelerinde 20 m'ye düşsede sonrasında kaçış için elverişli bir ortam olduğu Şekil 5.57'den görülebilmektedir.



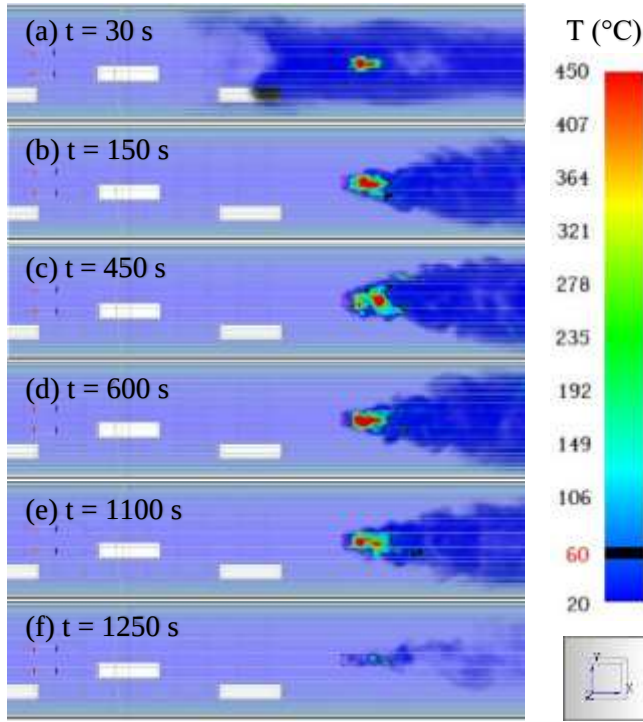
Şekil 5.57. NATM tünel 6 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı plan görünümü

15 MW havuz yangını için ısı yayılım oranı (HRR) – zaman ile kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri Şekil 5.58’de verilmiştir. Buna göre HRR değişiminin yangın tasarımı ile uyumlu olduğu, en büyük HRR değerinin 15 MW, en büyük MLR değerinin ise 0,38 kg/s olduğu görülmektedir.



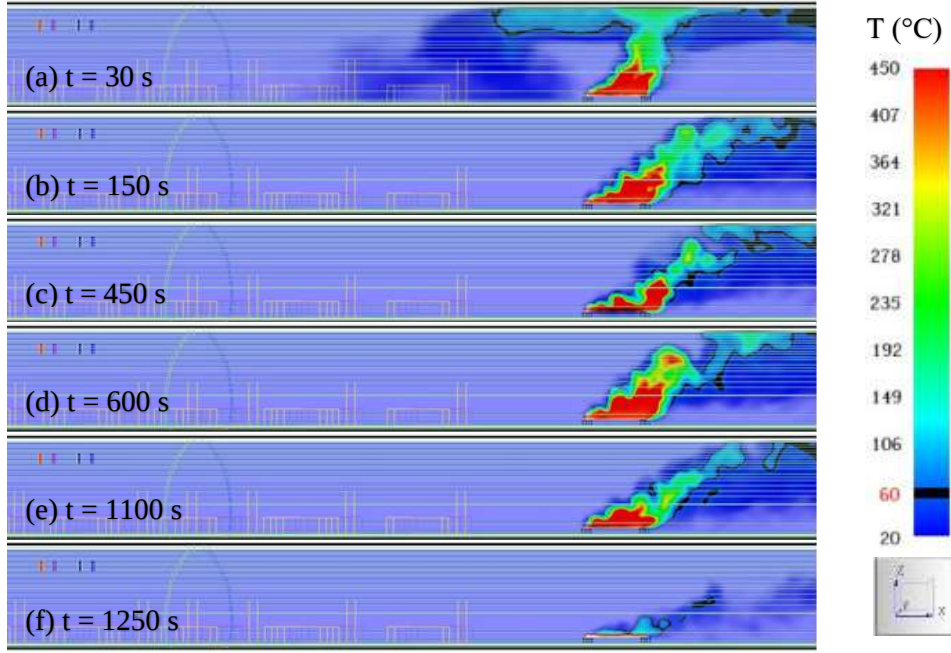
Şekil 5.58. NATM tünel 15 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri

15 MW havuz yangını için simülasyon sonucundan elde edilen sıcaklık-zaman görselleri aşağıda verilmiştir. Şekil 5.59'da görüldüğü gibi, yerden 2 m yükseklikte ilk 30 s'de kaçış yönünde sıcaklığın arttığı ve sonrasında jet fanların devreye girmesi ile bölgedeki sıcaklığın daha da düştüğü ve hiçbir koşulda 60 °C'nin üstüne çıkmadığı görülmektedir. Buna göre hava akımına ters yönde (yani kaçış yönünde) 30 m maruziyet sınırının dışındaki sıcaklık değerlerinin insan sağlığına zarar vermeyecek düzeyde olduğu gözlemlenmiştir.

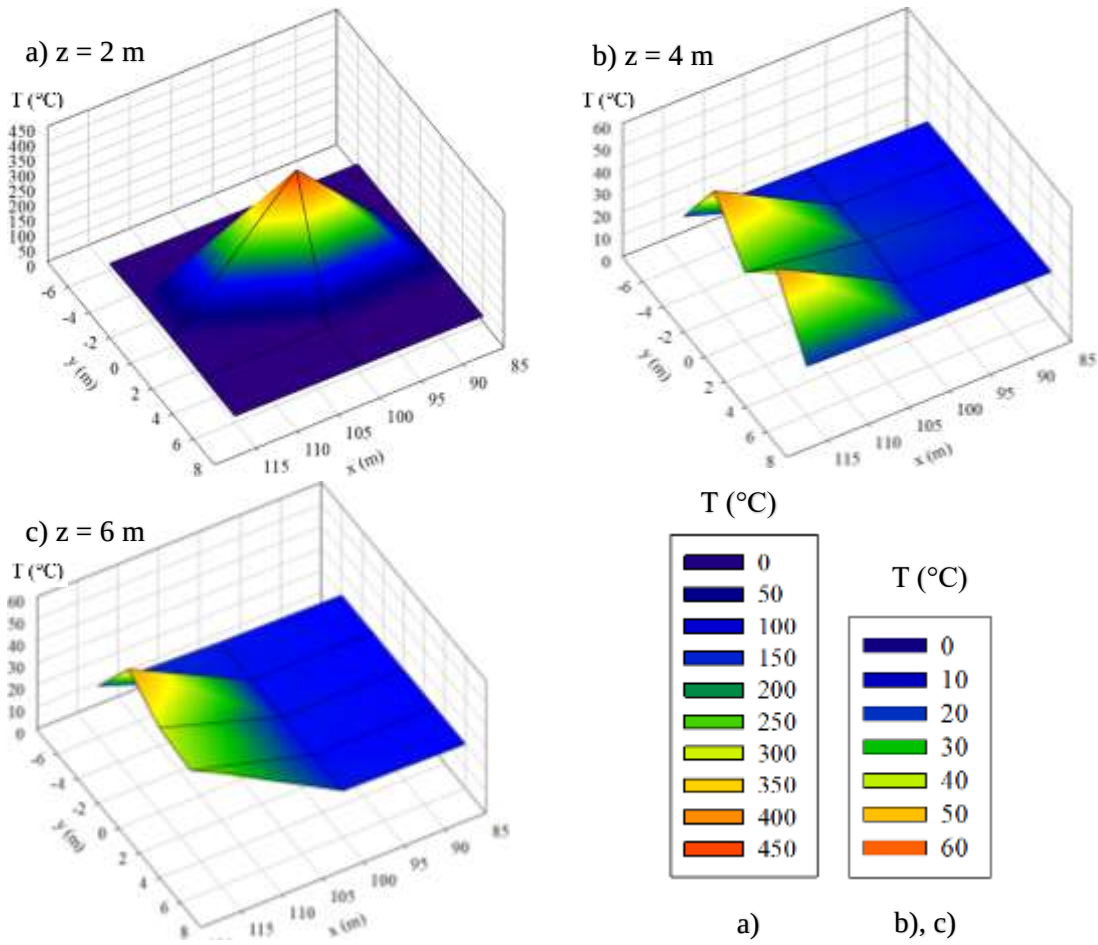


Şekil 5.59. NATM tünel 15 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki sıcaklık dağılımı plan görünümü

Yangın bölgesinde zamana bağlı duvar sıcaklığını yorumlamak ve farklı yüksekliklerdeki sıcaklık dağılımını anlamak için Şekil 5.60 ve Şekil 5.61 görselleri oluşturulmuştur. Duvar sıcaklığının, betonun basınç dayanımında kayıplar olmaya başladığı 300°C [191] ve donatının akma/çekme mukavemetlerinin azalmaya başladığı yaklaşık 500°C'den [192] daha düşük olduğu, dolayısı ile yangının tünel yapısına önemli bir etkisi olmadığı anlaşılmaktadır.

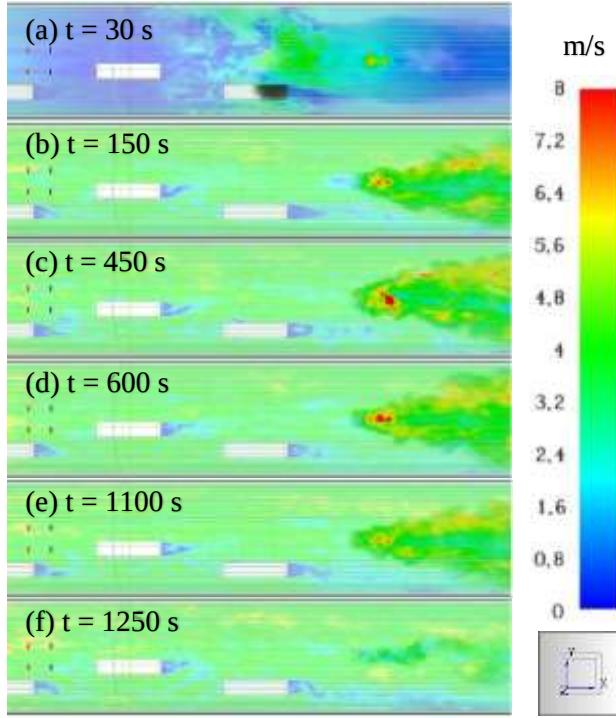


Şekil 5.60. NATM tünel 15 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı



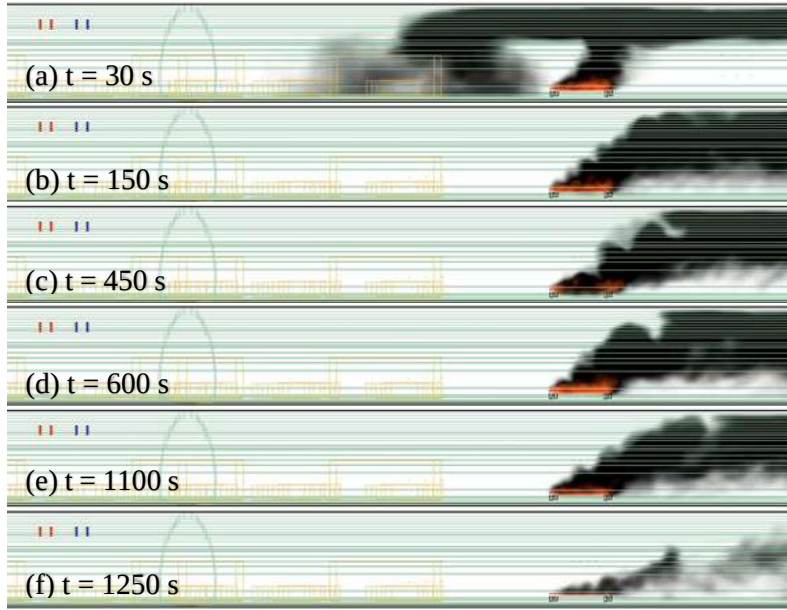
Şekil 5.61. NATM tünel 15 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri

Şekil 5.62'de tünel boyunca hız değerlerinin 2,6 m/s olan kritik hız alt sınırının üzerinde ve 11 m/s üst sınırının altında olduğu görülmektedir. Tüm fanlar devreye girdikten sonra insanların olduğu bölgedeki hava hızının yaklaşık olarak 4,5 – 5,0 m/s olduğu söylenebilir.



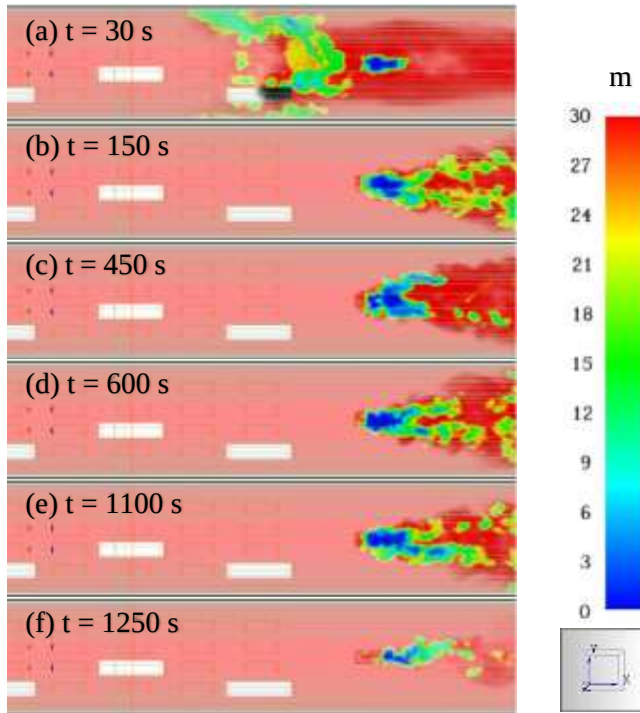
Şekil 5.62. NATM tünel 15 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki hız dağılımı plan görünümü

NFPA 502'ye [16] göre acil durum koşullarında tahliye güzergahının yerden en az 2 m dumandan arındırılmış olması gerekmektedir. 15 MW havuz yangını simülasyonu için tünelin merkez düzlemi boyunca farklı zaman adımları için elde edilen duman dağılımı görselleri Şekil 5.63'de verilmiştir. İlk 30 s'de dumanın ters yönde de 20 m'ye kadar yayıldığı, jet fanlar devreye girdikten sonra kaçış yönüne dumanın sirayet etmediği görülmektedir. İlk 30 sn'deki ters katmanlaşmanın maruziyet süresinin de kısa olması nedeni ile insan sağlığına zarar verecek düzeyde olmadığı söylenebilir.



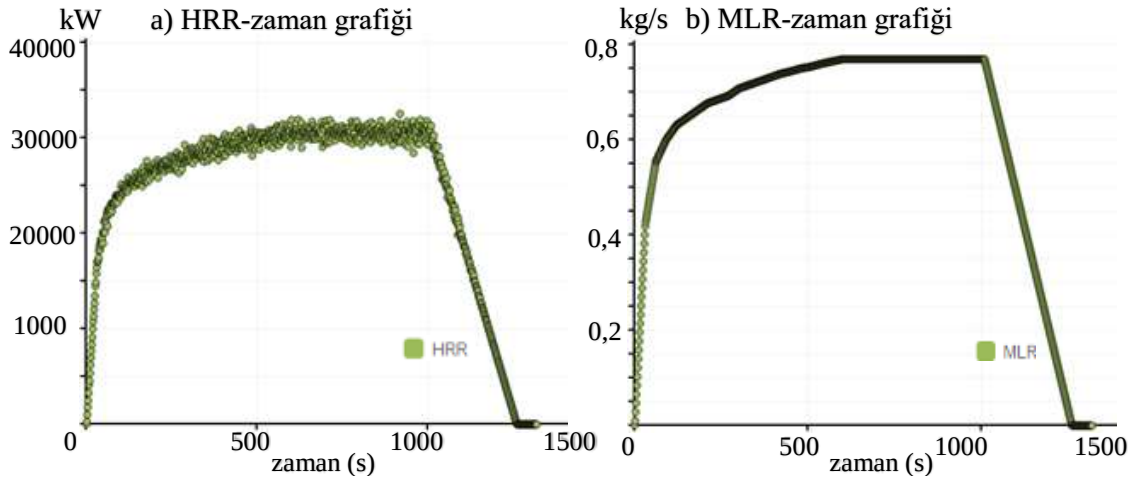
Şekil 5.63. NATM tünel 15 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı

NATM tünelde yapılan 15 MW havuz yangını simülasyonundan elde edilen görüş mesafesi – zaman görselleri Şekil 5.64’de verilmiştir. Jet fanlar devreye girene kadar oluşan ters katmanlaşma nedeni ile ilk 30 s’de görüş mesafesi kaçış yolunun bazı bölgelerinde 20 m’ye düşsede sonrasında kaçış için elverişli bir ortam oluştuğu Şekil 5.64’de görülebilmektedir.



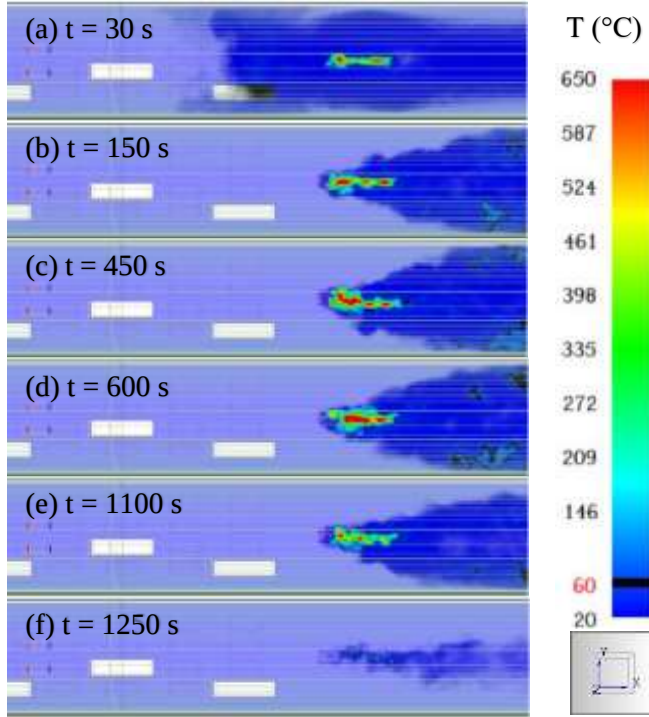
Şekil 5.64. NATM tünel 15 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı plan görünümü

30 MW havuz yangını için ısı yayılım oranı (HRR) – zaman ile kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri Şekil 5.65’de verilmiştir. Buna göre HRR değişiminin yangın tasarımı ile uyumlu olduğu, en büyük HRR değerinin 30 MW, en büyük MLR değerinin ise 0,76 kg/s olduğu görülmektedir.



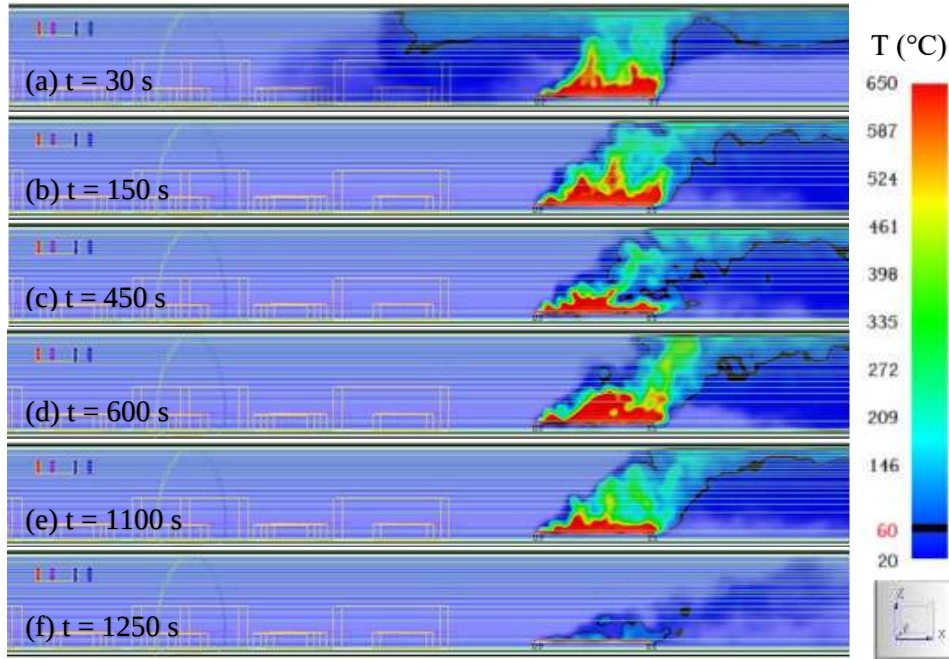
Şekil 5.65. NATM tünel 30 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri

30 MW havuz yangını için simülasyon sonucundan elde edilen sıcaklık-zaman görselleri aşağıda verilmiştir. Şekil 5.66’da görüldüğü gibi, yerden 2 m yükseklikte ilk 30 s’de kaçış yönünde sıcaklığın arttığı ve sonrasında jet fanların devreye girmesi ile bölgedeki sıcaklığın daha da düştüğü ve hiçbir koşulda 60 °C'nin üstüne çıkmadığı görülmektedir. Buna göre hava akımına ters yönde (yani kaçış yönünde) 30 m maruziyet sınırının dışındaki sıcaklık değerlerinin insan sağlığına zarar vermeyecek düzeyde olduğu gözlemlenmiştir.

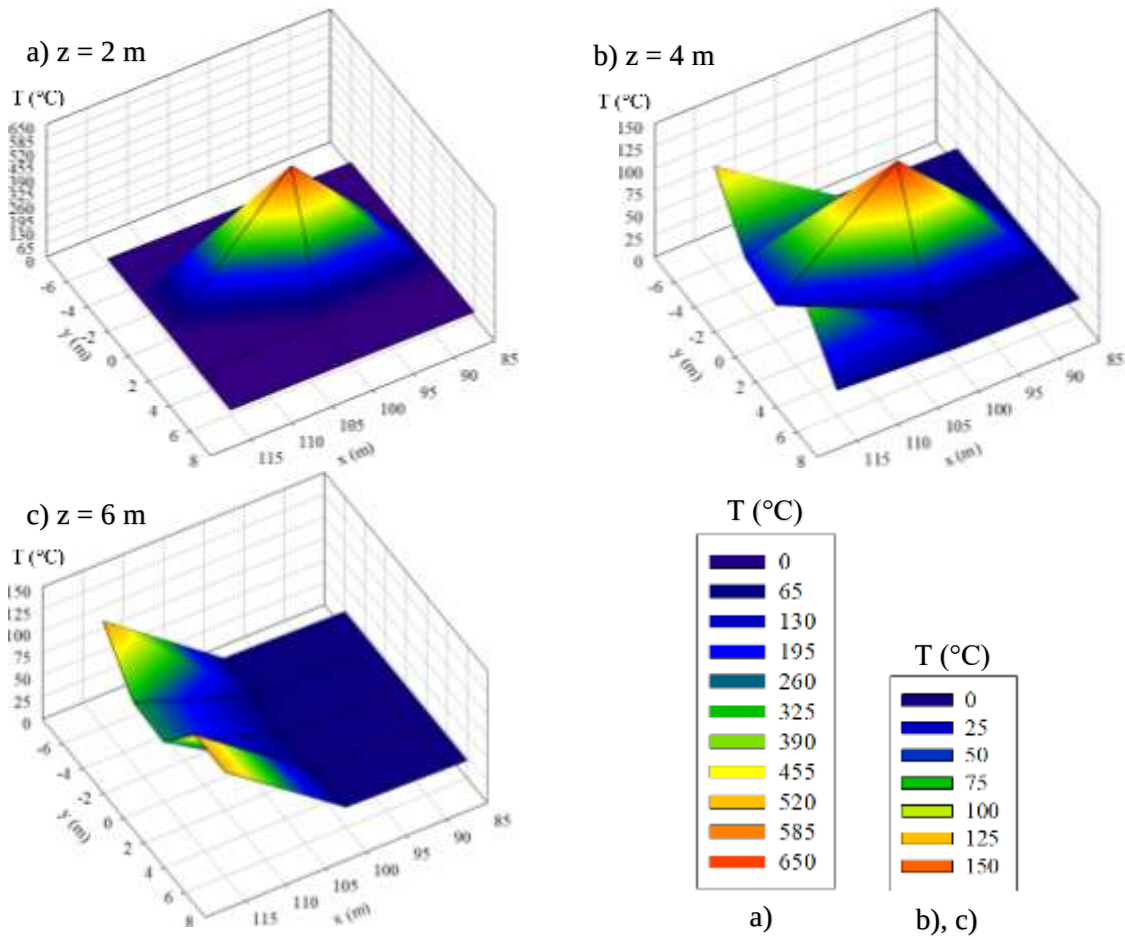


Şekil 5.66. NATM tünel 30 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki sıcaklık dağılımı plan görünümü

Yangın bölgesinde zamana bağlı duvar sıcaklığını yorumlamak ve farklı yüksekliklerdeki sıcaklık dağılımını anlamak için Şekil 5.67 ve Şekil 5.68 görselleri oluşturulmuştur. Yangın bölgesindeki sıcaklıkların 6 MW ve 15 MW yangınlarından daha yüksek olduğu görülmüştür. Bununla birlikte duvar sıcaklığının 300°C sıcaklığın altında kaldığı dolayısı ile betonun basınç dayanımında kayıplar olmaya başladığı sıcaklığa ulaşmadığı [191] ve donatının akma/çekme mukavemetlerinin azalmaya başladığı yaklaşık 500°C 'den [192] daha düşük olduğu, dolayısı ile yangının tünel yapı dayanımına önemli bir etkisi olmadığı sonucuna varılmıştır.

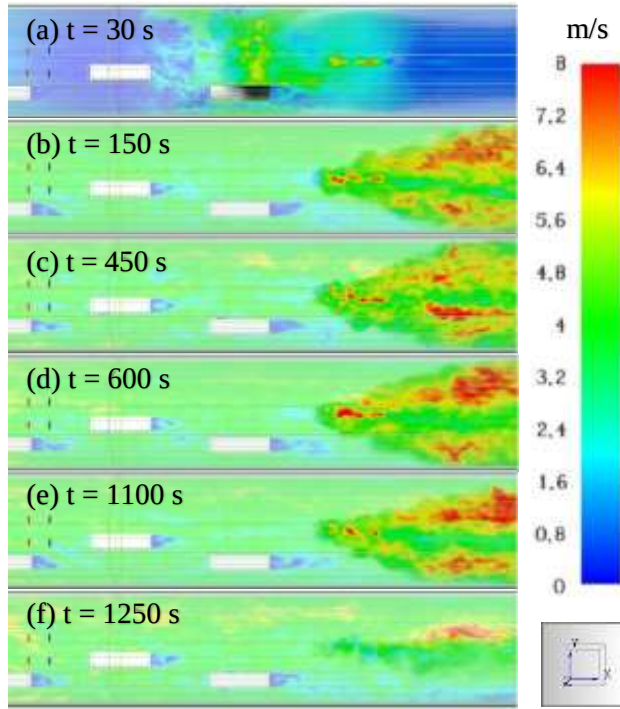


Şekil 5.67. NATM tünel 30 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı



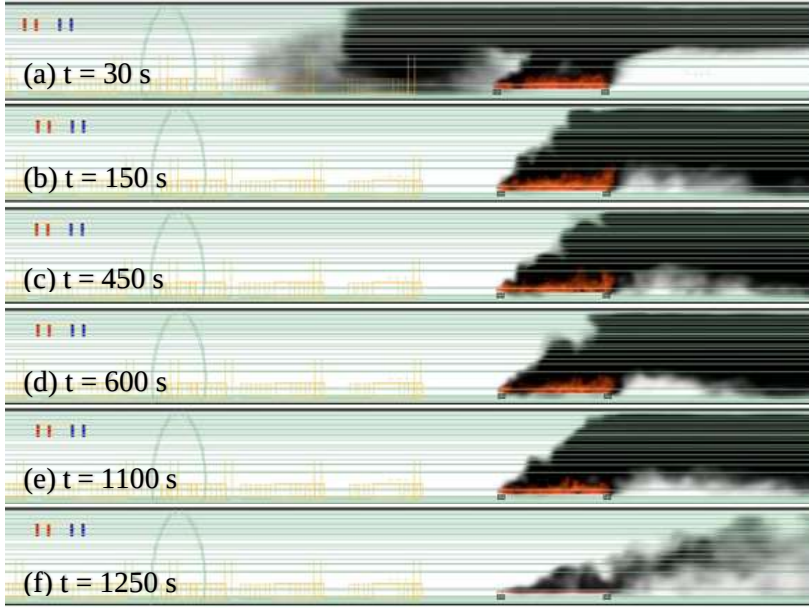
Şekil 5.68. NATM tünel 30 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri

Şekil 5.69'da tünel boyunca hız değerlerinin 2,8 m/s olan kritik hız alt sınırının üzerinde ve 11 m/s üst sınırının altında olduğu görülmektedir. Tüm fanlar devreye girdikten sonra insanların olduğu bölgedeki hava hızının yaklaşık olarak 5,0 – 5,5 m/s olduğu söylenebilir.



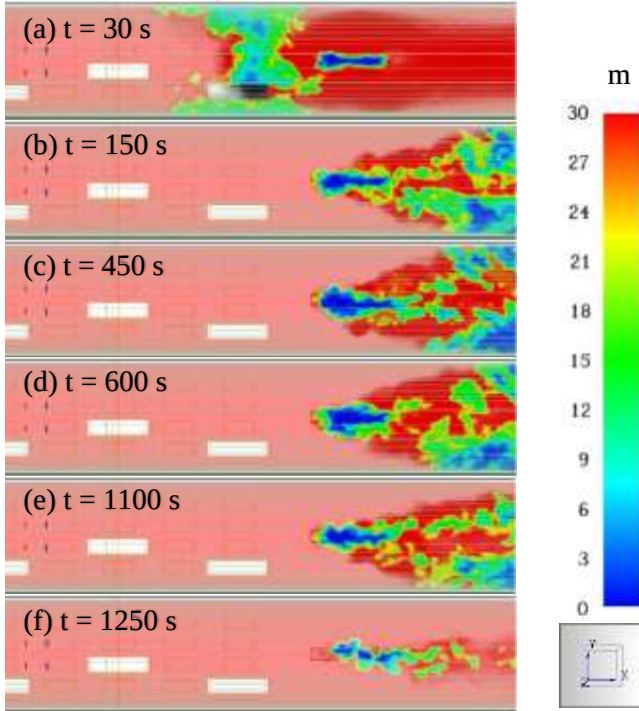
Şekil 5.69. NATM tünel 30 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki hız dağılımı plan görünümü

NFPA 502'ye [16] göre acil durum koşullarında tahliye güzergahının yerden en az 2 m dumandan arındırılmış olması gerekmektedir. 30 MW havuz yangını simülasyonu için tünelin merkez düzlemi boyunca farklı zaman adımları için elde edilen duman dağılımı görselleri Şekil 5.70'de verilmiştir. İlk 30 s'de dumanın ters yönde de 25 m'ye kadar yayıldığı, jet fanlar devreye girdikten sonra kaçış yönüne dumanın sirayet etmediği görülmektedir. İlk 30 sn'deki ters katmanlaşmanın maruziyet süresinin de kısa olması nedeni ile insan sağlığına zarar verecek düzeyde olmadığı söylenebilir.



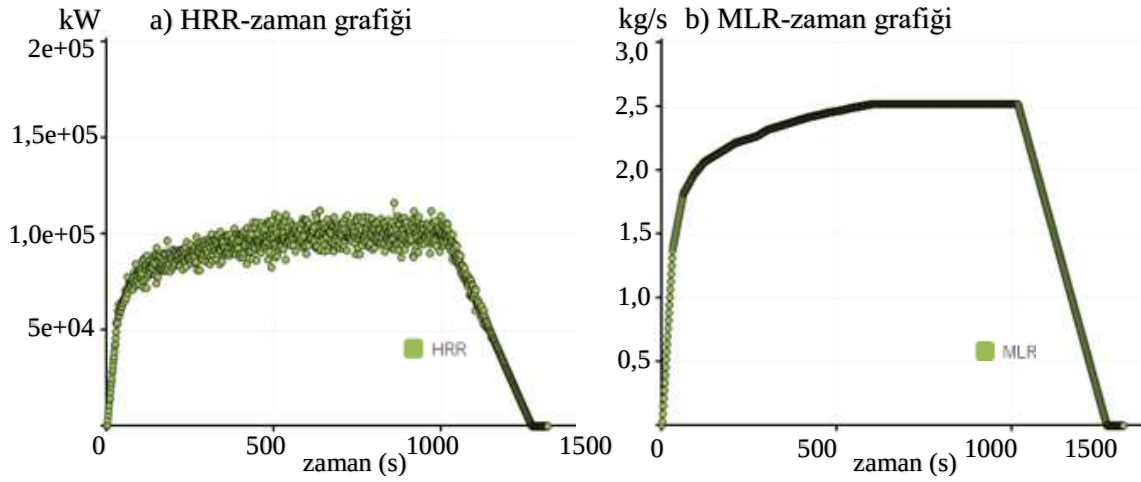
Şekil 5.70. NATM tünel 30 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı

NATM tünelde yapılan 30 MW havuz yangını simülasyonundan elde edilen görüş mesafesi – zaman görselleri Şekil 5.71’de verilmiştir. Jet fanlar devreye girene kadar oluşan ters katmanlaşma nedeni ile ilk 30 s’de görüş mesafesi kaçış yolunun bazı bölgelerinde 15 m’ye düşsede sonrasında kaçış için elverişli bir ortam oluştuğu Şekil 5.71’de görülebilmektedir.



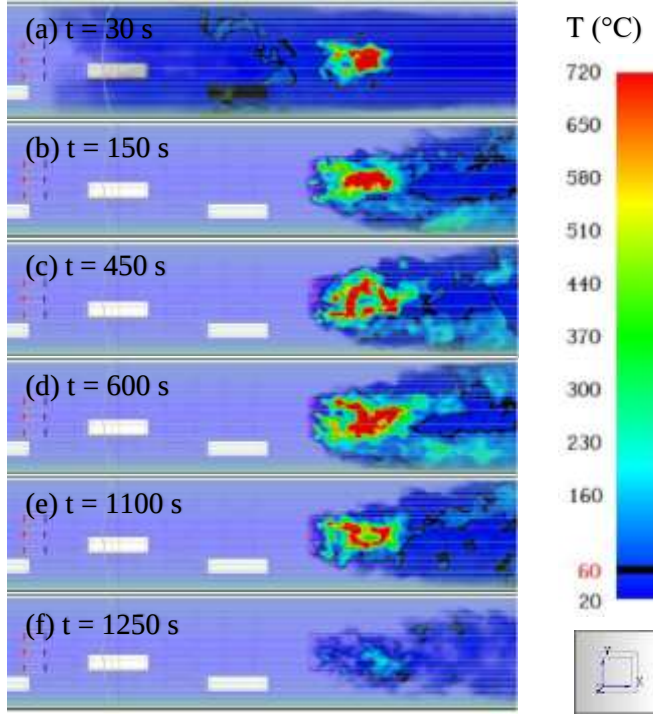
Şekil 5.71. NATM tünel 30 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı plan görünümü

100 MW havuz yangını için ısı yayılım oranı (HRR) – zaman ile kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri Şekil 5.72’de verilmiştir. Buna göre HRR değişiminin yangın tasarımı ile uyumlu olduğu, en büyük HRR değerinin 100 MW, en büyük MLR değerinin ise yaklaşık 2,5 kg/s olduğu görülmektedir.



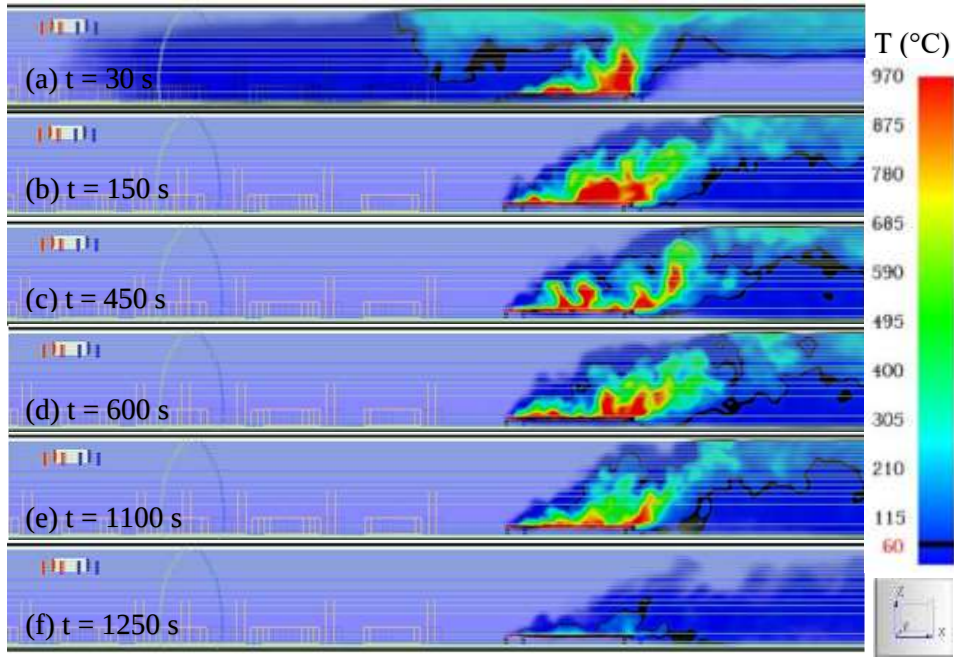
Şekil 5.72. NATM tünel 100 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri

100 MW havuz yangını için simülasyon sonucundan elde edilen sıcaklık-zaman görselleri aşağıda verilmiştir. Şekil 5.73’de görüldüğü gibi, yerden 2 m yükseklikte ilk 30 s’de kaçış yönünde sıcaklığın 30 m’ye kadar 60-100 °C arasında olduğu, sonrasında jet fanların devreye girmesi ile bölgedeki sıcaklığın düştüğü görülmektedir. Buna göre hava akımına ters yönde (yani kaçış yönünde) 30 m maruziyet sınırının dışındaki sıcaklık değerlerinin insan sağlığına zarar vermeyecek düzeyde olduğu gözlemlenmiştir.

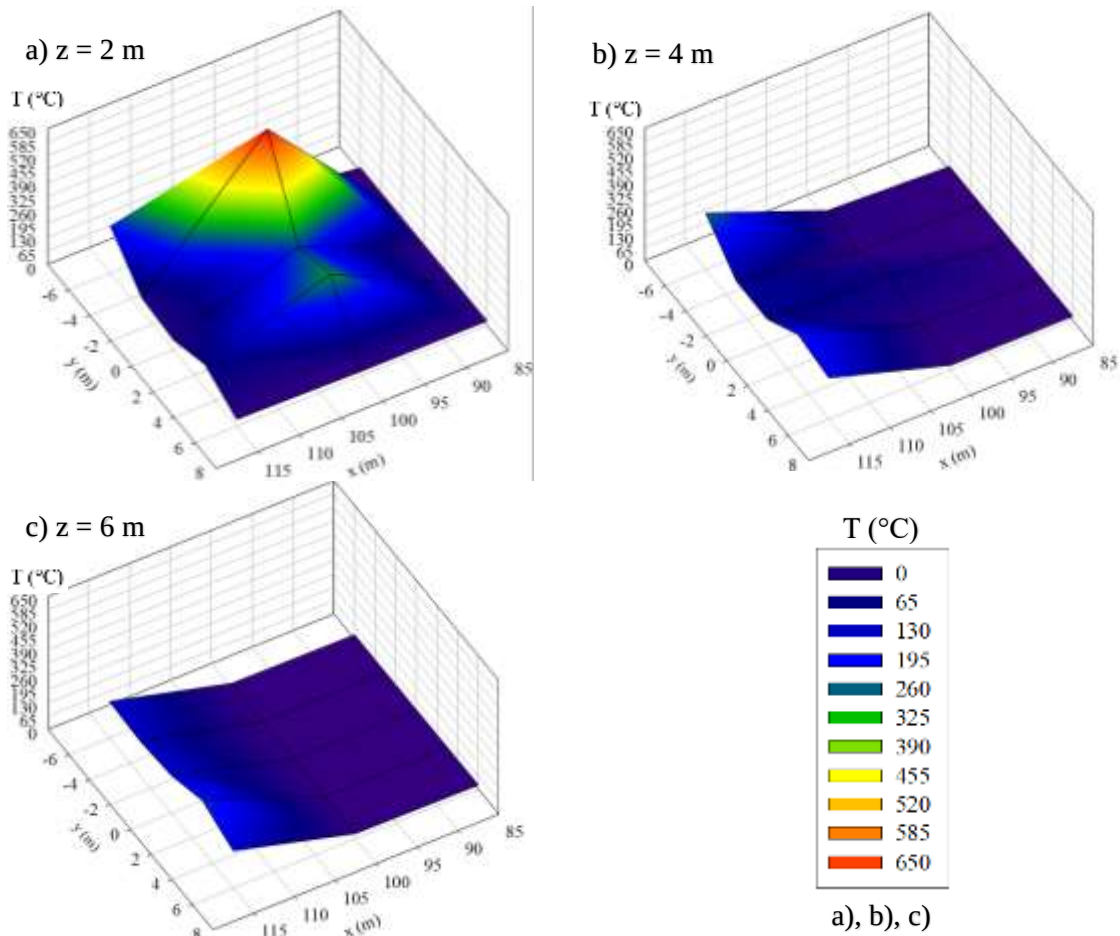


Şekil 5.73. NATM tünel 100 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki sıcaklık dağılımı plan görünümü

Yangın bölgesinde zamana bağlı duvar sıcaklığını yorumlamak ve farklı yüksekliklerdeki sıcaklık dağılımını anlamak için Şekil 5.74 ve Şekil 5.75 görselleri oluşturulmuştur. Duvar sıcaklığının yangının başlangıç aşamasında, jet fanlar çalışana kadar yaklaşık olarak 550-600 °C'ye çıktığı, sonrasında ise 300 °C'ye düştüğü ve 20 dakika boyunca bu mertebede sıcaklıklar gözlenmiştir. Duvar sıcaklıklarının, betonun basınç dayanımında kayıplar olmaya başladığı 300°C'nin [191] üstüne çıktığı görülmektedir. Donatının akma/çekme mukavemetlerinin azalmaya başladığı yaklaşık 500°C'den [192] daha düşük olduğu görülmekle birlikte, 100 MW kapasiteli yangının tünel yapısalına olumsuz etkisinin olacağı düşünülmektedir.

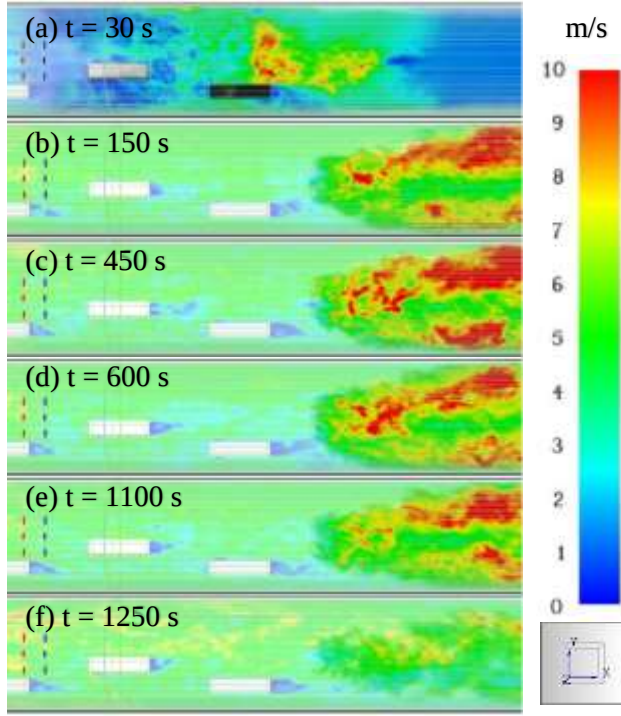


Şekil 5.74. NATM tünel 100 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı



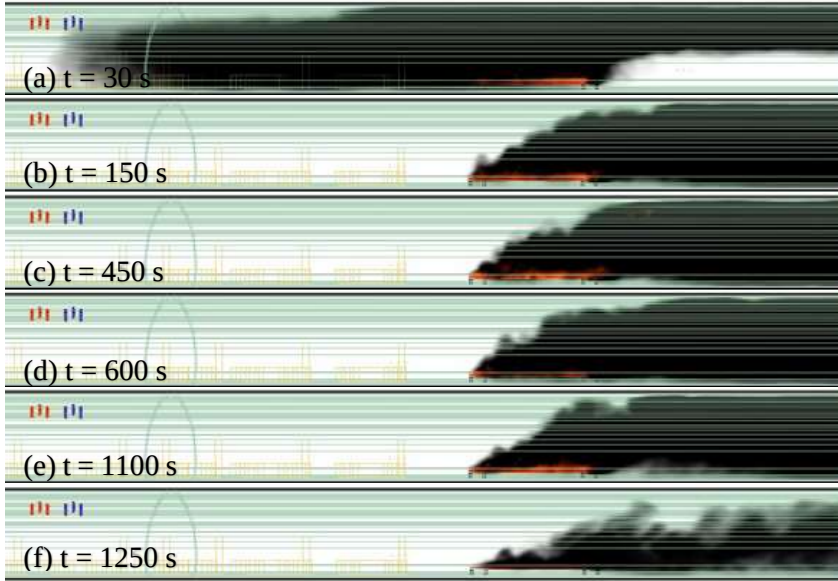
Şekil 5.75. NATM tünel 100 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri

Şekil 5.76'da tünel boyunca hız değerlerinin 3,0 m/s olan kritik hız alt sınırının üzerinde ve 11 m/s üst sınırının altında olduğu görülmektedir. Fanlar devreye girmeden önce insanların bulunduğu bölgedeki hava hızlarının yerel olarak 9 m/s'ye çıktığı, tüm fanlar devreye girdikten sonra insanların olduğu bölgedeki hava hızının ise yaklaşık olarak 7,0 – 8,0 m/s olduğu görülmektedir.



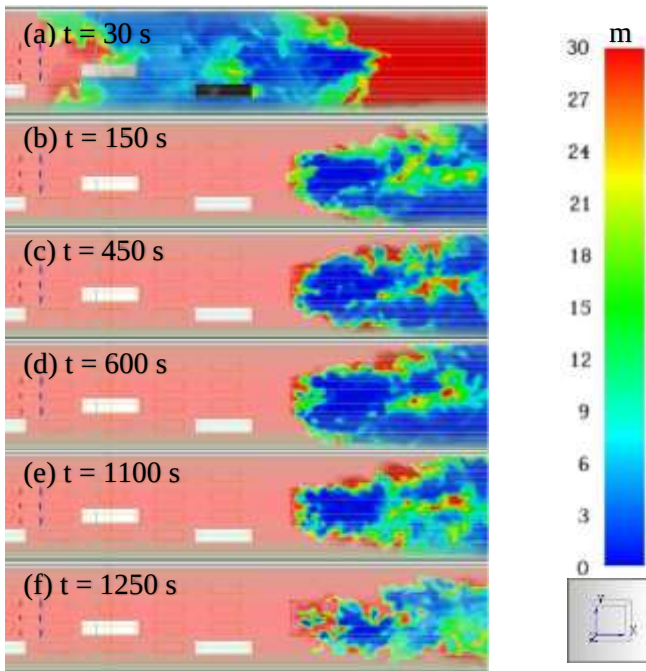
Şekil 5.76. NATM tünel 100 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki hız dağılımı plan görünümü

NFPA 502'ye [16] göre acil durum koşullarında tahliye güzergahının yerden en az 2 m dumandan arındırılmış olması gerekmektedir. 100 MW havuz yangını simülasyonu için tünelin merkez düzlemi boyunca farklı zaman adımları için elde edilen duman dağılımı görselleri Şekil 5.77'de verilmiştir. İlk 30 s'de dumanın ters yönde yaklaşık 50 m'ye kadar yayıldığı, jet fanlar devreye girdikten sonra kaçış yönüne dumanın sirayet etmediği ve seçilen jet fanların yeterli olduğu görülmektedir. İlk 30 sn'deki ters katmanlaşmanın maruziyet süresinin de kısa olması nedeni ile insan sağlığına zarar verecek düzeyde olmadığı bununla birlikte ilk aşamada acil durum tahliye koşullarının elverişsiz olacağı söylenebilir.



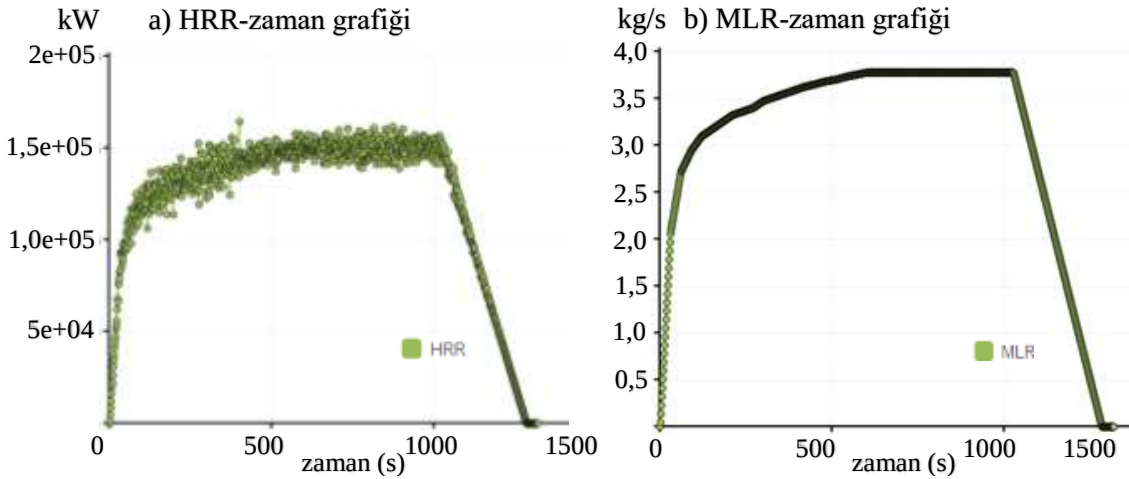
Şekil 5.77. NATM tünel 100 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı

NATM tünelde yapılan 100 MW havuz yangını simülasyonundan elde edilen görüş mesafesi – zaman görselleri Şekil 5.78’de verilmiştir. Jet fanlar devreye girene kadar oluşan ters katmanlaşma nedeni ile ilk 30 s’de görüş mesafesi kaçış yolunun bazı bölgelerinde 5 m’ye düştüğü görülmektedir. Dolayısıyla havalandırma sistemi devreye girene kadar tahliye için uygun şartların olmadığı görülmektedir. Jet fanlar devreye girdikten sonra kaçış için elverişli bir ortam olduğu anlaşılmaktadır.



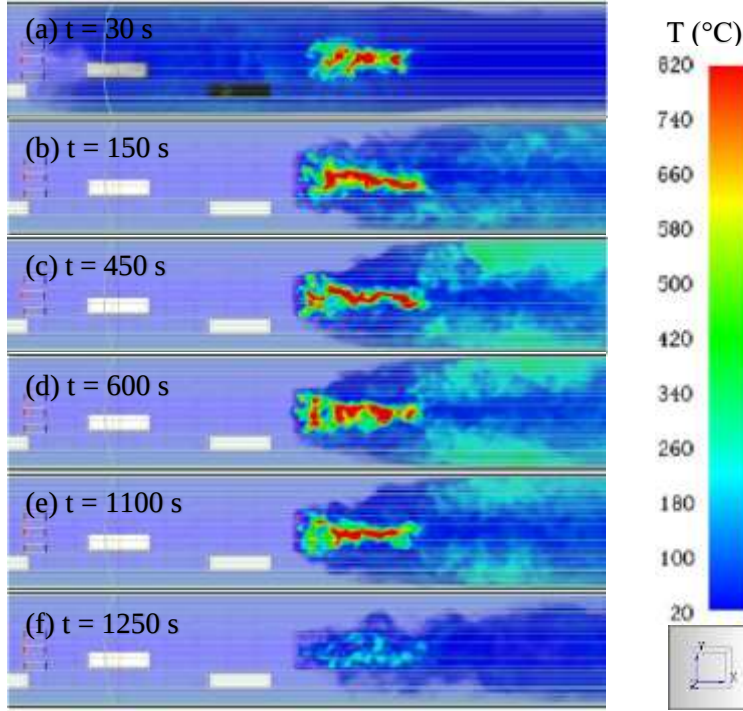
Şekil 5.78. NATM tünel 100 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı plan görünümü

150 MW havuz yangını için ısı yayılım oranı (HRR) – zaman ile kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri Şekil 5.79’da verilmiştir. Buna göre HRR değişiminin yangın tasarımı ile uyumlu olduğu, en büyük HRR değerinin 150 MW, en büyük MLR değerinin ise yaklaşık 3,75 kg/s olduğu görülmektedir.



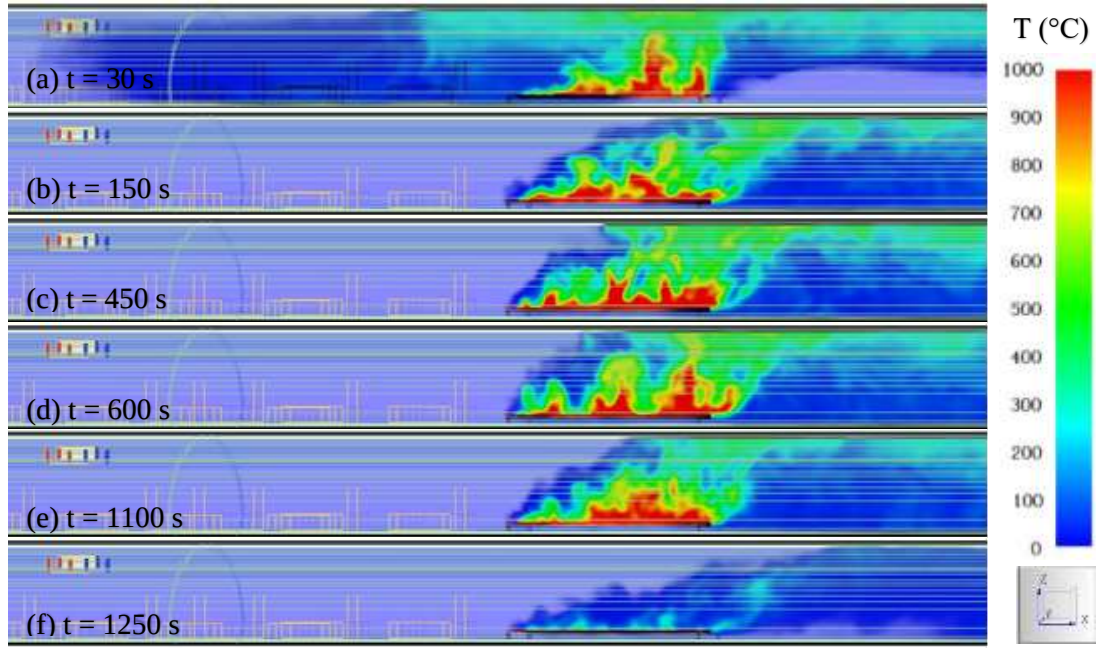
Şekil 5.79. NATM tünel 150 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri

150 MW havuz yangını için simülasyon sonucundan elde edilen sıcaklık-zaman görselleri aşağıda verilmiştir. Şekil 5.80’de görüldüğü gibi, yerden 2 m yükseklikte ilk 30 s’de kaçış yönünde 50 m mesafeye kadar sıcaklığın 100 °C’ye kadar arttığı ve sonrasında jet fanların devreye girmesi ile bölgedeki sıcaklığın daha da düştüğü ve hiçbir koşulda 60 °C’nin üstüne çıkmadığı görülmektedir. Korunmasız insan derisine ilişkin termal tolerans verilerine göre, taşınım ile ısı transferi için yaklaşık 120°C’lik bir sınırı bulunmaktadır. Bu sınırın üzerine çıkıldığında, dakikalar içinde, yanık oluşumu ile birlikte ciddi ağrılar da başlamaktadır. Maruz kalma süresine bağlı olarak, bu sıcaklığın altındaki taşınım ile aktarılan ısı hipertermiye de neden olabilmektedir (NFPA 130, 2017). Buna göre hava akımına ters yönde (yani kaçış yönünde) 30 m maruziyet sınırının dışındaki sıcaklık değerlerinin insan sağlığına zarar verecek düzeyde olduğu söylenebilir.

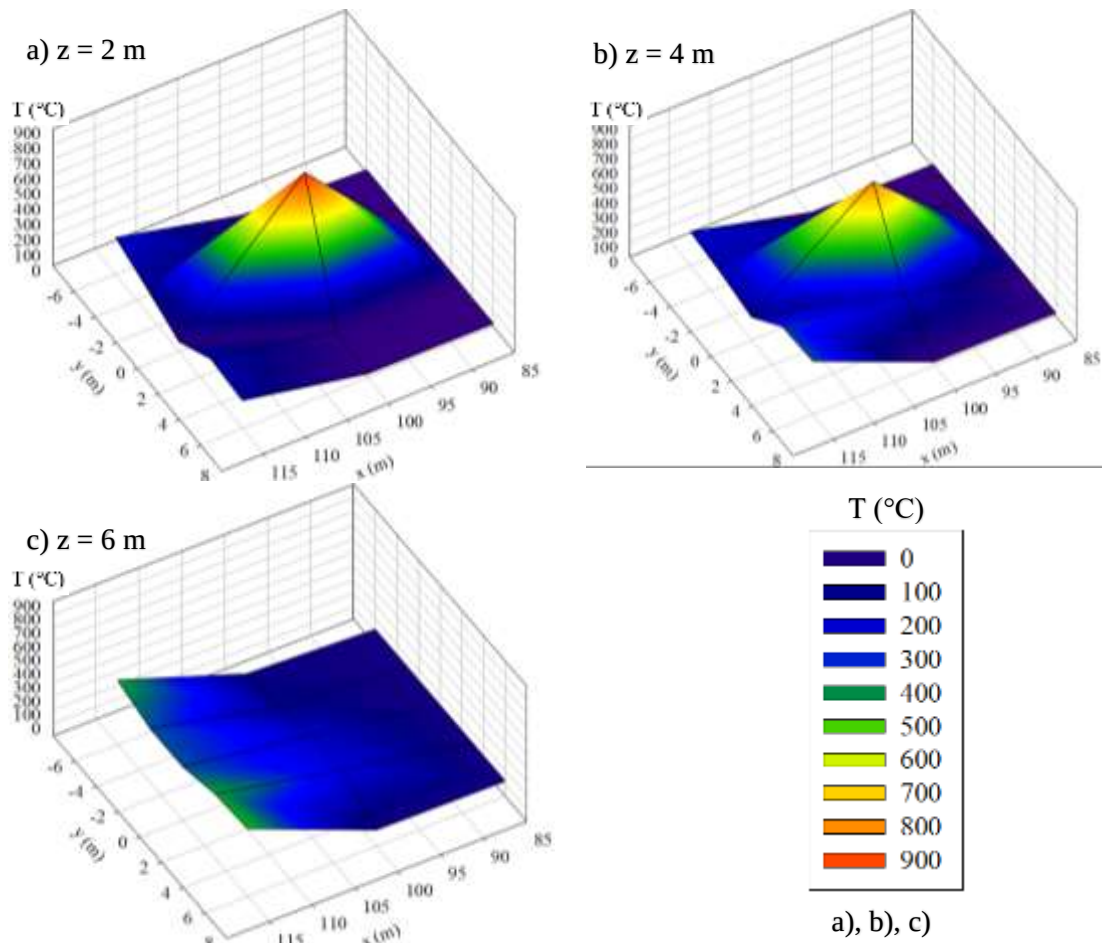


Şekil 5.80. NATM tünel 150 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki sıcaklık dağılımı plan görünümü

Yangın bölgesinde zamana bağlı duvar sıcaklığını yorumlamak ve farklı yüksekliklerdeki sıcaklık dağılımını anlamak için Şekil 5.81 ve Şekil 5.82 görselleri oluşturulmuştur. Duvar sıcaklığının yangının başlangıç aşamasında, jet fanlar çalışana kadar yaklaşık olarak 600-650 °C'ye çıktığı, sonrasında ise 650-700 °C'ye kadar ulaştığı ve 1100 saniye boyunca bu mertebede olduğu gözlenmiştir. Sıcaklıkların, betonun basınç dayanımında kayıplar olmaya başladığı 300°C'nin [191] üstüne çıktığı görülmektedir. Duvar sıcaklıklarının, donatının akma/çekme mukavemetlerinin azalmaya başladığı yaklaşık 500°C'yi [192] de geçtiği görülmüştür. Bu nedenle 150 MW kapasiteli yangının tünel yapısalı üzerinde olumsuz etkisi olacağı düşünülmektedir.

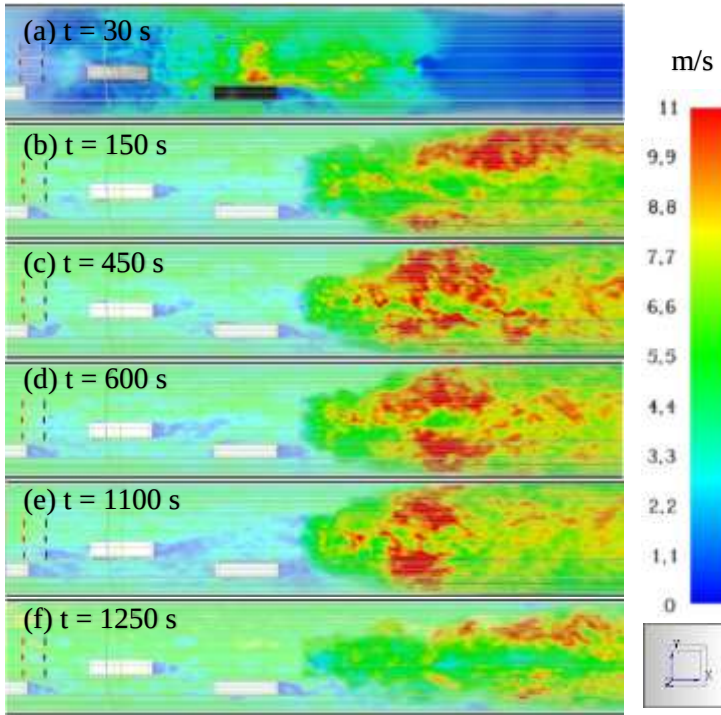


Şekil 5.81. NATM tünel 150 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı



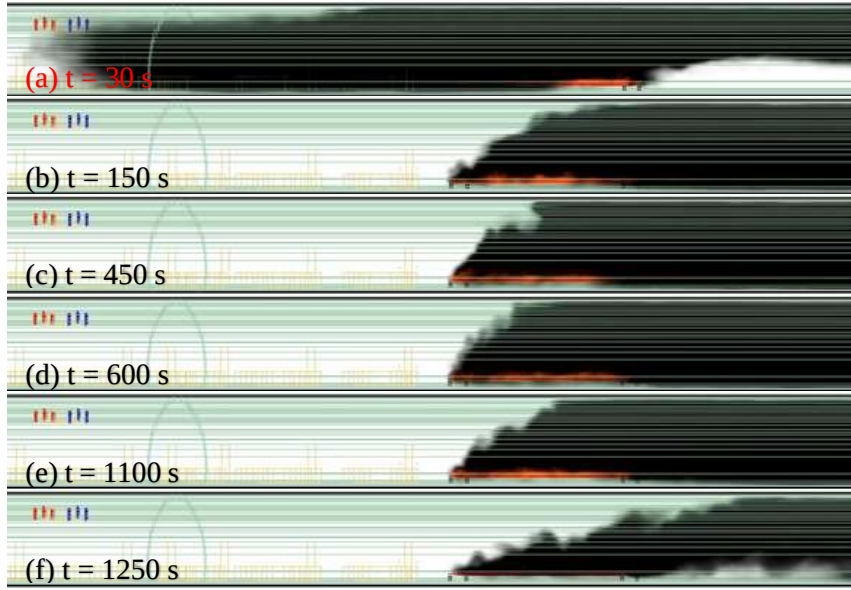
Şekil 5.82. NATM tünel 150 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri

Şekil 5.83'de tünel boyunca hız değerlerinin 3,3 m/s olan kritik hız alt sınırının üzerinde, bazı konumlarda 11 m/s üst sınırına da ulaştığı görülmektedir. Fanlar devreye girmeden önce insanların bulunduğu bölgedeki hava hızlarının yerel olarak 10 m/s'ye kadar çıktığı, tüm fanlar devreye girdikten sonra insanların olduğu bölgedeki hava hızının ise yaklaşık olarak 6,0 – 7,0 m/s olduğu görülmektedir. Ayrıca yangının tam gelişmiş süresi boyunca, yangının blokaj etkisi nedeni ile insanların bulunduğu bazı bölgelerdeki hava hızının 3 m/s'ye kadar düştüğü, HRR'ın azalması ile hızın 6 m/s'ye çıktığı gözlenmiştir.



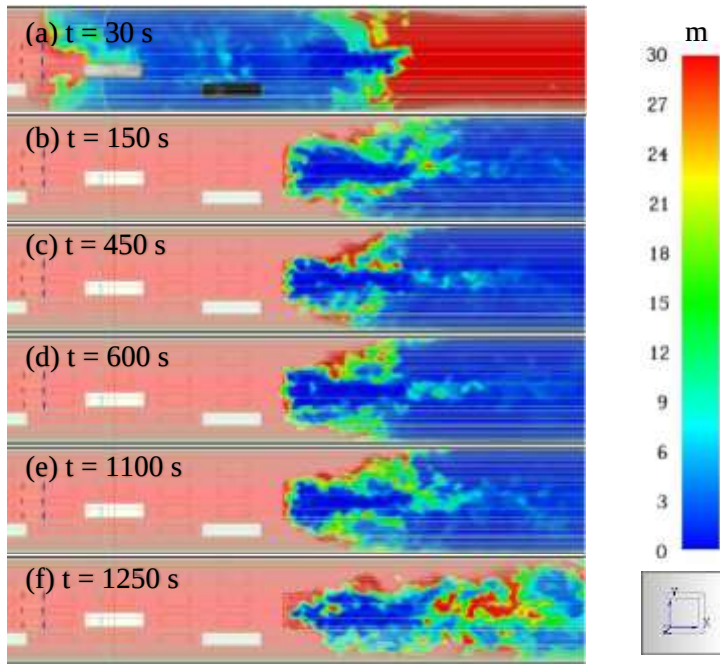
Şekil 5.83. NATM tünel 150 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki hız dağılımı plan görünümü

NFPA 502'ye [16] göre acil durum koşullarında tahliye güzergahının yerden en az 2 m dumandan arındırılmış olması gerekmektedir. 150 MW havuz yangını simülasyonu için tünelin merkez düzlemi boyunca farklı zaman adımları için elde edilen duman dağılımı görselleri Şekil 5.84'de verilmiştir. İlk 30 s'de dumanın ters yönde yaklaşık 50 m'ye kadar yayıldığı, jet fanlar devreye girdikten sonra kaçış yönüne dumanın sirayet etmediği ve seçilen jet fanların yeterli olduğu görülmektedir. İlk 30 sn'deki ters katmanlaşmanın maruziyet süresinin de kısa olması nedeni ile insan sağlığına zarar verecek düzeyde olmadığı bununla birlikte ilk aşamada acil durum tahliye koşullarının elverişsiz olacağı söylenebilir.



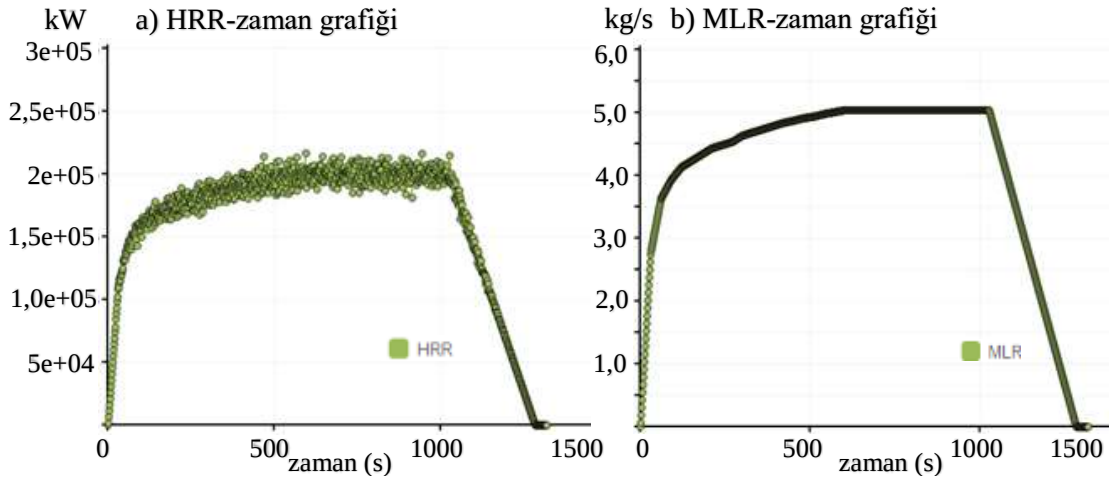
Şekil 5.84. NATM tünel 150 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı

NATM tünelde yapılan 150 MW havuz yangını simülasyonundan elde edilen görüş mesafesi – zaman görselleri Şekil 5.85’de verilmiştir. Jet fanlar devreye girene kadar oluşan ters katmanlaşma nedeni ile ilk 30 s’de görüş mesafesi kaçış yolunun bazı bölgelerinde 5 m’ye düştüğü görülmektedir. Dolayısıyla havalandırma sistemi devreye girene kadar tahliye için uygun şartların olmadığı görülmektedir. Jet fanlar devreye girdikten sonra kaçış için elverişli bir ortam oluştuğu anlaşılmaktadır.



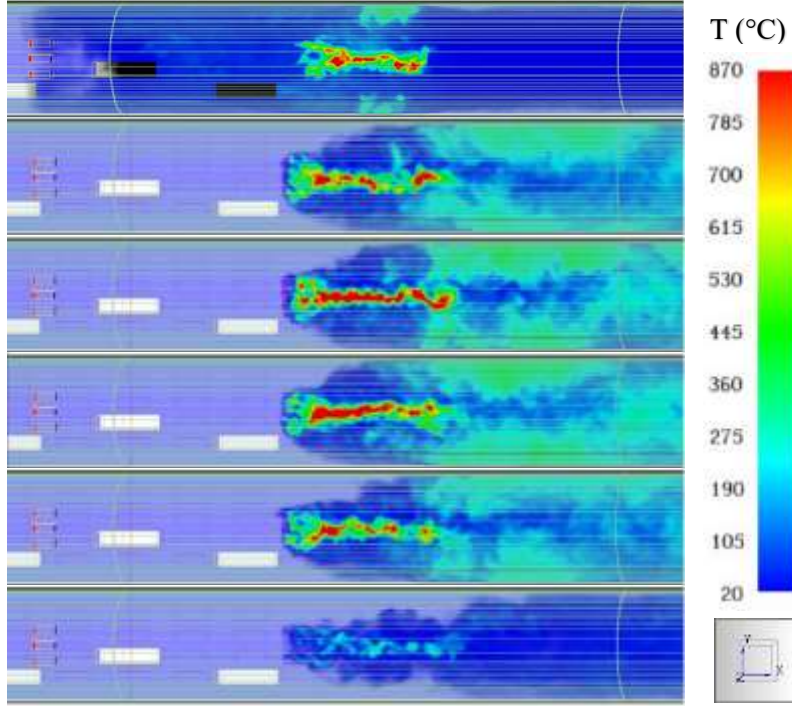
Şekil 5.85. NATM tünel 150 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı plan görünümü

200 MW havuz yangını için ısı yayılım oranı (HRR) – zaman ile kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri Şekil 5.86’da verilmiştir. Buna göre HRR değişiminin yangın tasarımı ile uyumlu olduğu, en büyük HRR değerinin 200 MW, en büyük MLR değerinin ise yaklaşık 5,0 kg/s olduğu görülmektedir.



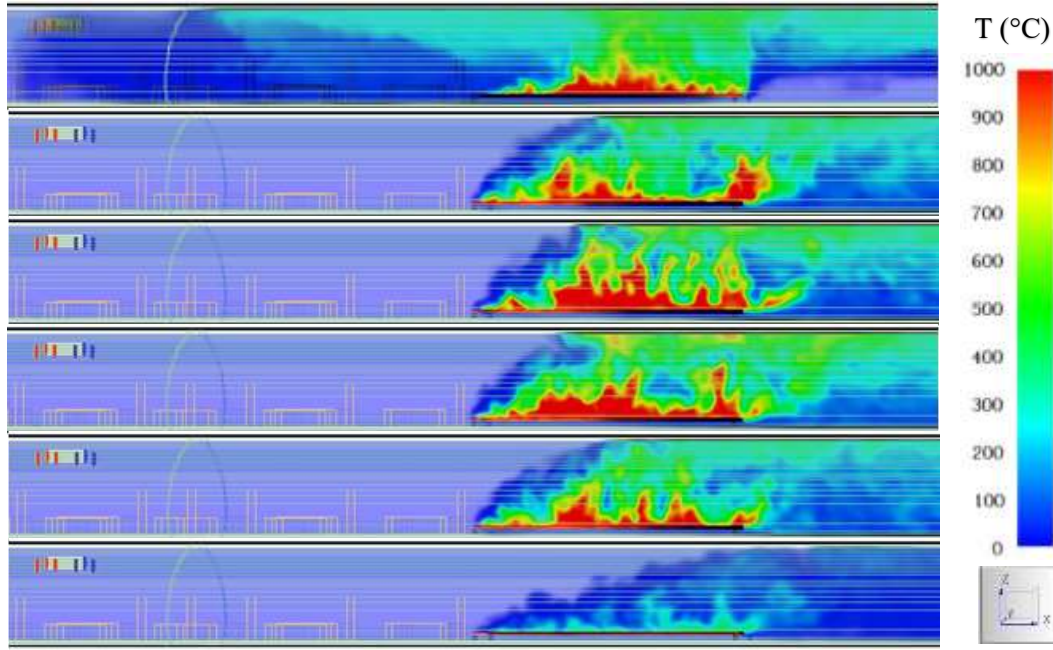
Şekil 5.86. NATM tünel 200 MW havuz yangını (a) Isı yayılım oranı (HRR) – zaman, (b) Kütle kaybı oranı (MLR) – zaman grafikleri

200 MW havuz yangını için simülasyon sonucundan elde edilen sıcaklık-zaman görselleri aşağıda verilmiştir. Şekil 5.87’de görüldüğü gibi, yerden 2 m yükseklikte ilk 30 s’de kaçış yönünde 50 m mesafeye kadar sıcaklığın 120 °C’ye kadar arttığı ve sonrasında jet fanların devreye girmesi ile bölgedeki sıcaklığın daha da düştüğü ve hiçbir koşulda 60 °C’nin üstüne çıkmadığı görülmektedir. Buna göre hava akımına ters yönde (yani kaçış yönünde) 30 m maruziyet sınırının dışındaki sıcaklık değerlerinin insan sağlığına zarar verecek düzeyde olduğu söylenebilir.

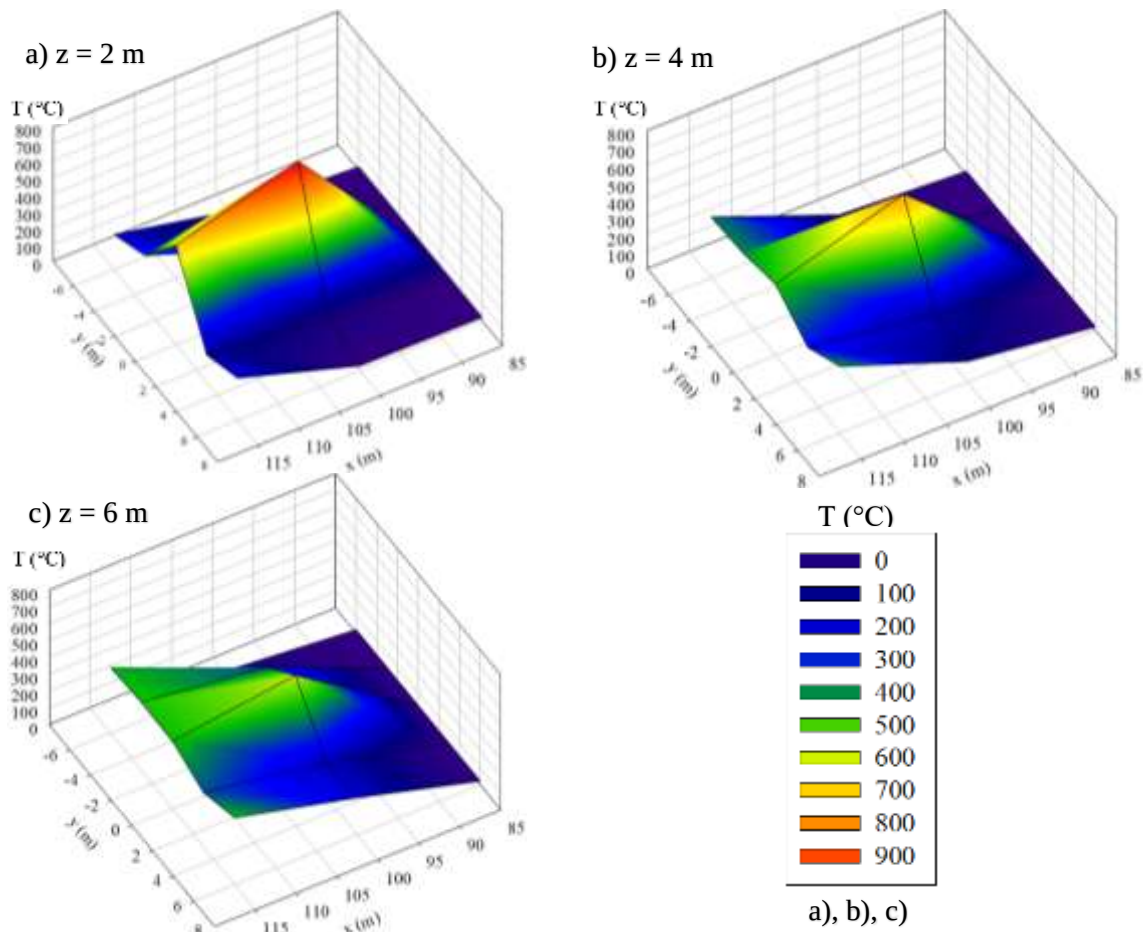


Şekil 5.87. NATM tünel 200 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki sıcaklık dağılımı plan görünümü

Yangın bölgesinde zamana bağlı duvar sıcaklığını yorumlamak ve farklı yüksekliklerdeki sıcaklık dağılımını anlamak için Şekil 5.88 ve Şekil 5.89 görselleri oluşturulmuştur. Duvar sıcaklığının yangının başlangıç aşamasında, jet fanlar çalışana kadar yaklaşık olarak 600-650 °C'ye çıktığı, sonrasında ise 650-700 °C'ye kadar ulaştığı ve 1100 saniye boyunca bu mertebede olduğu gözlenmiştir. Sıcaklıkların, betonun basınç dayanımında kayıplar olmaya başladığı 300°C'nin [191] üstüne çıktığı görülmektedir. Duvar sıcaklıklarının, donatının akma/çekme mukavemetlerinin azalmaya başladığı yaklaşık 500°C'yi [192] de geçtiği görülmüştür. Bu nedenle 200 MW kapasiteli yangının tünel yapısalı üzerinde olumsuz etkisi olacağı düşünülmektedir.

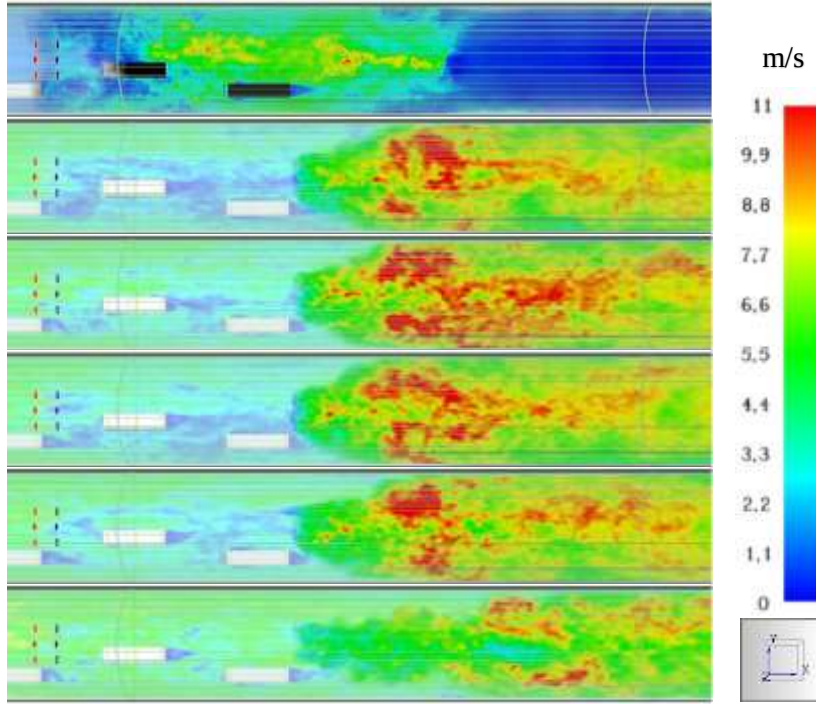


Şekil 5.88. NATM tünel 200 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı



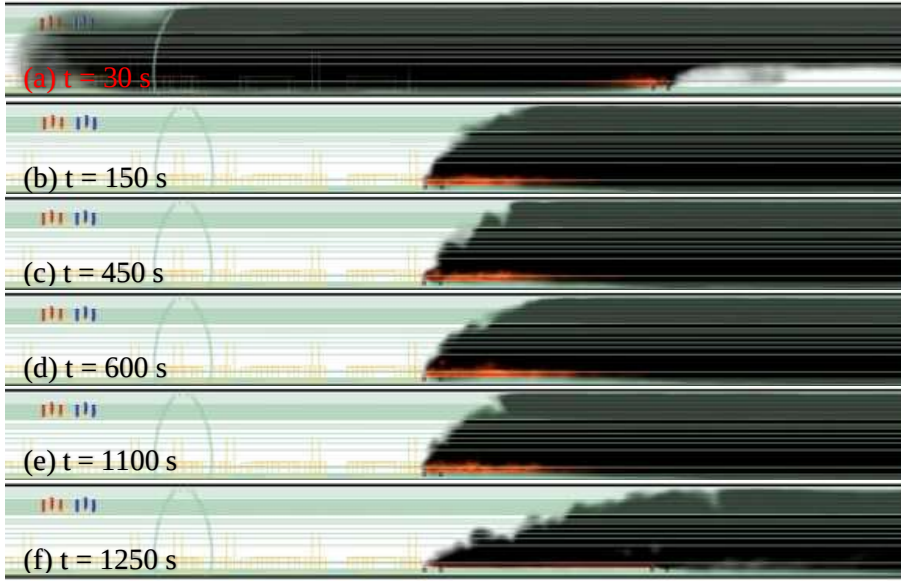
Şekil 5.89. NATM tünel 200 MW havuz yangını 10. dakikada, $x=100$ m yangın bölgesinde yerden (a) $z=2$ m, (b) $z=4$ m, (c) $z=6$ m'deki sıcaklık konum grafikleri

Şekil 5.90'da tünel boyunca hız değerlerinin 3,5 m/s olan kritik hız alt sınırının üzerinde, bazı konumlarda 11 m/s üst sınırına da ulaştığı görülmektedir. Fanlar devreye girmeden önce insanların bulunduğu bölgedeki hava hızlarının yerel olarak 10 m/s'ye kadar çıktığı, tüm fanlar devreye girdikten sonra insanların olduğu bölgedeki hava hızının ise yaklaşık olarak 6,0 – 7,0 m/s olduğu görülmektedir. Ayrıca yangının tam gelişmiş süresi boyunca, yangının blokaj etkisi nedeni ile insanların bulunduğu bazı bölgelerdeki hava hızının 3 m/s'ye kadar düştüğü, HRR'ın azalması ile hızın 7 m/s'ye çıktığı gözlenmiştir.



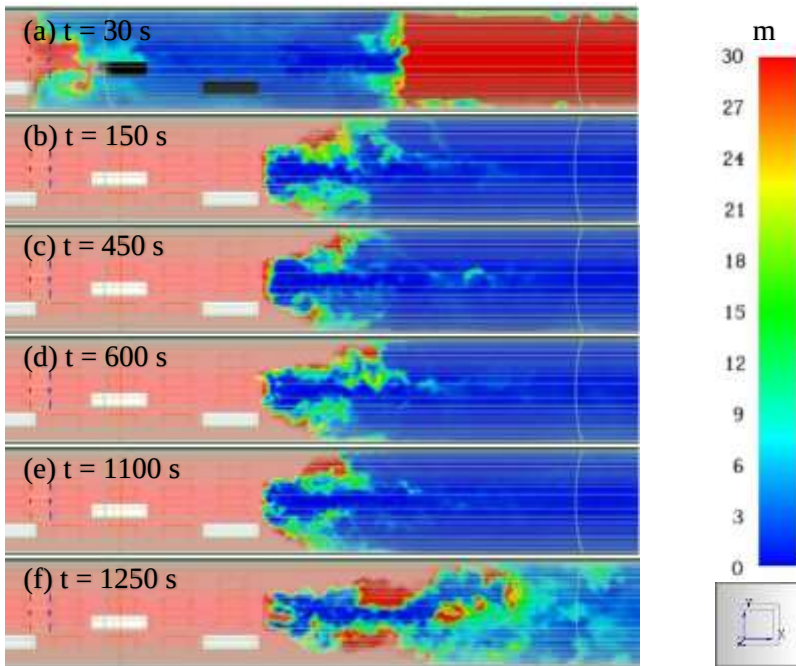
Şekil 5.90. NATM tünel 200 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki hız dağılımı plan görünümü

NFPA 502, 2020'ye göre acil durum koşullarında tahliye güzergahının yerden en az 2 m dumandan arındırılmış olması gerekmektedir. 200 MW havuz yangını simülasyonu için tünelin merkez düzlemi boyunca farklı zaman adımları için elde edilen duman dağılımı görselleri Şekil 5.91'de verilmiştir. İlk 30 s'de dumanın ters yönde yaklaşık 55 m'ye kadar yayıldığı, jet fanlar devreye girdikten sonra kaçış yönüne dumanın sirayet etmediği ve seçilen jet fanların yeterli olduğu görülmektedir. İlk 30 sn'deki ters katmanlaşmanın maruziyet süresinin de kısa olması nedeni ile insan sağlığına zarar verecek düzeyde olmadığı bununla birlikte ilk aşamada acil durum tahliye koşullarının elverişsiz olacağı söylenebilir.



Şekil 5.91. NATM tünel 200 MW havuz yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı

NATM tünelde yapılan 200 MW havuz yangını simülasyonundan elde edilen görüş mesafesi – zaman görselleri Şekil 5.92’de verilmiştir. Jet fanlar devreye girene kadar oluşan ters katmanlaşma nedeni ile ilk 30 s’de görüş mesafesi kaçış yolunun bazı bölgelerinde 5 m’ye düştüğü görülmektedir. Dolayısıyla havalandırma sistemi devreye girene kadar tahliye için uygun şartların olmadığı görülmektedir. Jet fanlar devreye girdikten sonra kaçış için elverişli bir ortam oluştuğu anlaşılmaktadır.

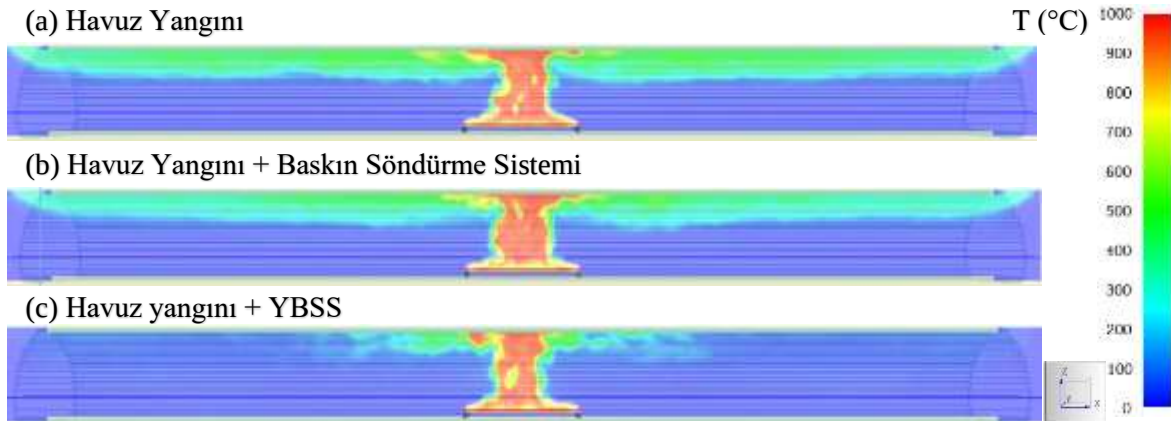


Şekil 5.92. NATM tünel 200 MW havuz yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı plan görünümü

5.2.5. YBSS ve baskın yangın söndürme sistemleri analiz sonuçları

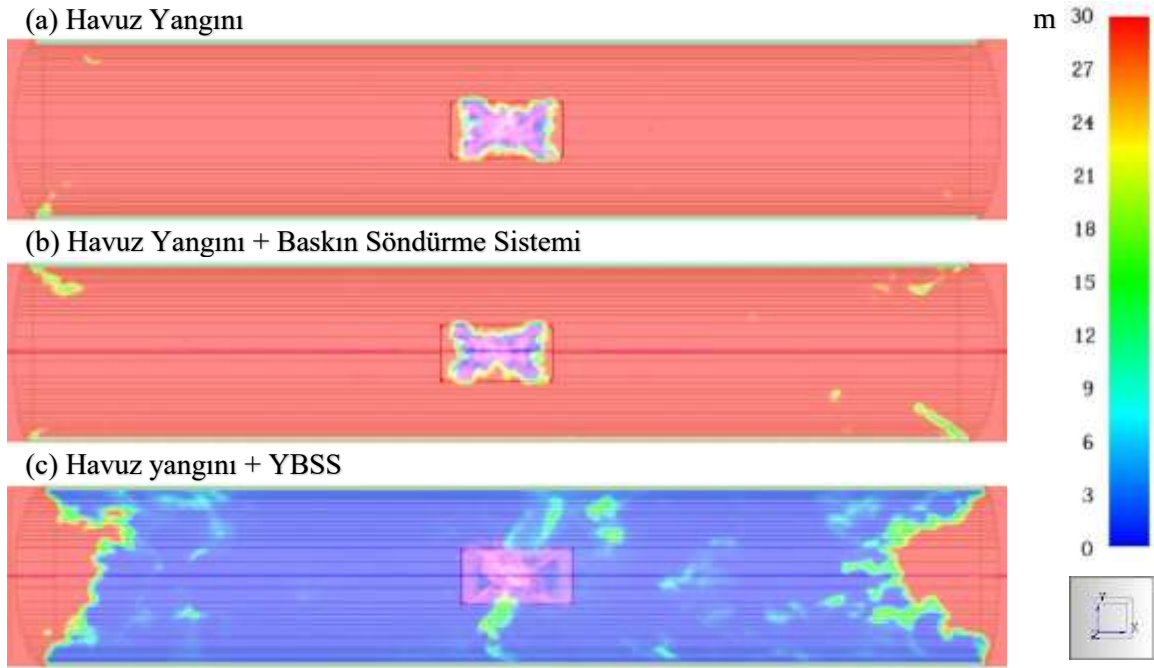
Bu bölümde model ve sınır koşulları Bölüm 4.2.4’de verilen NATM tünelde, Bölüm 5.2.4’deki sonuçlara bağlı olarak 100 MW, 150 MW ve 200 MW dizel havuz yangını ile aynı yangına uygulanan baskın ve yüksek basınç su sisi sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Sonuçların sağlıklı değerlendirilebilmesi için yangın pik yüke çıktıktan sonra 600. saniyede söndürme sistemleri aktif hale getirilmiştir. Ayrıca yangının 600 ila 1000 s arasında tam gelişmiş olduğu bilindiği için görseller de 800. saniyeden alınmıştır.

NATM tünel 100 MW havuz yangını 800. saniyedeki sıcaklık dağılımı üç farklı çözüm için Şekil 5.93’de verilmiştir. Buna göre yangın söndürme sistemlerinin yangın nedeni ile oluşan sıcaklığı azalttığı, YBSS’nin baskın sisteme göre çok daha etkin olduğu görülmektedir.

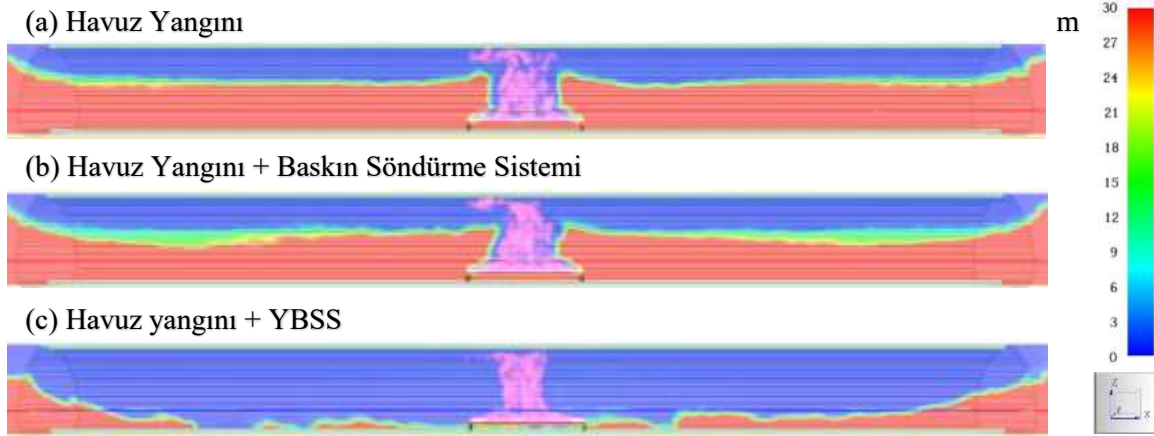


Şekil 5.93. NATM tünel 100 MW havuz yangınında 800. saniyede merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS

NATM tünel 100 MW havuz yangını 800. saniyedeki görüş mesafesi sonuçları Şekil 5.94’de ve Şekil 5.95’de verilmiştir. Bu sonuçlara göre, her iki söndürme sisteminin de görüş mesafesi üzerinde olumsuz etki yarattığı, baskın sistemin kafa mesafesine etki etmediği fakat YBSS’nin standartta belirtilen değerleri sağlamadığı görülmüştür. Buna göre havalandırmaz 4 şeritli NATM tünelde YBSS sisteminin kullanılması önerilmemektedir. Ayrıca daha dar kesitli 2 veya 3 şeritli NATM tünellerde baskın sistemin etkilerinin kontrol edilmesi uygun olacaktır. Boyuna havalandırma yapılan tünellerde ise, kaçış yönünde etkisi olmayacağı için her iki söndürme sistemi de kullanılabilir.

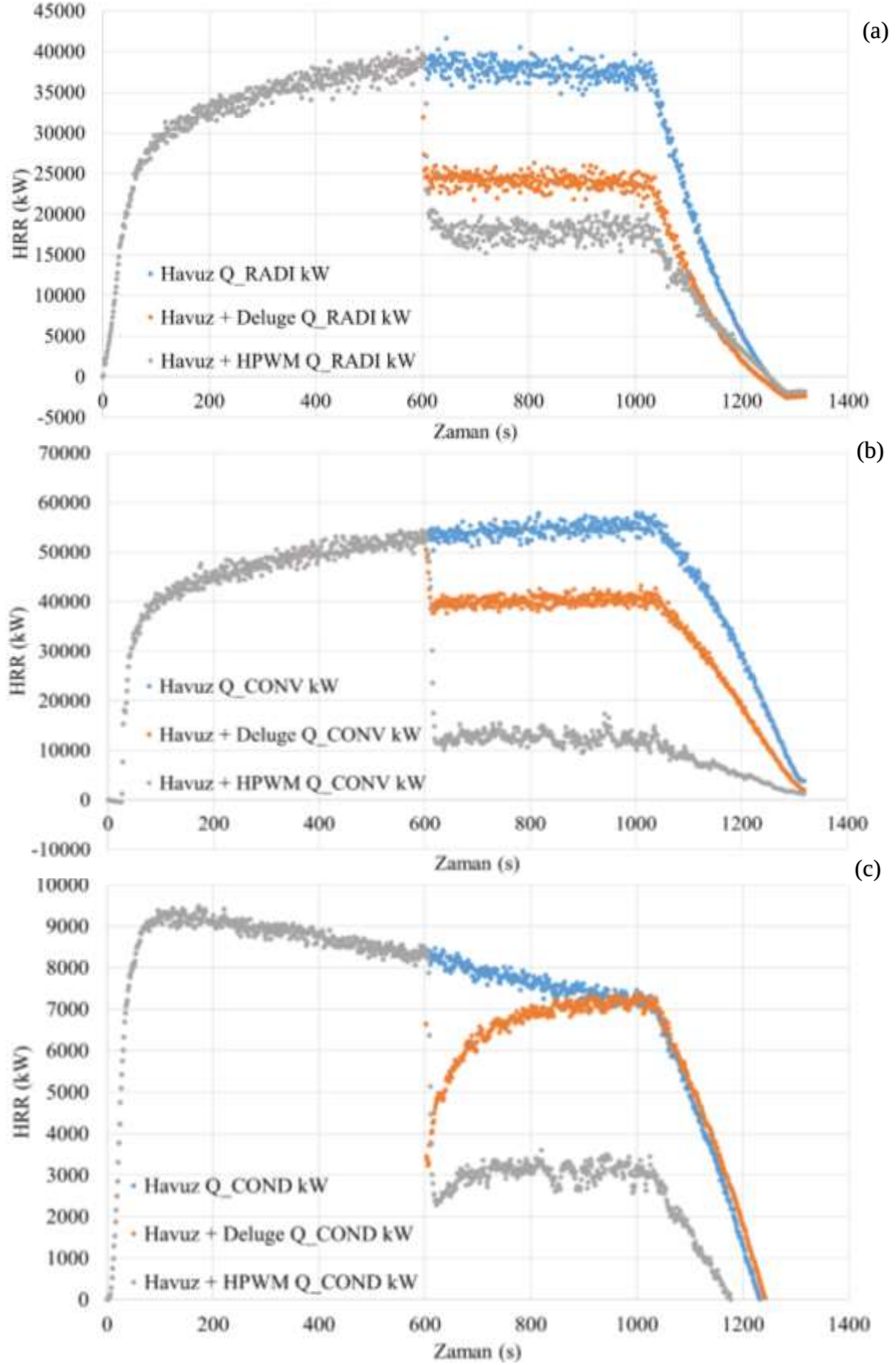


Şekil 5.94. NATM tünel 100 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS



Şekil 5.95. NATM tünel 100 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden merkez eksen ($y=0$ m) görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS

Şekil 5.96’da verilen grafiklerden her iki sistemin de ısı yayılım oranını düşürdüğü görülmektedir. Dolayısıyla yüksek yangın yüklerinde yangın söndürme ve baskılama sistemlerinin kullanılması, ısı yayılım oranının düşürülmesi, kullanıcıların ısıdan daha az etkilenmesi ve yapının zarar görmemesi için uygun olacaktır.



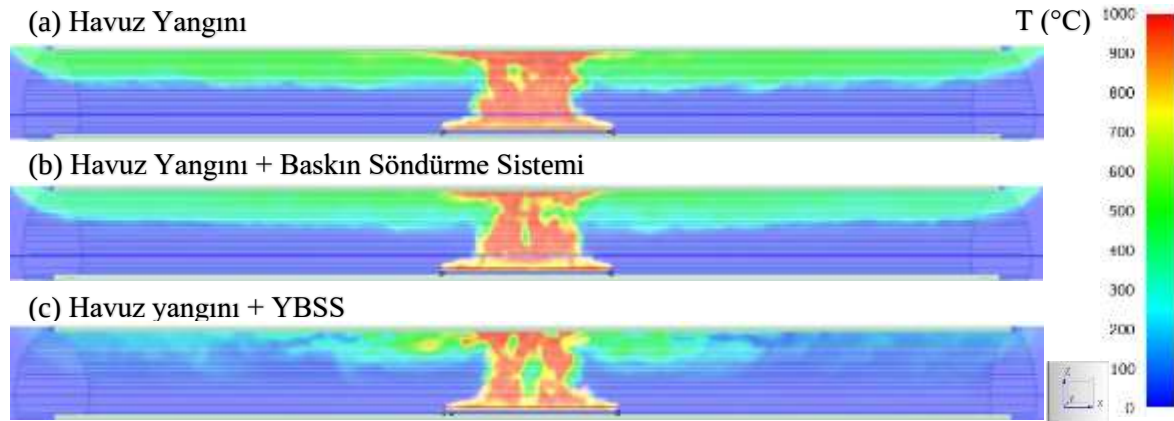
Şekil 5.96. NATM tünel 100 MW havuz yangınına YBSS ve baskın söndürme sistemlerinin etkisi (a) Radyasyonla ısı yayılımı – zaman (b) Taşınım ile ısı yayılımı – zaman (c) İletimle ısı yayılımı – zaman grafikleri

Çizelge 5.29'dan 100 MW yangınına uygulanan baskın sistemin %28, YBSS'nin ise %67 yangın yayılım oranını azalttığı görülmüştür.

Çizelge 5.29. NATM tünel 100 MW havuz yangınında söndürme sistemlerinin HRR üzerindeki etkisi

600. sn		100 MW		
	Işınım (MW)	Taşınım (MW)	İletim (MW)	Toplam (MW)
Deluge	40	52	8	100
HPWM	40	52	8	100
800. sn		100 MW		
	Işınım (MW)	Taşınım (MW)	İletim (MW)	Toplam (MW)
Deluge	25	40	7	72
HPWM	18	12	3	33

NATM tünel 150 MW havuz yangını 800. saniyedeki sıcaklık dağılımı üç farklı çözüm için Şekil 5.97'de verilmiştir. Buna göre yangın söndürme sistemlerinin yangın nedeni ile oluşan sıcaklığı azalttığı, YBSS'nin baskın sisteme göre çok daha etkin olduğu görülmektedir.



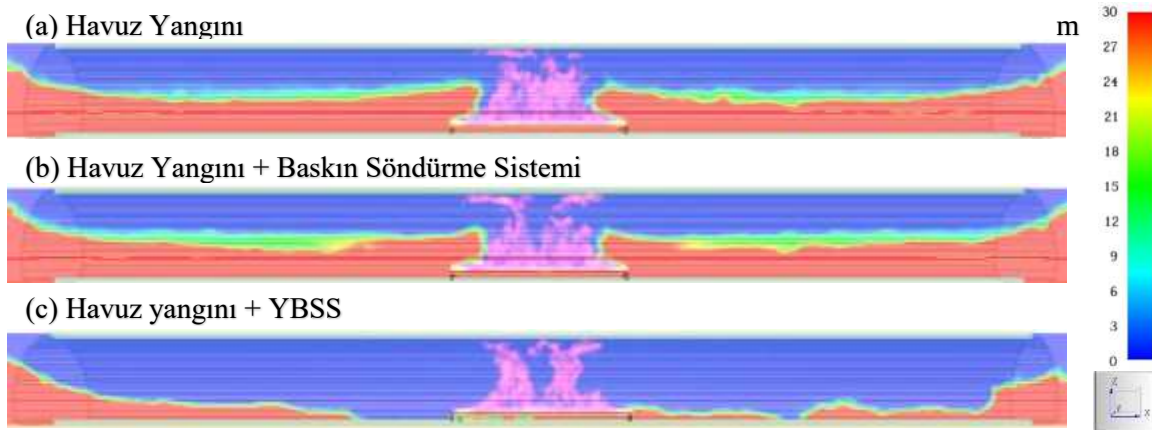
Şekil 5.97. NATM tünel 150 MW havuz yangınında 800. saniyede merkez eksen ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS

NATM tünel 150 MW havuz yangını 800. saniyedeki görüş mesafesi sonuçları Şekil 5.98 ve Şekil 5.99'de verilmiştir. Bu sonuçlara sonuçlara göre, her iki söndürme sisteminin de görüş mesafesi üzerinde olumsuz etki yarattığı, baskın sistemin kafa mesafesine etki etmediği fakat YBSS'nin standartta belirtilen değerleri sağlamadığı görülmüştür. Buna göre havalandırmasız 4 şeritli NATM tünelde YBSS sisteminin kullanılması önerilmemektedir.

Ayrıca daha dar kesitli 2 veya 3 şeritli NATM tünellerde baskın sistemin etkilerinin kontrol edilmesi uygun olacaktır. Boyuna havalandırma yapılan tünellerde ise, kaçış yönünde etkisi olmayacağı için her iki söndürme sistemi de kullanılabilir.



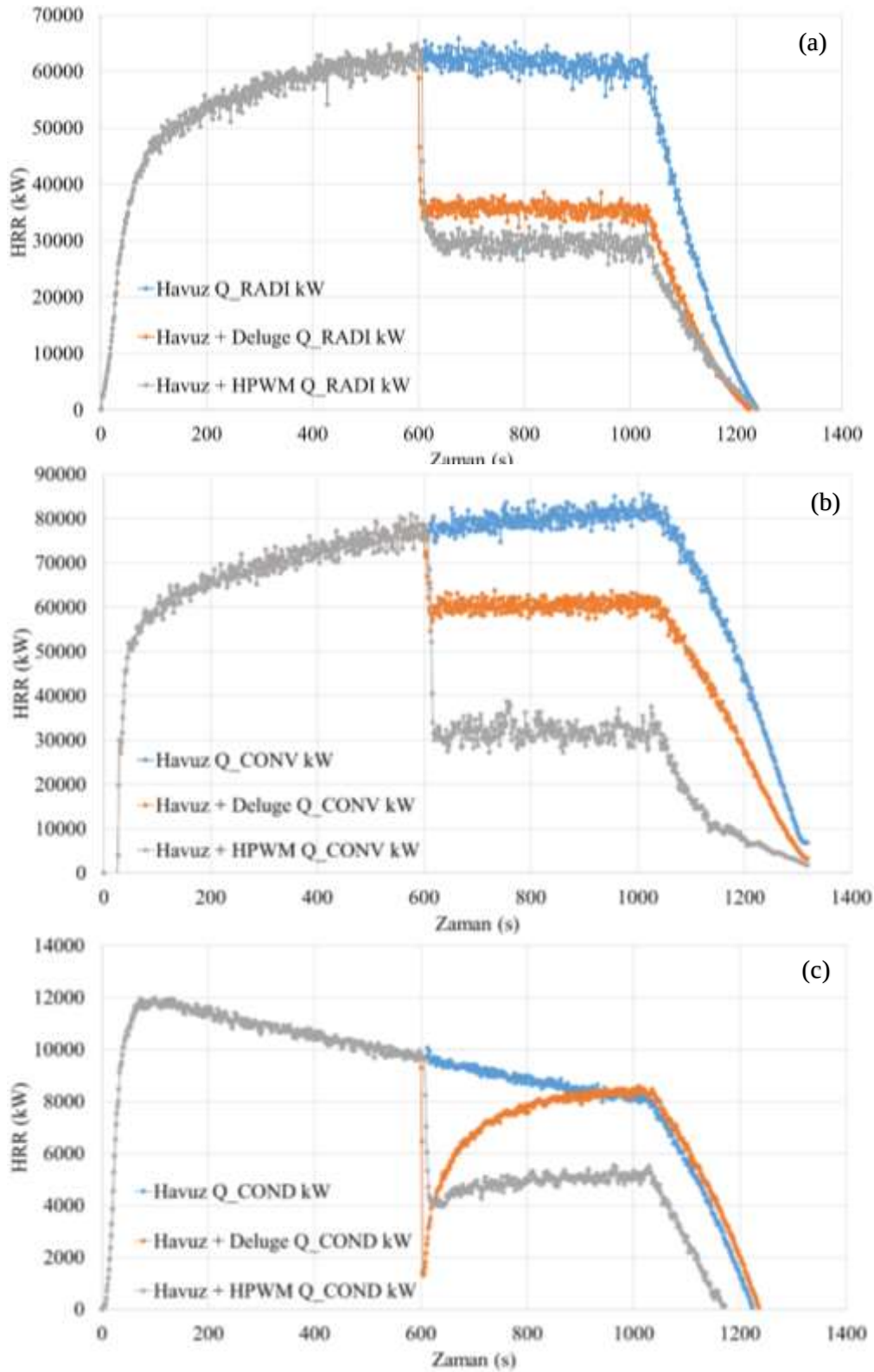
Şekil 5.98. NATM tünel 150 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS



Şekil 5.99. NATM tünel 150 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden merkez eksen ($y=0$ m) görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS

Şekil 5.100'de verilen grafiklerden her iki sistemin de ısı yayılım oranını düşürdüğü görülmektedir. Dolayısıyla yüksek yangın yüklerinde yangın söndürme ve baskılama

sistemlerinin kullanılması, ısı yayılım oranının düşürülmesi, kullanıcıların ısıdan daha az etkilenmesi ve yapının zarar görmemesi için uygun olacaktır.



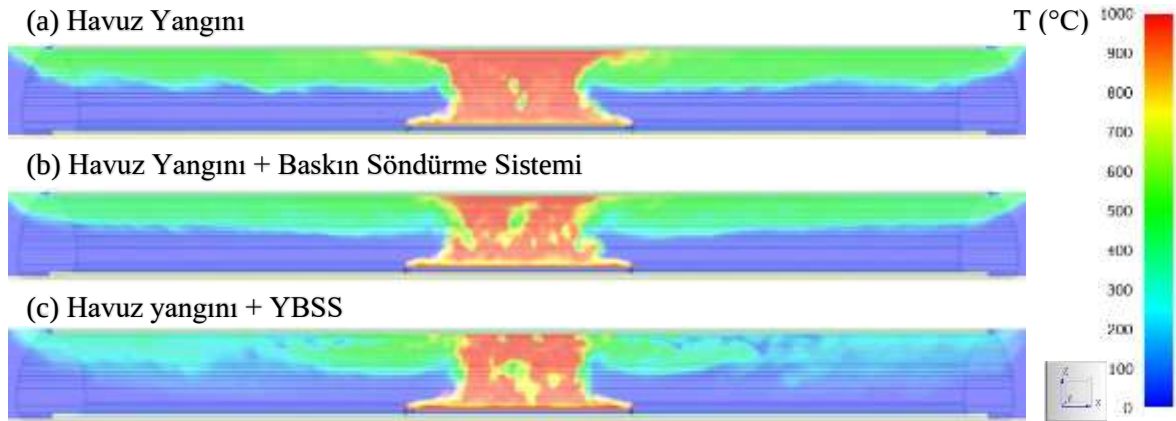
Şekil 5.100. NATM tünel 150 MW havuz yangınına YBSS ve baskın söndürme sistemlerinin etkisi (a) Radyasyonla ısı yayılımı – zaman (b) Taşınım ile ısı yayılımı – zaman (c) İletimle ısı yayılımı – zaman grafikleri

Çizelge 5.30'dan 150 MW yangınına uygulanan baskın sistemin %31,3, YBSS'nin ise %56,7 yangın yayılım oranını azalttığı görülmüştür.

Çizelge 5.30. NATM tünel 150 MW havuz yangınında söndürme sistemlerinin HRR üzerindeki etkisi

600. sn		150 MW		
	Işınım (MW)	Taşınım (MW)	İletim (MW)	Toplam (MW)
Deluge	60	80	10	150
HPWM	60	80	10	150
800. sn		150 MW		
	Işınım (MW)	Taşınım (MW)	İletim (MW)	Toplam (MW)
Deluge	35	60	8	103
HPWM	30	30	5	65

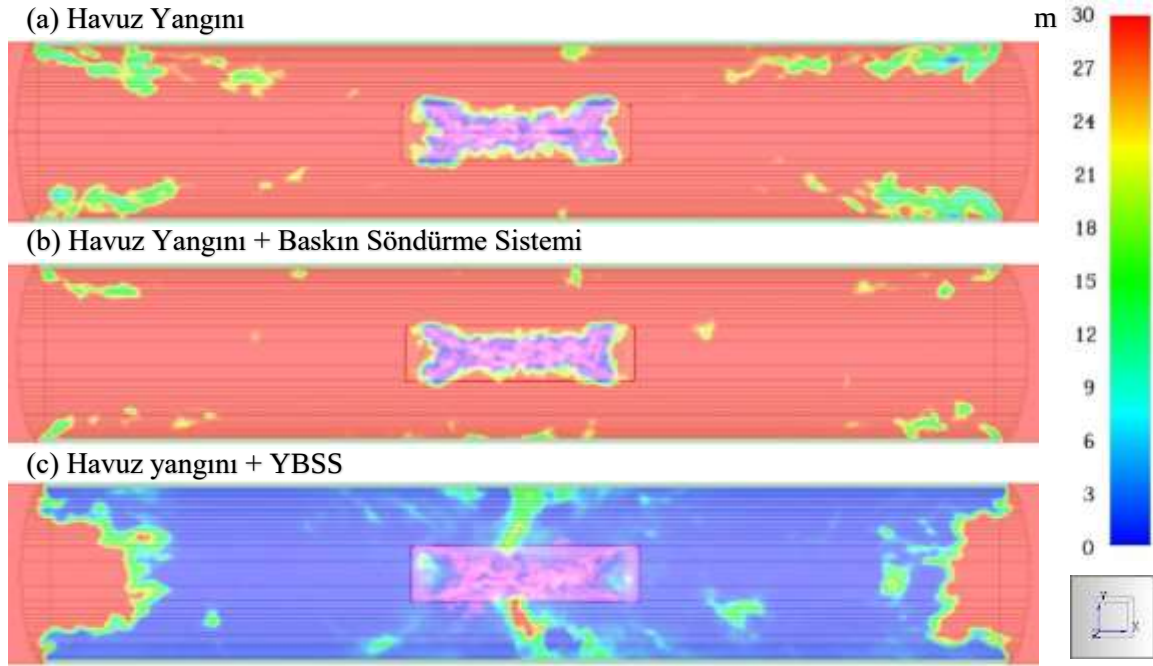
NATM tünel 200 MW havuz yangını 800. saniyedeki sıcaklık dağılımı üç farklı çözüm için Şekil 5.101'de verilmiştir. Buna göre yangın söndürme sistemlerinin yangın nedeni ile oluşan sıcaklığı azalttığı, YBSS'nin baskın sisteme göre çok daha etkin olduğu görülmektedir.



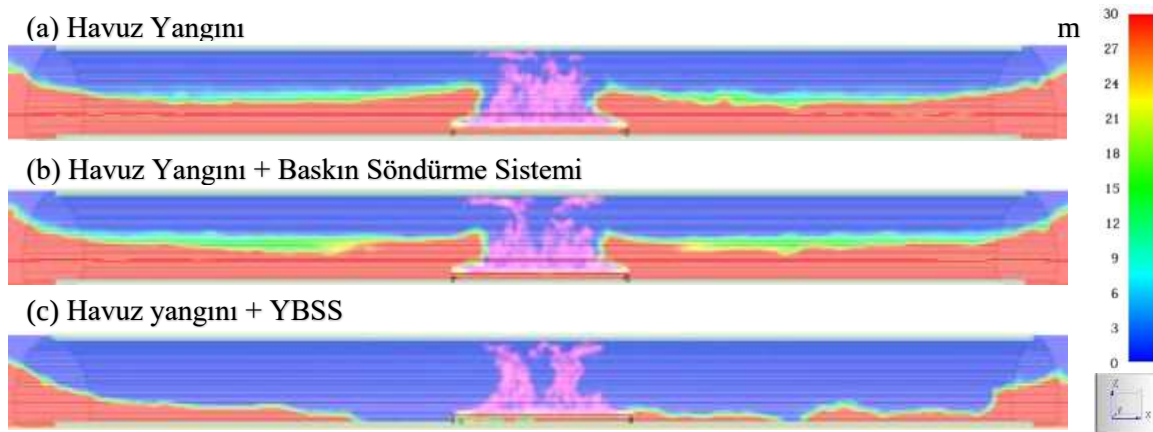
Şekil 5.101. NATM tünel 200 MW havuz yangınında 800. saniyede merkez eksen (y=0 m) sıcaklık dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS

NATM tünel 200 MW havuz yangını 800. saniyedeki görüş mesafesi sonuçları Şekil 5.102 ve Şekil 5.103'de verilmiştir. Bu sonuçlara göre, her iki söndürme sisteminin de görüş mesafesi üzerinde olumsuz etki yarattığı, baskın sistemin kafa mesafesine etki etmediği fakat YBSS'nin standartta belirtilen değerleri sağlamadığı görülmüştür. Buna göre havalandırmasız 4 şeritli NATM tünelde YBSS sisteminin kullanılması önerilmemektedir.

Ayrıca daha dar kesitli 2 veya 3 şeritli NATM tünellerde baskın sistemin etkilerinin control edilmesi uygun olacaktır. Boyuna havalandırma yapılan tünellerde ise, kaçış yönünde etkisi olmayacağı için her iki söndürme sistemi de kullanılabilir.



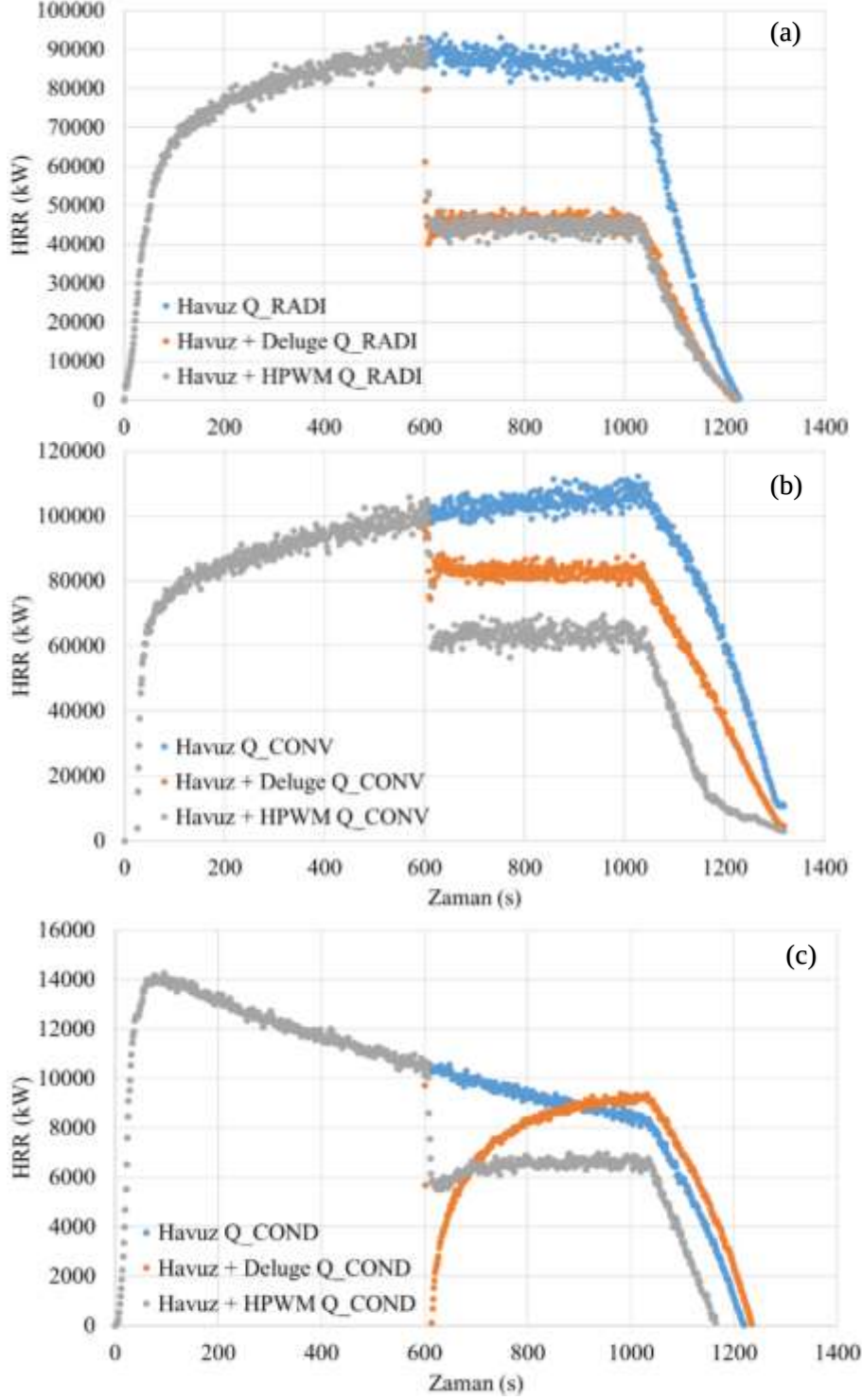
Şekil 5.102. NATM tünel 200 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS



Şekil 5.103. NATM tünel 200 MW havuz yangınında 800. saniyede yerden merkez eksen ($y=0$ m) görüş mesafesi dağılımı (a) Havuz yangını (b) Havuz yangını + baskın söndürme sistemi (c) Havuz yangını + YBSS

Şekil 5.104'de verilen grafiklerden her iki sistemin de ısı yayılım oranını düşürdüğü görülmektedir. Dolayısıyla yüksek yangın yüklerinde yangın söndürme ve baskılama

sistemlerinin kullanılması, ısı yayılım oranının düşürülmesi, kullanıcıların ısıdan daha az etkilenmesi ve yapının zarar görmemesi için uygun olacaktır.



Şekil 5.104. NATM tünel 200 MW havuz yangınına YBSS ve baskın söndürme sistemlerinin etkisi (a) Radyasyonla ısı yayılımı – zaman (b) Taşınım ile ısı yayılımı – zaman (c) İletimle ısı yayılımı – zaman grafikleri

Çizelge 5.31'den 200 MW yangınına uygulanan baskın sistemin %33,5, YBSS'nin ise %44,5 yangın yayılım oranını azalttığı görülmüştür.

Çizelge 5.31. NATM tünel 200 MW havuz yangınında söndürme sistemlerinin HRR üzerindeki etkisi

	Işınım (MW)	Taşınım (MW)	İletim (MW)	Toplam (MW)
Deluge	90	100	10	200
HPWM	90	100	10	200
800. sn		200 MW		
	Işınım (MW)	Taşınım (MW)	İletim (MW)	Toplam (MW)
Deluge	45	80	8	133
HPWM	45	60	6	111

Deneyssel çalışmalar, SYSS çalıştırıldığında HRR değerinin %50 veya daha fazla [57], [114] azaltılabileceğini ve konveksiyonla taşınan ısıнын tipik olarak %70'ten maksimum %50'ye [116] azaltılabileceğini göstermiştir [14]. Yangın söndürme sistemlerinin HRR üzerindeki azaltıcı yöndeki etkisi, duman tahliye için gerekli kritik hız değerinin düşmesine dolayısı ile havalandırma sistem kapasitesinin de azalmasını sağlayacaktır.

200 MW yangın yükü için sadece jet fan havalandırma, jet fan + baskın sulu söndürme sistemi ve jet fan + YBSS söndürme sistemlerinin tünel uzunluğuna göre maliyetlerindeki değişim, karşılaştırmalı olarak Çizelge 5.32'de verilmiştir. Baskın sulu söndürme sisteminin yangın yükünü %30, YBSS sisteminin ise yangın yükünü %50 azaltacağı kabul edilmiştir. Ayrıca maliyet karşılaştırmasında Dolar/TL 18,6 ve Euro/TL 19,4 olarak alınmıştır. Bu sonuçlara göre baskın söndürme sisteminin tünel uzunluğuna bağlı olarak maliyeti %20-25, YBSS söndürme sisteminin ise %40-60 arttırdığı görülmüştür. Baskın ile YBSS sistemleri arasında ise %20-30 maliyet farkı hesaplanmıştır. Bununla birlikte baskın sistemin YBSS sistemine göre 3 kat debi ihtiyacı olması drenaj pompaları, borulama, yağ ayırıcı ve yangın kapanı gibi drenaj sistemi ekipmanının ve yangın söndürme sistemi su ihtiyacı gibi dolaylı maliyetlerinin de olacağı düşünülmektedir. Ayrıca YBSS pompa istasyonlarının daha uzun mesafelerde kullanılabildiği de bilinmektedir. Dolayısı ile proje özelinde yapılacak maliyet analizlerinde dolaylı maliyetlerin de göz önünde bulundurulması uygun olacaktır.

Çizelge 5.32. Maliyet karşılaştırması

Sistem Seçimi	Yangın Yüğü [MW]	Jet Fan Grubu (3 Adet)		YBSS / Baskın Sistem		KM Tünel Uzunluğu İçin Toplam Fiyat [TL]				
		Seçilen Jet Fan	Fiyat TL**	Pompa İstasyonu TL**	1 km İçin Fiyat TL**	2	4	6	8	10
Sadece Jet Fan İle Havalandırma	200	AIR-JF-1250-75kW	1 212 500	-	-	24 250 000	48 500 000	72 750 000	97 000 000	121 250 000
Jet Fan + Baskın Sulu Söndürme Sistemi	140*	AIR-JF-1250-55kW	1 067 000	2 012 191	3 500 000	30 352 191	58 692 191	87 032 191	115 372 191	143 712 191
Jet Fan + YBSS Söndürme Sistemi	100*	AIR-JF-1250-45kW	892 400	7 760 000	7 400 000	40 408 000	73 056 000	105 704 000	138 352 000	171 000 000
*Baskın sulu söndürme sisteminin yangın yükünü %30, YBSS sisteminin ise yangın yükünü %50 azaltacağı kabul edilmiştir.										
**Maliyet karşılaştırmasında Dolar/TL 18,6 ve Euro/TL 19,4 kabul edilmiştir.										

5.3. Karayolu Tüneli Palet Yangını Bulguları

Çalışmanın bu bölümünde aşağıda maddeler halinde verilen işlemler yapılarak karayolu tüneli havalandırma sistemlerinin test ve devreye alınması için bir prosedür önerilmiştir:

- Bölüm 4.3’de detayları aktarılan 201,9 MW kapasiteli ahşap ve plastik paletlerden oluşan Runehamar T1 yangını, test düzeneğindeki sınır şartlarına bağlı kalarak FDS v6.7.7 yazılımı ile simüle edilmiştir. Burada amaç 201,9 MW HRR değerine en yakın sonuçları veren yangın test düzeneğinin belirlenmesidir.
- Belirlenen yangın düzeneği, yine Bölüm 4.3’de sınır koşulları verilen NATM tünelde simülasyonu yapılarak, elde edilen veriler uluslararası standartlara göre yapılan havalandırma hesap sonuçları ile karşılaştırılmıştır.
- Daha sonra trafiğe kapalı NATM tünelden elde edilen hava hızı ölçümleri ile aynı sınır koşullarına sahip simülasyon sonuçları karşılaştırılmıştır. Sonuçlar doğrultusunda, karayolu tüneli havalandırma sistemlerinin soğuk duman testi ve devreye alınması için bir prosedür önerilmiştir.

5.3.1. Hücre boyutu bağımsızlaştırması

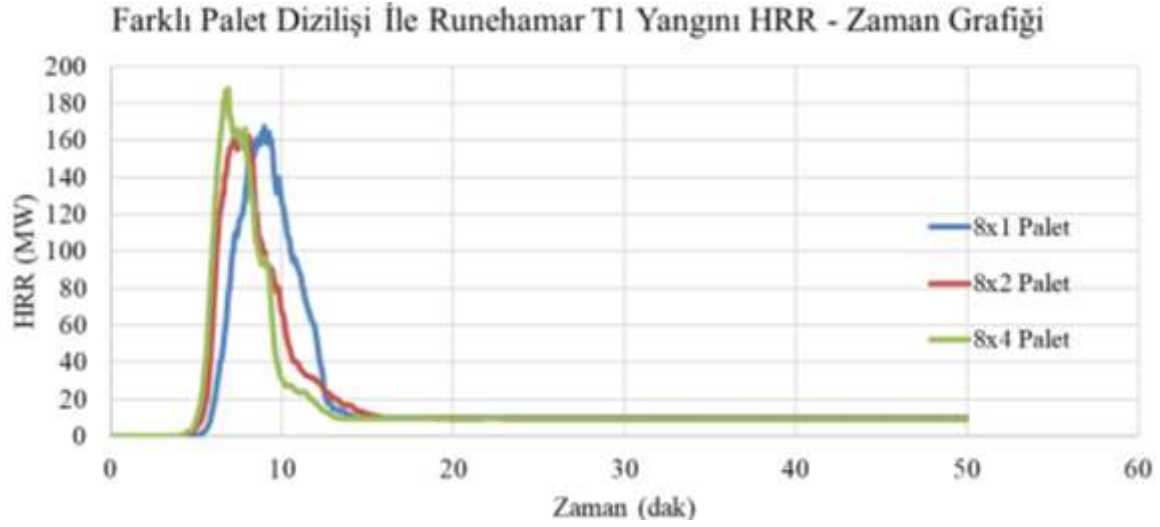
Hücre boyutu bağımsızlaştırma çalışmaları Bölüm 5.2.1’de verilmiş olup, 0,25 m hücre boyutu seçilmiştir.

5.3.2. Acil durum havalandırma hesapları

Bölüm 3.13’de verilen açıklama ve bağıntılar kullanılarak NATM tünelde 200 MW yangın yükü için PIARC ve NFPA normlarına göre 50 m aralıkla hesaplanan jet fan kapasitesi ve yerleşimi Ek-3’de verilmiştir.

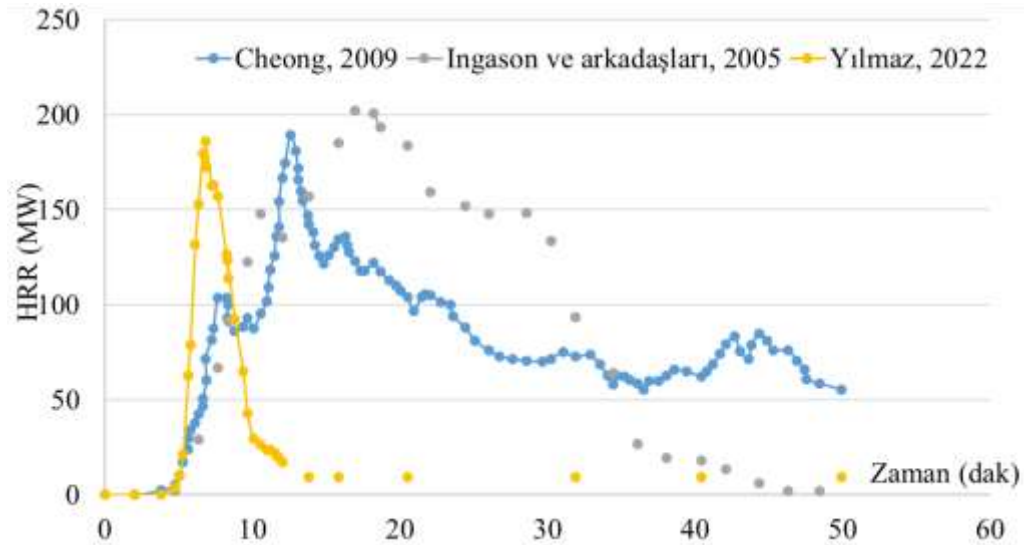
5.3.3. Simülasyon sonuçlarının incelenmesi

Runehamar Tüneli’nde T1 yangın testi simüle edilerek deneysel verilere [52] ve literatüre [56] en yakın yangın düzeneği elde edilmiştir. Şekil 5.105’de görüldüğü gibi 32’li palet (8x4 Palet) PE & ahşap bloklar ile yangın kurulumunun daha uygun olduğu görülmüştür.



Şekil 5.105. Farklı palet dizilişi ile Runehamar T1 yangını HRR – zaman grafiği

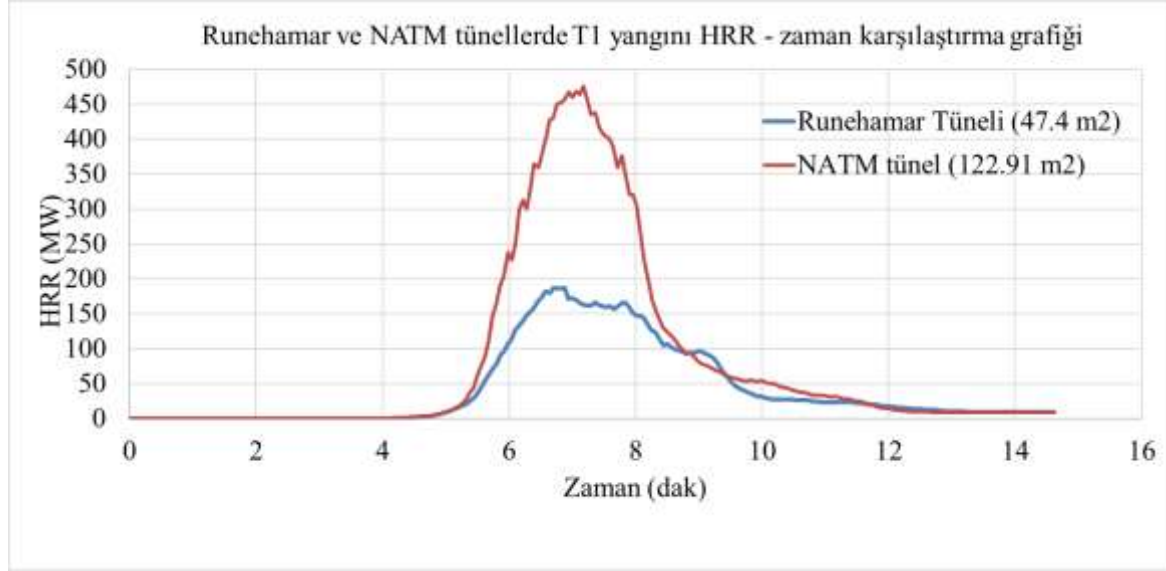
FDS yazılımından elde edilen simülasyon sonuçlarının literatür ve deney sonuçları ile karşılaştırıldığı HRR - zaman grafiği Şekil 5.106'da sunulmuştur.



Şekil 5.106. Runehamar T1 yangını simülasyon, literatür [56] ve deney [52] sonuçları HRR – zaman grafiği

FDS yazılımı ile yapılan simülasyon sonuçlarından en yüksek 188 MW'lık HRR değeri elde edildiği görülmüş olup, deneysel çalışma ile arasındaki fark %7'dir. 8 bölme ve 4 kolondan oluşan Runehamar T1 yangın simülasyonundan elde edilen HRR değerinin deney sonuçlarına yakın olması nedeni ile bu yangın kurulumunun NATM tünelde de kullanılabileceği sonucuna varılmıştır. Bu nedenle, seçilen yangın düzeneği NATM tünelde

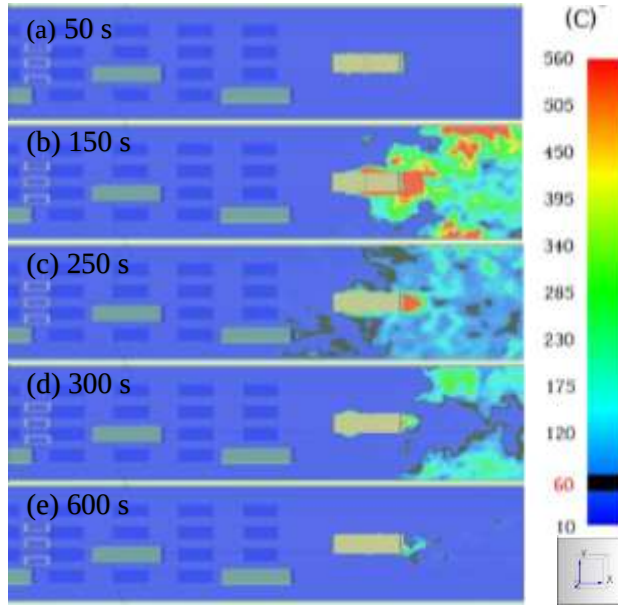
simüle edilmiş ve HRR sonuçları Şekil 5.107'de verilmiştir. NATM ve Runehamar tünelleri kesit alanları ve uygulanan ortalama hava hızı değerleri arasındaki farklılıktan dolayı en yüksek HRR değerinin NATM tünelde 2 kattan fazla arttığı gözlemlenmiştir (Ortalama hava hızları Runehamar tüneline 3 m/s ve NATM tüneline 6 m/s).



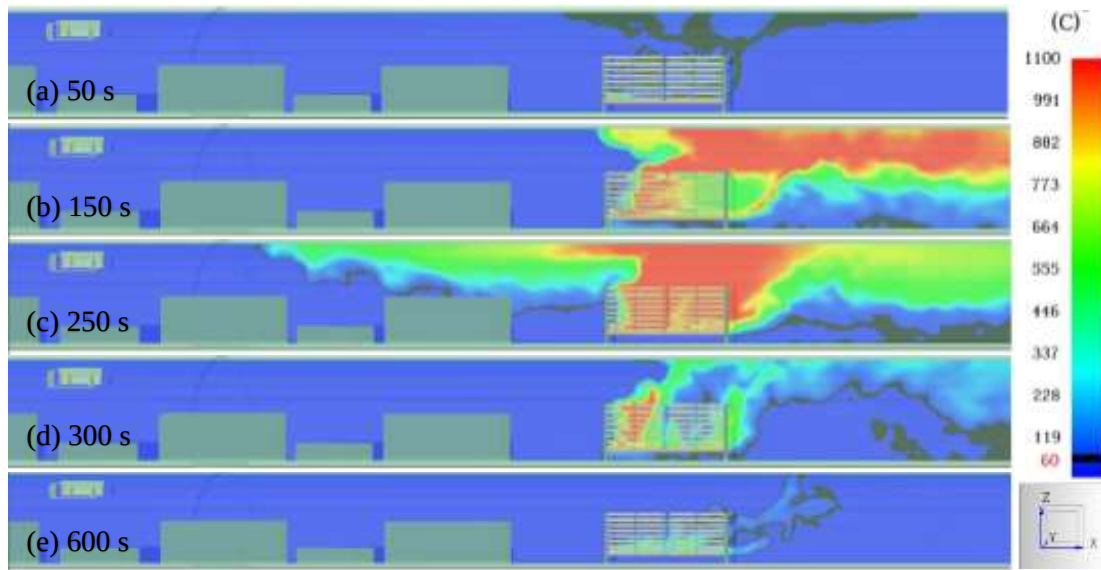
Şekil 5.107. Runehamar ve NATM tünellerinde Runehamar T1 yangın simülasyonu HRR – zaman karşılaştırma grafiği

Daha önce Bölüm 5.2.4’de de bahsedildiği üzere simülasyon sonuçlarının insanlar üzerindeki etkisi tolere edilme (tenability) bölgesi için değerlendirilmektedir. NFPA 502 [16] uyarınca, tolere edilme bölgesi yangının en yüksek HRR değerine bağlı olarak yangın merkezinin 30 m sınırları dışında uygulanmaktadır. NFPA 130’a [17] göre cildin radyasyon ile olan ısı transferine maruz kalması için dayanılabilirlik limiti yaklaşık 2,5 kW/m² ve 60°C’dir.

Şekil 5.108’de görüldüğü gibi, insanların kaçış bölgesinde yerden 2 m yükseklikteki sıcaklıklar 60 °C’nin altındadır. Buna göre hava akımının tersi yönde (yani kaçış yönünde) 30 m dayanılabilirlik sınırının dışındaki sıcaklık değerlerinin insan sağlığına zarar vermeyecek düzeyde olduğu gözlemlenmiştir. Sıcaklık değişimini ve duvar sıcaklığını yorumlamak için tünel boyunca merkez ekseninde oluşturulan plaka üzerindeki sıcaklık dağılımı Şekil 5.109’da verilmiştir. Buna göre, duvar sıcaklığının yaklaşık 1100 °C’ye ulaşmadığı görülmektedir.

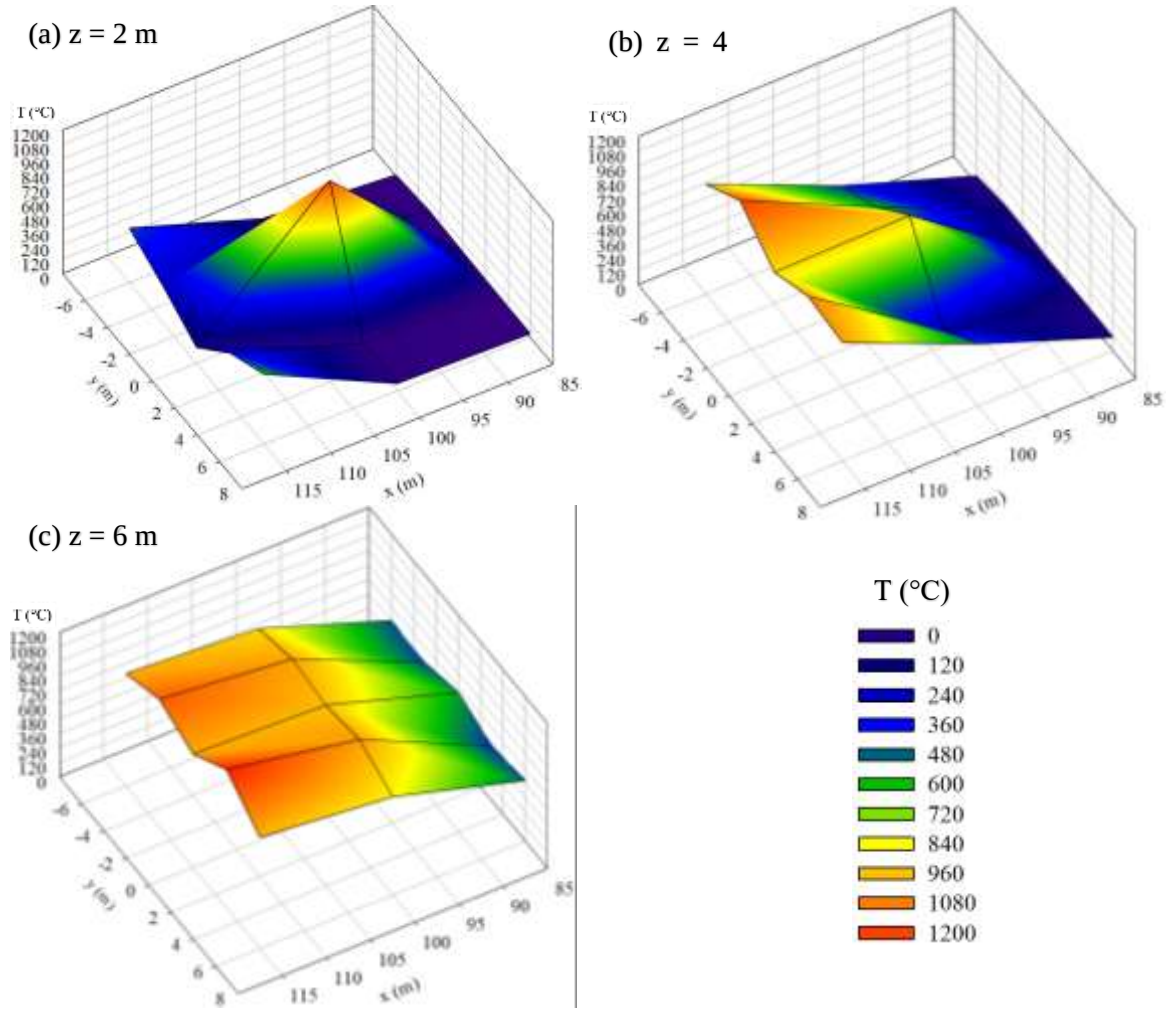


Şekil 5.108. NATM tünel Runehamar T1 yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki sıcaklık dağılımı plan görünümü



Şekil 5.109. NATM tünel Runehamar T1 yangınında merkez eksenindeki ($y=0$ m) sıcaklık dağılımı kesit görünümü

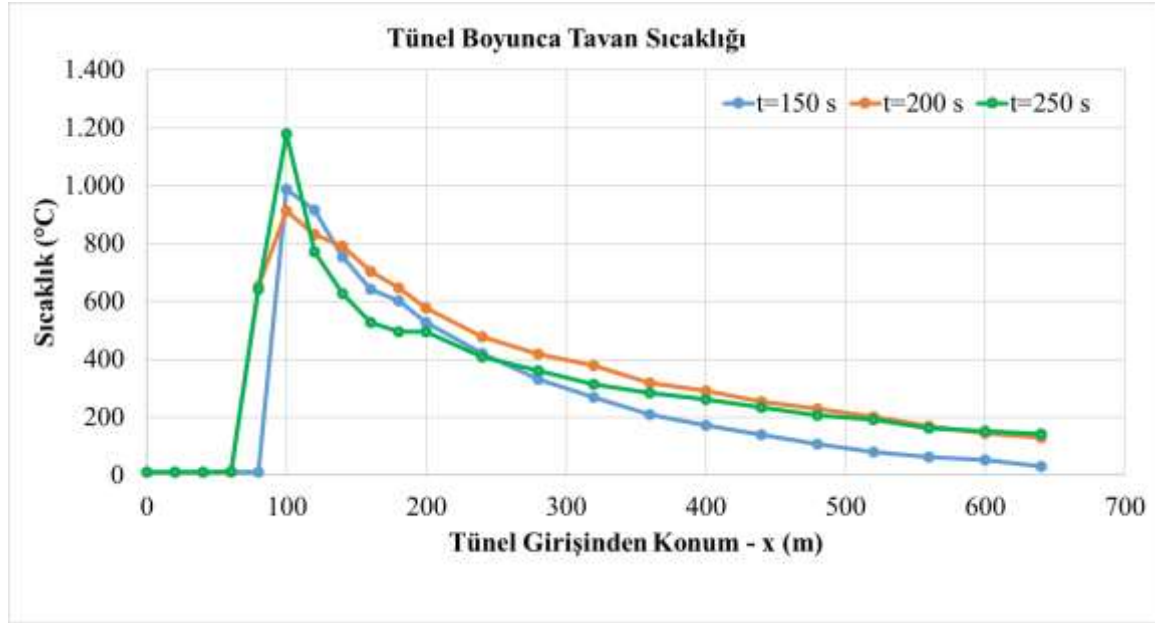
Zeminden $z=2,0$, $z=4,0$ ve $z=6,0$ yüksekliklerde, yangın merkezinin ($x=100$ m, $y=0$ m, $z=1$ m) 15 m çevresinde $t=200$ s'deki sıcaklık dağılımları sayısal analizden elde edilmiş ve Şekil 5.110'da verilmiştir.



Şekil 5.110. NATM tünel Runehamar T1 yangınında yangın bölgesinde $z=2 \text{ m}$ (a), $z=4 \text{ m}$ (b) ve $z=6 \text{ m}$ seviyesindeki sıcaklık dağılımları

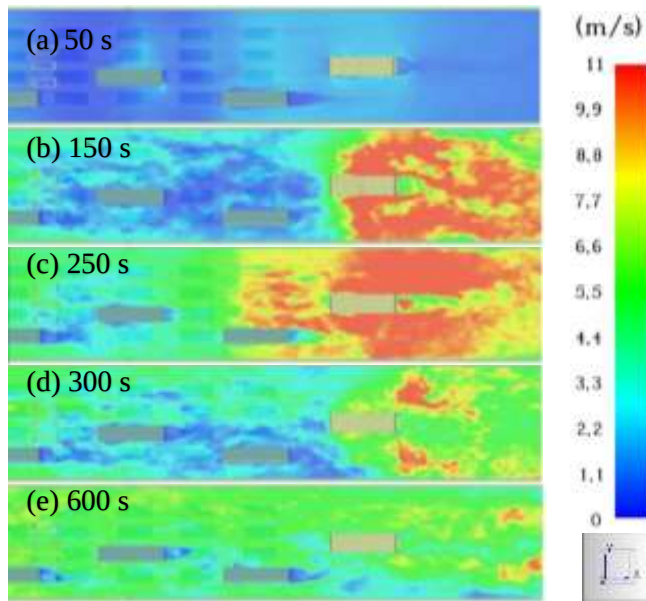
Sıcaklık dağılımının üst düzlemde diğer katmanlara göre daha yüksek olduğu ve 1200°C 'ye kadar ulaştığı görülmektedir. Tünel duvarındaki yüksek sıcaklıktan dolayı petrol tankeri, ağır yük kamyonları gibi yüksek ısı yüküne sahip araçların geçişine izin verilen karayolu tünellerinde yangın koruma levhası veya otomatik sabit yangın söndürme sistemi kullanılmasının uygun olacağı anlaşılmaktadır.

Tünel boyunca tavandaki sıcaklık değişimi Şekil 5.111'de verilmiştir. Jet fanların yangın dayanımı standarda göre değişmekle birlikte genellikle $250\text{-}300^{\circ}\text{C}$ 'dir. Şekil 5.108'de 160 m 'de bulunan ikinci grup jet fanların yaklaşık 700°C tavan sıcaklığına maruz kaldığı görülmektedir. Bu nedenle Bölüm 4.3.1, Şekil 4.34'te gösterilen ikinci jet fan grubunun aktif durumda olmaması varsayımının doğru bir yaklaşım olduğu anlaşılmaktadır.



Şekil 5.111. NATM tünel Runehamar T1 yangını, $t=150$ s, $t=200$ s and $t=250$ s anlarında tünel boyunca tavan sıcaklığı konum grafiği

NFPA 502'ye [16] göre, acil durum tahliye koşullarında en yüksek tolere edilebilir hava hızının 11 m/s olması gerekmektedir. Daha yüksek hava hızları tahliye yolları boyunca kaçan kişiler üzerinde olumsuz koşulların oluşmasına neden olmaktadır. Bu nedenle hava hızı 0-11 m/s arasında ölçeklendirilmiş ve Şekil 5.112'de verilmiştir.



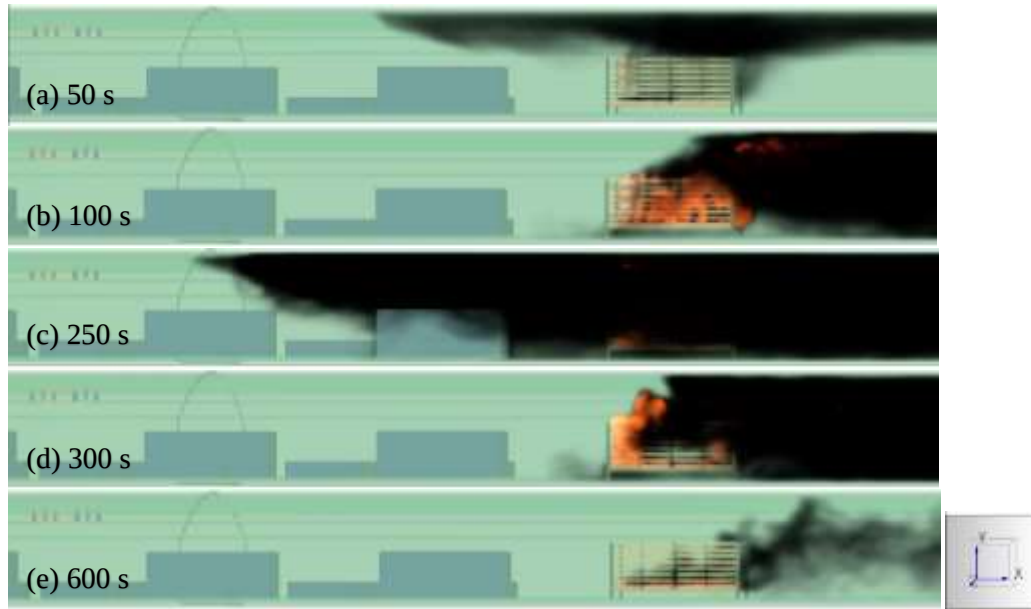
Şekil 5.112. NATM tünel Runehamar T1 yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki hız dağılımı plan görünümü

Aşağıda verilen hız-zaman grafiklerinden tünel boyunca hız değerlerinin genellikle kritik hız alt sınırının üzerinde, 11 m/s üst sınırının altında olduğu görülmektedir. Sadece yangın ve araç engelleme etkisinden dolayı hızların yangın mahallinde sınır değerleri aştığı gözlemlenmiştir.

Genel olarak tünel içindeki hava hızının 11 m/s olan üst sınırdan daha düşük olduğu ancak yangına yakın bölgelerde 150-300 s arasında sınıra yaklaştığı görülmektedir.

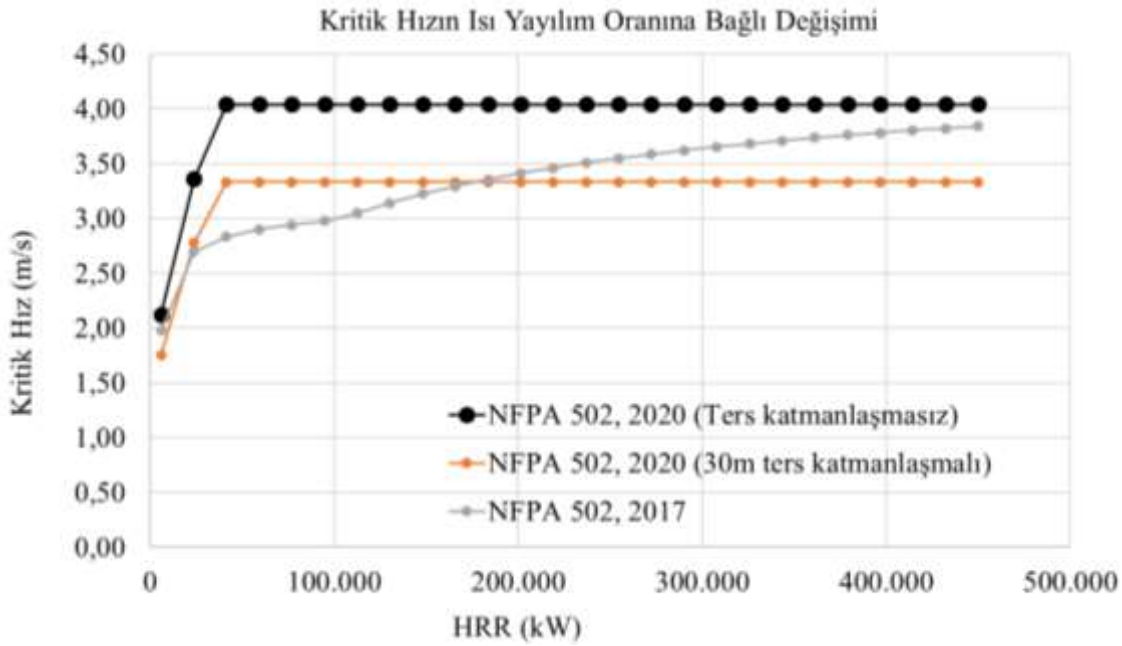
NFPA 502'ye [16] göre tahliye yollarında yerden en az 2 m yüksekliğin dumandan arındırılmış olması gerekmektedir. NATM tünelde yapılan Runehamar T1 yangın kurulumu simüle edilerek elde edilen duman dağılımı, merkez düzlem boyunca farklı zaman adımları için Şekil 5.110'da verilmiştir.

Şekil 5.113'den de görüldüğü üzere jet fanların 50 saniye sonra devreye girdiği, HRR'ın 300 - 450 MW arasında olduğu 150 ile 250 saniye arasında 30 m'ye kadar ters katmanlaşma meydana geldiği görülmektedir.



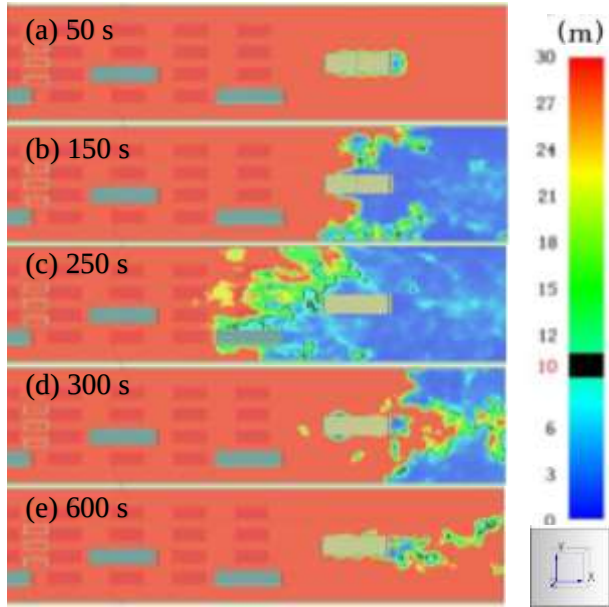
Şekil 5.113. NATM tünel Runehamar T1 yangınında merkez eksen ($y=0$ m) duman dağılımı kesit görünümü

Farklı yangın yükleri için NFPA standartlarına [16, 194] göre hesaplanan kritik hız değerleri Şekil 5.114'de verilmiştir. 300 MW yangın yükünde elde edilen 3,4 - 4 m/s hızların yetersiz olduğu görülmektedir. Şekil 5.110 ve Şekil 5.112'den de anlaşılacağı üzere, 300 MW ve üzeri yüklerde 6 m/s hava hızının dahi ters katmanlaşmayı engelleyemediği anlaşılmıştır. Buna göre, en yüksek HRR'nin 300 MW'tan yüksek olabileceği ağır yük kamyonu veya petrol tankeri yangınları ile 4 şeritli NATM tünel gibi geniş kesitli tüneller için bir güvenlik payının dikkate alınması gerektiği anlaşılmaktadır.



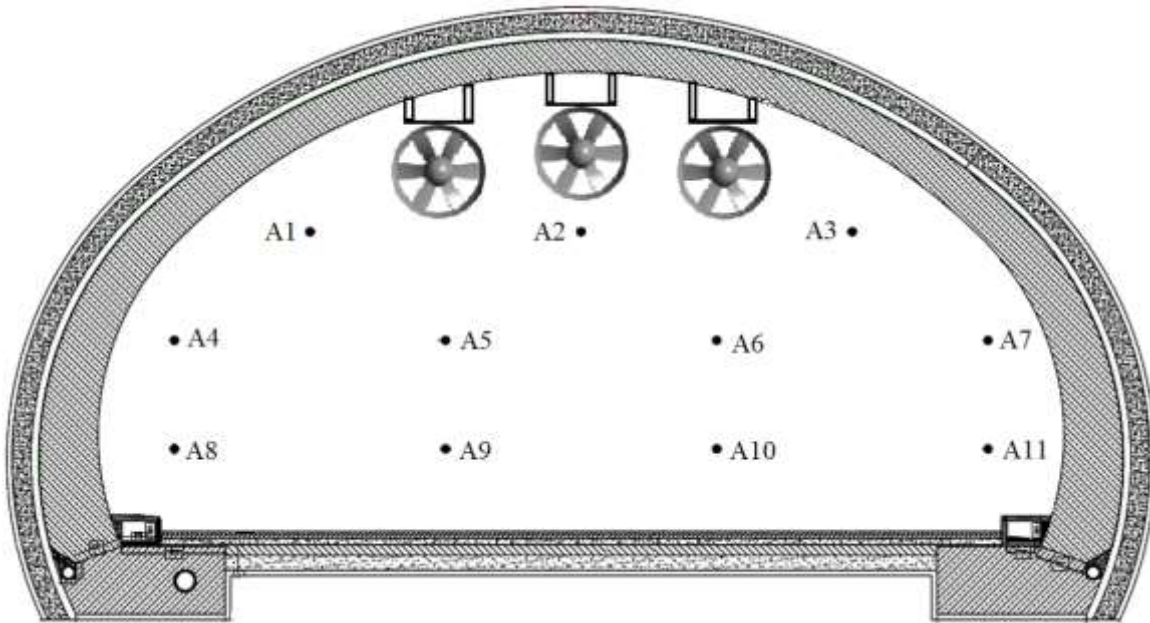
Şekil 5.114. Farklı yangın yükleri için hesaplanan kritik hız değerleri

NATM tünelde Runehamar T1 yangın kurulumu simüle edilerek tünel boyunca farklı zaman adımlarında elde edilen görüş mesafesi görselleri Şekil 5.115'de verilmiştir. NFPA 502'ye [16] göre, sağlıklı bir acil durum tahliyesi gerçekleştirilebilmesi için, acil kaçış levhaları gibi 8,6 cd/m²'lik bir yük ile dahili olarak aydınlatılan işaretlerin 30 m, kapı ve duvarlar gibi yapı elemanlarının ise 10 m'den sürekli olarak görülebilmesi gerekmektedir. Görüş mesafesinin bu değerlerin altına düşmesi durumunda duman nedeniyle görme kaybı, yolcuların yön duygusunu kaybetmelerine ve dolayısıyla daha ağır kayıplara neden olabilmektedir. Şekil 5.115'de görüldüğü gibi, tahliye bölgesinde görüş mesafesi 150-250 saniye arasında 20 m'nin altına düşmüştür. Ancak sürenin kısa olması nedeniyle insan sağlığına ciddi bir zararı olmayacağı söylenebilir.



Şekil 5.115. NATM tünel Runehamar T1 yangınında yerden $z=2$ m yükseklikteki görüş mesafesi dağılımı plan görünümü

Minimum ve maksimum hız değerleri ve kabul edilen kapsama alanları Çizelge 5.33’de verilmiştir. 11 ölçüm noktasının konumları Şekil 5.116’da sunulmuştur.



Şekil 5.116: NATM tünel en kesiti ve hız ölçümü yapılan noktalar

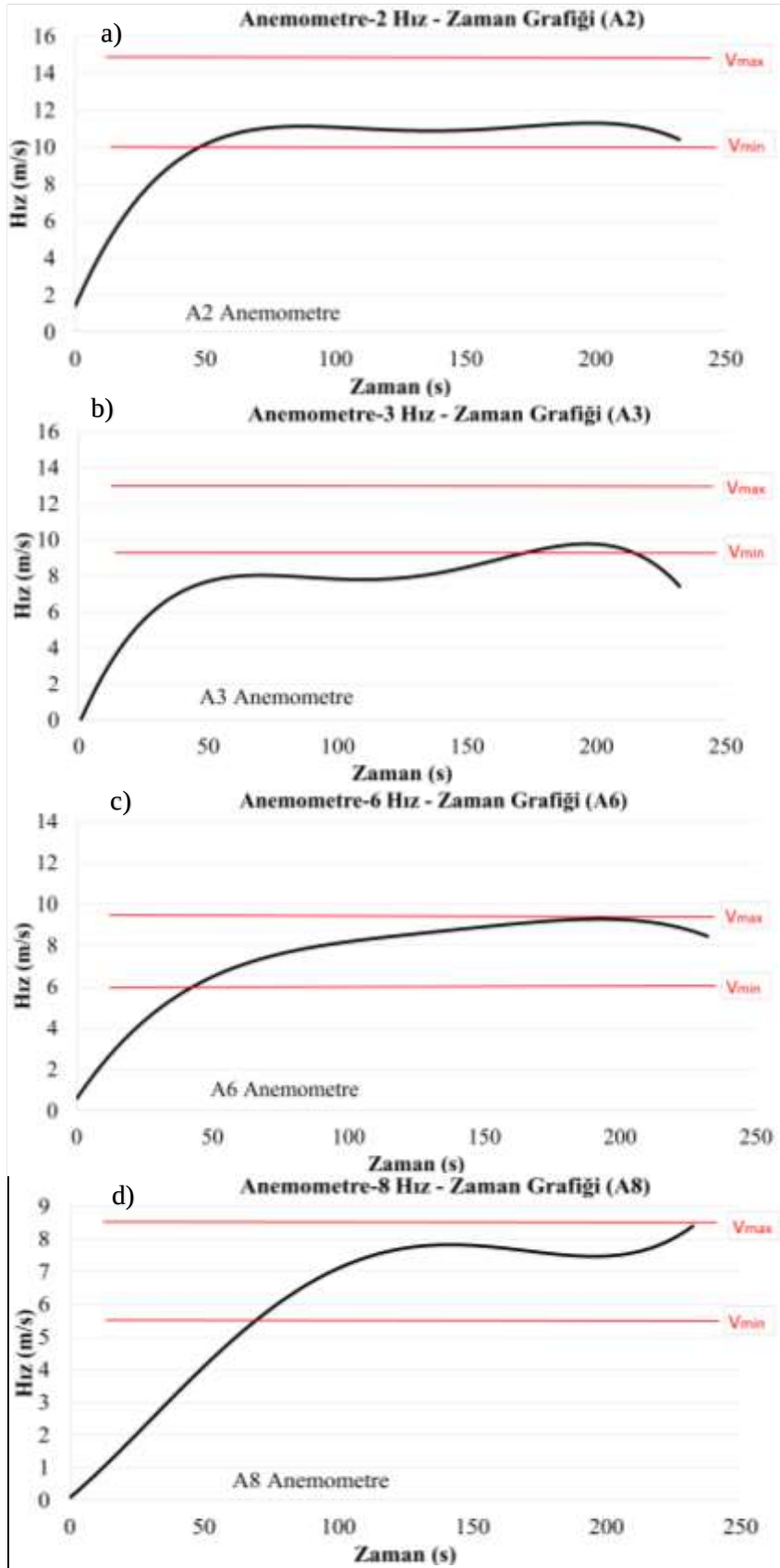
Hava hızı ölçümlerinde kullanılan el tipi anemometrenin ölçüm aralığı 0-40 m/s ve hassasiyeti $\pm 0,3$ m/s’dir.

Çizelge 5.33. NATM tünel havalandırma sistemi hız ölçüm değerleri

Ölçüm Noktaları	Hava Hızı (m/s)		Alan (m ²)	Debi (m ³ /s)	
	En Düşük	En Yüksek		En Düşük	En Yüksek
A1	10	14	13	130	182
A2	10	15	19	190	285
A3	9,5	13	13	123,5	169
A4	9,5	11	7	66,5	77
A5	9,5	10	10	95	100
A6	6	9,5	10	60	95
A7	7,5	9,5	7	52,5	66,5
A8	5,5	8,5	9	49,5	76,5
A9	5	7	13	65	91
A10	5	7	13	65	91
A11	6	9	9	54	81
Total			123	951	1314
Ortalama En Yüksek ve En Düşük Hızlar Vort (m/s)				7,7	10,5

Ölçülen hızlar, kapsadığı öngörülen alanlar ile çarpılarak kesitten geçen debi elde edilmiştir. Daha sonra ortalama minimum ve ortalama maksimum hızlar tünel kesitine bölünerek bulunmuştur. Buna göre tünel bölümünde hızın 9,2 m/s olduğu görülmektedir.

Soğuk duman test senaryosu NATM tünel için yapılarak hız ölçümleri ile karşılaştırılmış ve doğrulanmıştır. NATM tünel hız ölçümleri sırasındaki sınır koşulları ile birlikte FDS yazılımında simüle edilmiş ve hava hızının zamana göre değişimleri elde edilir. Buna göre ölçülen minimum ve maksimum hız değerleri de Şekil 5.117'de verilen grafiklerde kırmızı ile işaretlenmiştir.



Şekil 5.117. NATM tünel için yapılan simülasyon sonuçlarından elde edilen farklı anemometre konumları için hız - zaman grafikleri ve ölçüm ortalamaları (a) Anemometre-2, (b) Anemometre-3, (c) Anemometre-6, (d) Anemometre-8

Hava akışının tam olarak gelişmesi için gereken süre göz önüne alındığında, sayısal analizden elde edilen 150-200 s arasındaki hız sonuçlarının ortalaması alınmıştır. Bu sonuçlar doğrultusunda sayısal analizden elde edilen ortalama hızın 8,77 m/s olduğu ve ölçülen ortalama hız değerleri ile sayısal analiz sonuçları arasındaki farkın %4,9 olduğu belirlenmiştir.

6. SONUÇ VE ÖNERİLER

Çalışma üç aşamadan oluşmaktadır. Genel hatları ile metro istasyonundaki havuz yangını, karayolu tüneline havuz yangını, karayolu tüneline sulu söndürme sistemlerinin yangın üzerindeki etkisi ve karayolu tüneline katı yangınları incelenmiştir.

Çalışmanın ilk bölümünde yer alan 1:100 ölçekli metro istasyonu modelinde n-heptan havuz yangını için deneysel ve sayısal simülasyonlar yapılarak, ikinci dereceden, üstel, doğrusal, t^2 ve tasarım yangın eğrilerinin kombinasyonunun tahmin performansının değerlendirilmesi yapılmıştır. Ayrıca deneysel veriler kullanılmadan küçük ölçekli havuz yangınlarını tahmin etmek için sayısal analizlerin yapılması ve en uygun parametrelerin ve yangın eğrilerinin belirlenmesi amaçlanmıştır. Bulgulardan elde edilen en önemli sonuçlar aşağıda sunulmuştur:

- FDS kullanılarak elde edilen sayısal sonuçlar deneysel verilerle doğrulanmış ve diğer eğrilerden %12,17 fark ile daha az uygun olan Eurocode HC 1 hariç %4,59 ile %9,02 arasındaki tüm tasarım yangın eğrileri için iyi bir uyum gözlemlenmiştir.
- Üstel tasarım yangın eğrisinin, deneyde ölçülen büyüme evresinde yaklaşık %1,2 ve tüm evrelerde yaklaşık %4,49 ortalama fark ile diğer çalışmalar tarafından önerilen yangın tasarım eğrilerinden daha iyi tahmin edildiği saptanmıştır.
- Deneysel sonuçlardan bağımsız olarak, üstel yangın tasarım eğrisi kullanılarak yapılan sayısal çalışmadan elde edilen sıcaklık dağılım sonuçları ile literatürden elde edilen radyasyon/türbülans parametrelerinin deneysel sonuçlarla ortalama %4,49 farklılık gösterdiği görülmektedir. Bu nedenle küçük ölçekli hidrokarbon havuz yangınlarında üstel tasarım eğrisi kullanılarak yangın tasarımının yapılabileceği söylenebilir.
- Sonuçlar, görüş mesafesinin 60 saniye sonra 10 m'nin altına düştüğünü göstermiştir. Bu nedenle metro istasyonu gibi yer altı ulaşım yapılarında acil durum koşulları için cebri havalandırma sistemi kurulması gerektiği anlaşılmaktadır.
- Standartlarda insan sağlığını etkileyen 1706 ppm'lik dayanım sınırının çok altında, 120 ppm olarak elde edilen karbon monoksit içeriğinin olduğu görülmüştür.
- Eurocode ve üstel eğriler ile elde edilen HRR'in sırasıyla gelişme ve bozulma aşamasında diğer eğrilere göre daha yüksek olduğu görülmektedir. Eurocode ve tanh

yangın gelişme eğrileri ile elde edilen HRR değerleri arasındaki ortalama farkın %8,4 olduğu gözlenmiştir.

- Küçük ölçekli hidrokarbon havuz yangını sayısal çalışmaları için en uygun türbülans ve radyasyon parametreleri belirlenmiştir. Bundan sonra yapılacak benzer doğrulama çalışmaları için de bu sonuçlardan yararlanılabilecektir.
- Yangın tasarım eğrilerini doğrulamak için gelecekte farklı yakıt türleri ve boyutları için havuz yangınlarının görülmesi için daha fazla sayısal ve deneysel çalışmalara ihtiyaç olduğu anlaşılmıştır.

NATM tünelde 6 MW, 15 MW, 30 MW, 100 MW, 150 MW ve 200 MW ısı yayılım oranına sahip havuz yangını simülasyonu yapılmış ve standartlarda yer alan havalandırma hesaplarından elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Bulgulardan elde edilen en önemli sonuçlar aşağıda sunulmuştur:

- Genel olarak uluslararası standartlarda verilen formüllere göre yapılan acil durum havalandırma hesapları ile simülasyon sonuçlarının uyumlu olduğu görülmüştür. Buna göre FDS modelinde kullanılan parametreler yardımı ile, tünelde oluşabilecek farklı acil durum koşulları simüle edilebilir ve doğrulama çalışmaları yapılabilir.
- Jet fanların yangın dayanımı standartlara göre değişmekle birlikte 250-300 °C mertebesinde dir. 200 MW ve daha yüksek yangın yükü ile yapılan simülasyonlarda tavan sıcaklığının 200 m'ye kadar limitlerin üzerinde olduğu anlaşılmaktadır. Buna göre jet fan mesafeleri, tünel kesit alanı, yangın senaryosu ve kabul edilen yangın konumu da dikkate alınarak birden fazla jet fan grubunun yedek olarak nitelendirilmesi gerekebilecektir.
- 100 MW, 150 MW ve 200 MW yangın yükleri ile yapılan simülasyon sonuçlarından, jet fanlar devreye girene kadar kaçış yönünde sıcaklığın yükseldiği ve dumanın yayıldığı görülmektedir. Bu nedenle tanker geçişine izin verilen tünellerde jet fan aktivasyon süresinin, can ve mal kayıplarını en aza indirmesi için mümkün mertebe düşük tutulması gerekmektedir.
- 100 MW, 150 MW ve 200 MW yangın yükleri ile yapılan simülasyonlarda duvar sıcaklığının beton ve donatı imalatını etkileyebilecek mertebeye ulaştığı görülmektedir. Buna bağlı olarak yüksek yangın yükü bulunan araçların geçişine

müsade edilen tünellerde otomatik yangın söndürme sistemi veya yangın koruma plakaları kullanılmasının uygun olacağı sonucuna varılmıştır.

- 100 MW, 150 MW ve 200 MW yangın yükleri üzerine uygulanan baskın söndürme sisteminin yangın yükünü ortalama %30 ve yüksek basınç su sisi sisteminin ise yangın yükünü ortalama %50 azalttığı görülmüştür. Dolayısı ile yüksek riskli ve deniz altı geçişi vb. yapısalın zarar görmemesi gereken karayolu tünellerinde sulu söndürme sistemlerinin kullanılmasının uygun olacağı anlaşılmıştır.
- 100 MW, 150 MW ve 200 MW yangın yükleri üzerine uygulanan baskın söndürme sisteminin görüş mesafesini 10 m'nin altına düşürdüğü ve standartlarda belirtilen koşulları sağlamadığı, yangın kaçışını olumsuz yönde etkilediği görülmektedir. Buna göre havalandırma sistemi bulunmayan karayolu tünellerinde YBSS sistemi kullanılmasının uygun olmayacağı söylenebilir. Bununla birlikte havalandırma sistemi bulunan tünellerde, su sisinin trafik yönünde duman ve sıcak hava ile birlikte tahliye olacağı düşünüldüğünde yangın yükünü düşürdüğü için kullanılması uygun olacaktır.
- Yapılan maliyet analizinde su sisi söndürme sisteminin, baskın sisteme göre tünel uzunluğuna bağlı olarak %20-30 daha pahalı olduğu anlaşılmıştır. Bununla birlikte su sisinin 1750 l/dak (29,2 l/s) olan anlık debisinin, 5250 l/dak (87,5 l/s) baskın sistem debisinden 3 kat daha fazla olması nedeni ile drenaj sistemi altyapısında avantaj sağlayacağı anlaşılmıştır.
- YBSS söndürme sisteminin yangın yükü üzerindeki etkisi ve altyapı ihtiyacı değerlendirildiğinde baskın sisteme göre daha avantajlı olduğu anlaşılmaktadır.
- Sulu söndürme sistemlerinin yangın yükü üzerindeki azaltıcı etkisi nedeni ile, gabarinin kritik olduğu tünellerde jet fan çapının düşürülmesi için sulu söndürme sistemi kullanılabileceği görülmüştür.
- Havalandırma sisteminin sulu söndürme sistemlerinin üzerindeki etkisini daha iyi anlayabilmek için daha fazla sayısal ve deneysel çalışmalara ihtiyaç olduğu anlaşılmıştır.

Runehamar tüneli ve NATM tünel için deneysel ve sayısal çalışmalar yapılmıştır. Acil havalandırma hesaplamaları uluslararası standartlara göre yapılmış ve FDS yazılımı kullanılarak sayısal analizlerle doğrulanmıştır. Deneysel çalışmaya dayalı olarak, 201,9 MW en yüksek HRR kapasiteli ahşap ve plastik palet yangın kurulumunu içeren en uygun T1 yangını modelini elde etmek için FDS ile Runehamar tünel modelinde simülasyonlar

yapılmıştır. Ayrıca, boyuna havalandırma sistemleri için soğuk duman testi ve devreye alma prosedürü için NATM tünel kesitinde soğuk duman senaryosu simüle edilmiş ve yerinde alınan hız ölçümleri ile doğrulanmıştır. Bulgulardan elde edilen en önemli sonuçlar aşağıda sunulmuştur:

- Soğuk duman senaryosu simülasyonundan elde edilen sayısal sonuçlar, deneysel verilerle doğrulanmış ve uyumlu olduğu gözlenmiştir. Bu sonuçlar doğrultusunda ölçülen ortalama hız değerleri ile sayısal analiz sonuçları arasındaki farkın %4,9 olduğu tespit edilmiştir.
- Soğuk duman sayısal ve deneysel sonuçlara bağlı olarak karayolu tünel havalandırma sistemlerinin test ve devreye alınması sırasında bu işlemlerin uygulanabileceği söylenebilir.
- NATM tünelindeki ağır yük kamyonu yangınının sonuçları, 60 saniye sonra görüşün 10 m'nin altına düştüğünü göstermiştir. Buna göre tahliyenin sağlıklı bir şekilde yapılabilmesi için ters katmanlaşmaya izin verilmemesinin uygun olduğu görülmüştür.
- NATM tünelinde 200 MW HRR yangınında kaçış bölgesi için elde edilen karbon monoksit içeriğinin, standartlarda insan sağlığını etkileyen dayanılabilirlik sınır değerlerinin çok altında olduğu görülmüştür.
- NATM tünel simülasyon sonuçlarından sıcaklık ve radyasyon dağılımının hava akışının test yönünde uygun sonuçlar verdiği anlaşılmaktadır.
- 200 MW HRR değerine sahip yangın için yapılan kritik hız değerlerinin yıllar içinde yaklaşık %18,5 arttığı görülmektedir. Bununla birlikte 47,4 m² kesit alanına ve 3 m/s hava hızı uygulanan Runehamar tüneli yangın testlerinden elde edilen ısı değerlerinin, 4 şeritli ve 122,91 m² kesit alanına sahip NATM tünel gibi daha büyük kesitli ve daha fazla havalandırılan ortamlarda 2 kattan fazla arttığı gözlemlenmiştir. Bu nedenle ağır yük kamyonu ve petrol tankeri gibi riskli araçların geçişine mücadele edilen karayolu tünellerinde, üst limitin altında kalmak koşulu ile kritik hızın bir güvenlik marjı ile artırılması gerektiği sonucuna varılmıştır.
- Yangın problemlerindeki optimum ağ boyutu seçiminde, D^*/dx oranının 10 metrebesinde olması yeterli olmakla birlikte [156], bu tip büyük modele ve HRR'na sahip yangın problemlerinde D^*/dx oranının daha yüksek, > 32 mertebede olması gerektiği anlaşılmıştır.

Bundan sonra yapılacak çalışmalarda bir yangın yükünün farklı tünel kesitlerindeki gelişimi incelenebilir. Ayrıca hava hızı değişiminin yangın ve otomatik sulu söndürme sistemleri üzerindeki etkisi araştırılabilir.

KAYNAKLAR

1. Hurley, M. J., Beyler, C. (2016). *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering* (5th Edition). ABD: Springer, 1-3493.
2. Ingason, H., Li, Y. Z., Lönnemark, A. (2015). *Tunnel Fire Dynamics* (First Edition). New York: Springer, 153-162.
3. Drysdale, D. (2011). *An Introduction to Fire Dynamics* (Third Edition). University of Edinburgh, Scotland. İngiltere: A John Wiley & Sons, 387-439.
4. Karlsson, B., Quintiere, J. G. (2000). *Enclosure Fire Dynamics* (First Edition). Florida: CRC Press, 37-58.
5. McGrattan, K., Hostikka, S., McDermott, R., Floyd, J., Vanella M. (2021). *Fire Dynamics Simulator User's Guide* (Sixth edition). NIST: National Institute of Standards and Technology Special Publication 1019, U. S. Department of Commerce, 1-392.
6. McGrattan, K., Hostikka, S., McDermott, R., Floyd, J., Vanella, M. (2021). *Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 1: Mathematical Model* (Sixth edition). NIST: National Institute of Standards and Technology Special Publication 1018-1, U. S. Department of Commerce, 1-181.
7. McGrattan, K., Hostikka, S., McDermott, R., Floyd, J., Vanella, M. (2021). *Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 2: Verification* (Sixth edition). NIST: National Institute of Standards and Technology Special Publication 1018-2, U. S. Department of Commerce, 1-232.
8. McGrattan, K., Hostikka, S., McDermott, R., Floyd, J., Vanella, M. (2021). *Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 3: Validation* (Sixth edition). NIST: National Institute of Standards and Technology Special Publication 1018-3, U. S. Department of Commerce, 1-834.
9. PIARC World Road Association 05.02.B, (1995). *Road Tunnels Vehicle Emissions and Air Demand For Ventilation*. Committee on Road Tunnels, Kanada.
10. PIARC World Road Association 05.05.B, (1999). *Fire and Smoke Control in Road Tunnels*. Committee on Road Tunnels, Fransa.
11. PIARC World Road Association, (2007). *Systems and Equipment for Fire and Smoke Control in Road Tunnels*. Committee on Road Tunnels, Fransa.
12. PIARC World Road Association 2017R01EN, (2017). *Design Fire Characteristics For Road Tunnels*. Committee on Road Tunnels, Fransa.
13. PIARC World Road Association, (2008). *Road Tunnels: An Assessment of Fixed Fire Fighting Systems*, PIARC Technical Committee, Fransa.
14. PIARC World Road Association, (2016). *Fixed Fire Fighting Systems In Road Tunnels: Current Practices And Recommendations*, PIARC Technical Committee, Fransa.

15. Directive 2004/54/EC, (2004). *The European Parliament and of The Council of 29 April 2004 on Minimum Safety Requirements For Tunnels In The Trans-European Road Network*, Official Journal European Union.
16. National Fire Protection Association - NFPA 502 (2020). *Standard for Road Tunnels, Bridges, and Other Limited Access Highways*, ABD.
17. National Fire Protection Association - NFPA 130 (2020). *Standard for Fixed Guideway Transit and Passenger Rail Systems*, ABD.
18. National Fire Protection Association - NFPA 13 (2022). *Standard for the Installation of Sprinkler Systems*, ABD.
19. National Fire Protection Association NFPA 750 (2019). *Standard on Water Mist Fire Protection Systems*, ABD.
20. The Austrian Research Association for Roads, Railways and Transport - RVS 09.02.31 (2008). *Design Guidelines Tunnel Ventilation, Basic Principles*.
21. The Austrian Research Association for Roads, Railways and Transport - RVS 09.02.51 (2008). *Fire Extinguishing Systems, Fixed Fire Fighting Systems*.
22. Design Manual for Roads and Bridges - CD 352 (2020). *Highway Structures & Bridges Design*.
23. Design Manual for Roads and Bridges - BD 78/99 (1999). *Design of Road Tunnels*.
24. British Standard - BS ISO-TR 13387-2 (1999). *Fire Safety Engineering - Part 2: Design Fire Scenarios and Design Fires*.
25. RABT Road and Transportation Research Association (2006). *Guidelines for Equipment and Operation of Road Tunnels*.
26. CETU (Centre d'Etudes des Tunnels) Tunnels Study Center (2010). *Water Mists In Road Tunnels State of Knowledge and Provisional Assessment Elements Regarding Their Use*.
27. EN 14972-1 (2020). *Fixed Firefighting Systems - Water Mist Systems - Part 1: Design, Installation, Inspection and Maintenance*.
28. UPTUN R651 (2007). *Engineering Guidance for Water Based Fire Fighting Systems for the Protection of Tunnels and Subsurface Facilities*.
29. SOLIT Safety of Life in Tunnels (2012). *Engineering Guidance for a Comprehensive Evaluation of Tunnels With Fixed Fire Fighting Systems Using The Example of Water Based Fixed Fire Fighting Systems. Annex 1: Status analysis*, Almanyà.
30. SOLIT Safety of Life in Tunnels (2012). *Engineering Guidance for a Comprehensive Evaluation of Tunnels With Fixed Fire Fighting Systems Using The Example of Water Based Fixed Fire Fighting Systems. Annex 2: Selected Results of Full Scale Fire Tests*, Almanyà.

31. SOLIT Safety of Life in Tunnels (2012). Engineering Guidance for a Comprehensive Evaluation of Tunnels With Fixed Fire Fighting Systems Using The Example of Water Based Fixed Fire Fighting Systems. *Annex 3: Engineering Guidance for Fixed Fire Fighting Systems in Tunnels*, Almanyay.
32. SOLIT Safety of Life in Tunnels (2012). Engineering Guidance for a Comprehensive Evaluation of Tunnels With Fixed Fire Fighting Systems Using The Example of Water Based Fixed Fire Fighting Systems. *Annex 7: Fire Tests and Fire Scenarios for Evaluation of FFFS*, Almanyay.
33. SOLIT Safety of Life in Tunnels (2012). Engineering Guidance for a Comprehensive Evaluation of Tunnels With Fixed Fire Fighting Systems Using The Example of Water Based Fixed Fire Fighting Systems, Almanyay.
34. Berberoğlu, M. İ. (2008), *Yeraltı raylı taşıma sistemi istasyonu için yangın modellemesi ve simülasyonu*, Yüksek Lisans Tezi, Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara, 1-175.
35. Tewarson, A. (1986), *Prediction of Fire Properties of Materials Part 1: Aliphatic and Aromatic Hydrocarbons and Related Polymers*, Technical Report NBS-GCR-86-521, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, USA.
36. Blinov, V. I. and Khudiakov, G.N. (1957). The burning of liquid pools, *Doklady Akademi Nauk SSSR*, 113, 1094.
37. Hottel, H. C. (1959). Review: Certain laws governing the diffusive burning of liquids by Blinov and Khudiakov (1957) (*Dokl. Akad. Nauk SSSR*, 113, 1096). *Fire Research Abstracts and Reviews*, 1, 41–43.
38. Hall, A. R. (1973). Pool Burning: A Review, in *oxidation and combustion reviews, Volume 6* (ed. C.F.H. Tipper), 169–225, Elsevier, Amsterdam.
39. Yao, W., Yin, J., Hu, X., Wang, J., Zhang, H. (2013). Numerical modeling of liquid - heptane pool fires based on heat feedback equilibrium, *Procedia Engineering*, 62, 377-388.
40. Bordbar, H., Hostikka, S., (2019), *Numerical solution of LBL spectral radiation of a n-heptane pool fire*. Proceedings of the 9th International Symposium on Radiative Transfer, RAD-19, 57-64.
41. Dobashi, R., Okura, T., Nagaoka, R., Hayashi, Y., Mog, T. (2016). Experimental study on flame height and radiant heat of fire whirls. *Fire Technology*, 52, 1069–1080.
42. Yin, J., Yao, W., Liua, Q., Wua, N., Zhou, Z., Wuc, Y., Zhang, H. (2013). Experimental study of n-heptane pool fire behaviors under dynamic pressures in an altitude chamber, *Procedia Engineering*, 52, 548-556.
43. Kang, Q., Lu S., Chen, B. (2010). Experimental study on burning rate of small scale heptane pool fires, *Chinese Science Bulletin*, 55(10), 973–979.

44. Hietaniemi, J., Hostikka, S., Vaari, J. (2004). *FDS simulation of fire spread - comparison of model results with experimental data*. VTT Working Papers 4, VTT Building and Transport, Espoo, Finland.
45. Staffansson, L. (2010). *Selecting Design Fires*. İsveç: Lund University, Department of Fire Safety Engineering and Systems Safety, 1-106.
46. Ciani, F., Capobellin, M. (2018). Fire growth rate strategies in FDS. *Journal of Physics: Conf. Series, 3rd European Symposium on Fire Safety Science*, 1107, 1-6.
47. Ingason, H. (2009). Design fire curves for tunnels. *Fire Safety Journal*, 44, 259–265.
48. Hietaniemi, J., Mikkola, E. (2010). *Design Fires for Fire Safety Engineering*. VTT Working Papers 139, VTT Technical Research Centre, Espoo, Finland.
49. Numajiri, F., Furukawa, K. (1998). Short communication: mathematical expression of heat release rate curve and proposal of ‘Burning Index’. *Fire and Materials*, 22, 39–42.
50. Baek, B., Oh, C. B., Lee, E. J., Nam, D. G. (2017). Application study of design fire curves for liquid pool fires in a compartment. *Fire Science Engineering*, 31(4), 43-51.
51. Baek, B., Oh, C. B., Lee, C. Y. (2018). Evaluation of modified design fire curves for liquid pool fires using the FDS and CFAST, *Fire Science Engineering*, 32 (2) 7-16.
52. Ingason, H., Lönnemark, A. (2005). Heat Release Rates From Heavy Goods Vehicle Trailer Fires in Tunnels, *Fire Safety Journal*, 40, 646–668.
53. Ingason, H., Lönnemark A., Li, Y. Z. (2011). Runehamar Tunnel Fire Tests, SP Technical Research Institute of Sweden.
54. Lönnemark, A. (2005). *On the Characteristics of Fires in Tunnels*, Doktora Tezi, Lund University, Lund.
55. Kim, M. E. (2006). *A Study on Pulsation in Runehamar Tunnel Fire Tests With Forced Longitudinal Ventilation*, Yüksek Lisans Tezi, Worcester Polytechnic Institute, Massachusetts.
56. Cheong, M. K. (2009). *Assessment of Vehicle Fire Development in Road Tunnels for Smoke Control Ventilation Design*, Doktora Tezi, University of Canterbury, Canterbury.
57. Ingason, H., Appel, G., Li, Y. Z. (2014). *Large Scale Fire Tests With Fixed Fire Fighting System in Runehamar Tunnel*, SP Technical Research Institute of Sweden, Rapor.
58. Vaari J., Hostikka S., Sikanen T., Paajanen A. (2012). *Numerical Simulations on The Performance of Waterbased Fire Suppressions Systems*, VTT Technical Research Centre of Finland.
59. Jun, D., Lia, M., Zhen-pinga, W., Zhena, X., Wei-feng, W. (2013). Simulation Study on Critical Velocity of Longitudinal Ventilation Tunnel Fire, *Procedia Engineering*, 52, 67–71.

60. Król, A., Król M. (2021). Some Tips on Numerical Modeling of Airflow and Fires in Road Tunnels, *Energies*, 14, 2366.
61. Chern, L. K. (2018). *Tunnel Fire Suppression Systems & Ventilation Design*, Yüksek Lisans Tezi, University of Edinburgh, Edinburgh.
62. Wang, X. (2017). *Fire Dynamics Simulator (FDS) Pyrolysis Model Analysis of Heavy Goods Vehicle Fires in Road Tunnels*, Doktora Tezi, University of Canterbury, Canterbury.
63. Caliendo, C., Genovese, G. (2021). Risk Analysis of Road Tunnels: A Computational Fluid Dynamic Model for Assessing the Effects of Natural Ventilation, *Applied Sciences*, 11, 32.
64. Verda, V., Borchellini, R., Cosentino, S., Guelpa, E., Tuni, J. M. (2021). Expanding the FDS Simulation Capabilities to Fire Tunnel Scenarios Through a Novel Multi-scale Model, *Fire Technology*, 57, 2491–2514.
65. Weisenpacher, P., Glasa, J., Valasek, L., Kubisova, T. (2021). FDS Simulation of Smoke Backlayering in Emergency Lay-By of a Road Tunnel With Longitudinal Ventilation, *Journal of Physics: Conference Series*, 2090 012100.
66. Wang, M., Guo, X., Yu, L., Zhang, Y., Tian, Y. (2021). Experimental and Numerical Studies on The Smoke Extraction Strategies by Longitudinal Ventilation With Shafts During Tunnel Fire, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 116 104030.
67. Henriksen, S. B. (2021). *Scenario Based Fire Risk Assessment; The Effects of Longitudinal Ventilation in Case of Fire in an Existing Road Tunnel*, Yüksek Lisans Tezi, Western Norway University of Applied Sciences, Bergen.
68. Chaabat, F. (2020). *Control of Fire Smokes in Road Tunnels Equipped With Mechanical Ventilation Systems*, Doktora Tezi, Universite De Lyon, Lyon.
69. Weisenpacher, P., Valasek, L. (2021). Computer Simulation of Airflows Generated by Jet Fans in Real Road Tunnel by Parallel Version of FDS 6, *International Journal of Ventilation*, 20:1, 20-33.
70. Chen, Y. J., Shu, C. M., Ho, S. P., Kung, H. C., Chien, S. W., Ho, H. H., Hsu, W. S. (2019). Analysis of Smoke Movement in The Hsuehshan Tunnel Fire, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 84, 142–150.
71. Hsu, W. S., Huang, Y. H., Shen, T. S., Cheng, C. Y., Chen, T. Y. (2017). Analysis of The Hsuehshan Tunnel Fire in Taiwan, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 69, 108-115.
72. Tilley, N., Rauwoens, P., Merci, B. (2011). Verification of The Accuracy of CFD Simulations in Small-Scale Tunnel and Atrium Fire Configurations, *Fire Safety Journal*, 46, 186-193.

73. Hu, L. H., Fong, N. K., Yang, L. Z., Chow, W. K. (2007). Modeling Fire-Induced Smoke Spread and Carbon Monoxide Transportation in a Long Channel: Fire Dynamics Simulator Comparisons With Measured Data, *Journal of Hazardous Materials*, 140, 293-298.
74. Blanchard, E. (2011). *Computational study of water mist for a tunnel fire application*, Nancy University, Fransa.
75. Musluoğlu, E. (2009). *A Theoretical Analysis of Fire Development and Flame Spread in Underground Trains*, Middle East Technical University, Ankara.
76. Hart, R. A. (2005). *Numerical Modelling of Tunnel Fires and Water Mist Suppression*, Doktora Tezi, University of Nottingham, Nottingham.
77. Carvel, R. O., *Fire Size in Tunnels*, Doktora Tezi, Heriot-Watt University, Edinburgh.
78. Ko, Y. J. (2011). *A Study of the Heat Release Rate of Tunnel Fires and The Interaction Between Suppression and Longitudinal Air Flows in Tunnels*, Doktora Tezi, Ottawa-Carleton University, Ottawa.
79. Pachera, M. (2017). *Numerical Simulations Of Fires In Road And Rail Tunnels With Structural And Fluid Dynamic Analysis*, Doktora Tezi, Padova University, Padova.
80. Häggkvist, A. (2009). *Fixed Fire Fighting Systems in Road Tunnels*, Yüksek Lisans Tezi, Luleå University of Technology, Luleå.
81. Mahmud, H. M. I. (2016). *Simulation of The Suppression of Fires Using Water Mists*, Doktora Tezi, Victoria University, Melbourne.
82. Shafee, S. (2017). *An Experimental and Numerical Study on The Combustion Characteristics of Pool Fires in Tunnels*, Doktora Tezi, Middle East Technical University, Ankara.
83. Grewolls, K. (2013). *Probabilistic Modelling of Sensitivity in Fire Simulations*, Doktora Tezi, University of Central Lancashire, Preston.
84. Dadashzadeh, M. (2013). *Consequence Analysis for the Risk-Based Design of Offshore Safety System*, Doktora Tezi, Memorial University of Newfoundland, St. John's.
85. Beata, P. A. (2017). *Computational Approaches to Fire-structure Interaction and Real-time Fire Monitoring*, Doktora Tezi, University of Michigan, Michigan.
86. Hostikka, S., Vaari, J., Sikanen, T., Paajanen, A. (2011). *Water Mist Sprey Modelling With FDS*. VTT Technical Research Centre, Espoo, Finlandiya.
87. Ferng, Y. M., Liu, C. H. (2011). Numerically investigating fire suppression mechanisms for the water mist with various droplet sizes through FDS code, *Nuclear Engineering and Design*, 241, 3142-3148.
88. Lee, J. (2020). Numerical analysis of how ventilation conditions impact compartment fire suppression by water mist, *Annals of Nuclear Energy*, 136, 107021.

89. Lee, J., Moon, J. (2020). Numerical analysis of the effect of horizontal distance between a water mist nozzle and ignition source on reduction in heat release rate, *Annals of Nuclear Energy*, 144, 107560.
90. Jenft, A., Collin, A., Boulet, P., Pianet, G., Breton, A., Muller, A. (2014). Experimental and numerical study of pool fire suppression using water mist, *Fire Safety Journal*, 67, 1-12.
91. Mahmud, H. M. I., Moinuddin, K. A. M., Thorpe G. R. (2016). Experimental and numerical study of high-pressure water-mist nozzle spreys, *Fire Safety Journal*, 109, 117.
92. Noda, S., Merci, B., Tanaka, F., Beji, T. (2021). Experimental and numerical study on the interaction of a water mist spray with a turbulent buoyant flame, *Fire Safety Journal*, 120, 103033.
93. Liang, Q., Li, Y., Li, J., Xu, H., Li, K. (2017). Numerical studies on the smoke control by water mist screens with transverse ventilation in tunnel fires, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 64, 177-183.
94. Wang, Z., Wang, W., Wang, Q. (2016). Optimization of water mist droplet size by using CFD modeling for fire suppressions, *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 44, 626-632.
95. Dasgotra, A., Rangarajan, G., Tauseef, S. M. (2021). CFD-based study and analysis on the effectiveness of water mist in interacting pool fire suppression. *Process Safety and Environmental Protection*, 152, 614-629.
96. Lee, J. (2019). Numerical analysis on the rapid fire suppression using a water mist nozzle in a fire compartment with a door opening. *Nuclear Engineering and Technology*, 51, 410-423.
97. Yang, J., Zhang, Y., Zhang, P. (2018). Numerical simulation on water mist fire suppression effects and mechanisms in hot and high humidity surroundings. *Procedia Engineering*, 211, 881-887.
98. Magdolenová, P. (2021). CFD modelling of high-pressure water mist system in road tunnels, *Transportation Research Procedia, 14th International Scientific Conference on Sustainable, Modern and Safe Transport*, 55, 1163-1170.
99. Sarvari, A., Mazinani, S. M. (2019). A new tunnel fire detection and suppression system based on camera image processing and water mist jet fans. *Heliyon*, 5, e01879.
100. Sun, J., Fang, Z., Beji, T., Merci, B. (2018). Interpretation of flow fields induced by water spray systems in reduced-scale tunnel fire experiments by means of CFD simulations, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 81, 94-102.
101. Sun, J., Fang, Z., Tang, Z., Beji, T., Merci, B. (2016). Experimental study of the effectiveness of a water system in blocking fire-induced smoke and heat in reduced-scale tunnel tests, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 56, 34-44.

102. Trelles, J., Mawhinney, J. R., CFD investigation of large scale pallet stack fires in tunnels protected by water mist systems, *Journal of Fire Protection Engineering*, 00, 1-50.
103. Blanchard, E., Boulet, P., Desanghere, S., Vantelon, J. P., Garo, J. P. (2014). Experimental and numerical study of the interaction between water mist and fire in an intermediate test tunnel, *Fire Technology*, 50, 565–587.
104. Mawhinney, J. R, Trelles, J. (2012). Testing water mist systems against large fires in tunnels: Integrating test data with CFD simulations, *Fire Technology*, 48, 565–594.
105. Shafee, S., Yamali, U., Yozgatlıgil, A. (2017). Experimental investigation on the mass loss rates of thin-layered n-heptane pool fires in longitudinally ventilated reduced scale tunnel, *Combustion Science and Technology*, 189 (11), 1907-1923.
106. Riess, I., Steck, M. (2018). *On the aerodynamics of water mist from a ventilation designer's perspective*, 9th International Conference “Tunnel Safety and Ventilation”, Graz, Austria.
107. Sikanen T., Vaari J., Hostikka S., Paaanen A. (2014). Modeling and Simulation of High Pressure Water Mist Systems, *Fire Technology*, 50, 483–504.
108. Mofidi, N., Manafi, M. (2014). *CFD simulation of water mist and sprinkler system in Resalat Tunnel of Tehran*. 14th International Water Mist Conference, Istanbul.
109. Wang, J., Nie, Q., Fang, Z., Tang, Z. (2018). CFD simulations of the interaction of the water mist zone and tunnel fire smoke in reduced-scale experiments, *Procedia Engineering*, 211, 726-735.
110. Li, Y. Z., Ingason, H. (2018). Overview of research on fire safety in underground road and railway tunnels, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 81, 568–589.
111. Jha, A., Zhou, A. (2017). Impact of fixed fire fighting systems on road tunnel, resilience, ventilation, and other systems, *Fire Protection Research Foundation*, The University of North Carolina at Charlotte, Charlotte, NC.
112. Broecke, D. V. D. (2016). Study on the effectiveness of sprinklers in tunnels, *Australasian Tunneling Society*, David Sugden Young Engineers Writing Award.
113. Harris, K. J. (2010, Mart 17-19). *Water application rates for fixed fire fighting systems in road tunnels*. Fourth International Symposium on Tunnel Safety and Security, Frankfurt.
114. Ingason, H., Li, Y.Z. (2014). *Technical trade-offs using fixed fire fighting systems*. 7th International Conference "Tunnel Safety and Ventilation", Graz.
115. Tarada, F., Bertwistle, J. (2010). *Performance-based design using tunnel fire suppression*. North American Tunneling Conference, Portland, Oregon.
116. Tarada, Noordijk, L. M., Cheong, M. K., Cheong, W. O., Leong, K. W. (2013). *The energy budget in suppressed tunnel fires*, BHR International Symposium on Aerodynamics, Ventilation and Fire in Tunnels, Barselona.

117. Liu, Z., Kim, A. K. (2000). Review of Water Mist Fire Suppression Systems - Fundamental Studies, *Journal of Fire Protection Engineering*, 10, 32-50.
118. Harvey, N., Fielding, L., Dandie, B., Brandt, R., Rhodes, N., Hall, R., Ingason, H. (2015). PIARC and Fixed Fire-Fighting Systems: A Report on Working Group Activity, BHR Group ISAVFT, (2015).
119. Abdrabbo, M. F., Ayoub, A. M., Ibrahim, M. A., Eldin, A. M. S. (2016). Study the properties of water mist droplet by using FDS, *Journal of Civil & Environmental Engineering*, 6, 3.
120. Yan-li, D., Xiao, M., Shu-min, Z. (2013). Study on feasibility of automatic sprinkler system applied in underground tunnel, *Procedia Engineering*, 52, 79-87.
121. Lakkonen, M., Sprakel, D., Feltmann, A. (2014). *Comparison of deluge and water mist systems from a performance and practical point of view*. 7th International Conference 'Tunnel Safety and Ventilation', Graz.
122. Jha, A. (2017). *Impact of Fixed Firefighting Systems on Road Tunnel Resilience*. Yüksek Lisans Tezi, The University of North Carolina at Charlotte, Charlotte.
123. Baptiste R. J. (2017). *Ventilation Strategies For Road Tunnels in Different Countries and Consequences Using Fixed Fire Fighting System (FFFS)*. Yüksek Lisans Tezi, Fire Safety Engineering Lund University, Lund.
124. Rothe, R., Lakkonen, M., Hoffmann, T. (2014). *Optimisation of ventilation systems costs by using fixed fire fighting systems (fffs) in tunnels*. Sixth International Symposium on Tunnel Safety and Security, Marsilya.
125. Yucel, N., Berberoglu, M. I., Karaaslan, S., Dinler, N. (2008). Experimental and numerical simulation of fire in a scaled underground station. *International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering*, 2(4), 470-475.
126. Pedersen, N. J., Rosenbloom, S., Skinner, R. E. (2011). *Design Fires in Road Tunnels, National Cooperative Highway Research Program (NCHRP) Synthesis 415, A Synthesis of Highway Practice*, Transport Research Board of National Academies.
127. McGrattan, K., Hostikka, S., Floyd, J., Baum, H., Rehm, R. (2007). *Fire Dynamics Simulator (Version 5) Technical Reference Guide*. NIST: National Institute of Standards and Technology Special Publication 1018-5, U. S. Department of Commerce.
128. Hees, P. V., Wahlqvist, J., Kong, D., Hostikka, S., Sikanen, T., Husted, B., Magnusson, T., Jörud, F. (2013). Prediction and validation of pool fire development in enclosures by means of CFD Models for risk assessment of nuclear power plants (Poolfire) - Report Year 2. İsveç: Nordic Nuclear Safety Research.
129. Williams, W. R. (2005), *A validation simulation of a large pool fire*, Yüksek Lisans Tezi, University of Tennessee, TRACE: Tennessee Research and Creative Exchange, Knoxville.

130. Ueki, H., Ishida, M., Sakaguchi, D. (1997). *Measurement of temperature and velocity fluctuations in a turbulent diffusion flame by optical fiber thermometer and laser 2-focus velocimeter*. Proceedings of SPIE, 3172, 360-369.
131. Roe, P. L. (1986). Characteristics-based schemes for the Euler Equations. *Ann. Rev. Fluid Mech.*, 18, 337-65.
132. Jiang, L. Y., Campbell, I. (2009). Prandtl/Schmidt number effect on temperature distribution in a generic combustor. *International Journal of Thermal Sciences*, 48, 322–330.
133. Pope, S. B. (2000), *Turbulent Flows* (Fifth Edition). İngiltere: Cambridge University Press, 1-749.
134. Yildar, E. (2017). *Large Eddy Simulation of a Controlled Auto-Ignition Engine Using a Multi-dimensional Tabulated Chemistry Approach*, Doktora Tezi, Darmstadt University, Institute for Energy and Power Plant Technology (EKT), Darmstadt.
135. Aybay, O. (2010). *Time-Conservative Finite-Volume Method With Large-Eddy Simulation For Computational Aeroacoustics*. Doktora Tezi, Durham University, School of Engineering, Durham.
136. Rodi, W. (2006). DNS and LES of some engineering flows. *Fluid Dynamics Research*, 38, 145–173.
137. Leonard, A. (1974). *Energy Cascade In Large-Eddy Simulations of Turbulent Fluid Flows*. Department of Mechanical Engineering, Stanford University, Stanford, ABD.
138. Zhang, W., Hamer, A., Klassen, M., Carpenter, D. Roby, R. (2002). Turbulence statistics in a fire room model by large eddy simulation. *Fire Safety Journal*, 37, 721–752.
139. Smagorinsky, J. (1963). General circulation experiments with the primitive equations. I. The basic experiment. *Monthly Weather Review*, 91(3), 99–164.
140. Germano, M., Piomelli, U., Moin P., Cabot, W. H. (1991). A dynamic subgrid-scale eddy viscosity model. *Physics of Fluids A*, 3(7), 1760–1765.
141. Deardorff, J. W. (1980). Stratocumulus-capped mixed layers derived from a three-dimensional model. *Boundary-Layer Meteorology*, 18, 495–527.
142. Vreman, B. (2004). An eddy-viscosity subgrid-scale model for turbulent shear flow: algebraic theory and applications. *Physics of Fluids*, 16(10), 3670–3681.
143. Yakhot, A., Orszag, S. A., Yakhot, V., Israeli, M. (1989). Renormalization group formulation of large eddy simulation. *Journal of Scientific Computing*, 1(1), 1–51.
144. Nicoud, F., Ducros, F. (1999). Subgrid-scale stress modelling based on the square of the velocity gradient tensor. *Flow, Turbulence, and Combustion*, 62, 183–200.
145. Wilcox, D. C. (2006). *Turbulence Modeling For CFD* (Third Edition). California: DCW Industries Inc., 1-536.

146. İnternet: Bakker, A. (2006). Applied Computational Fluid Dynamics Lecture 10 - Turbulence Models. <http://www.bakker.org/dartmouth06/engs150/10-rans.pdf> Erişim Tarihi: 16.12.2020
147. Veynante, D. (2010). Presentation: *Introduction to turbulent combustion*, Pascal Paoli University of Corsica, Corte.
148. Babrauskas, V., Peacock, R. D. (1992). Heat release rate: The single most important variable in fire hazard. *Fire Safety Journal*, 18, 255-272.
149. Poli, M. D. (2018), *Fire dynamics and spalling in tunnel infrastructures*, Yüksek Lisans Tezi, Technische Universiteit Delft, Faculty of Civil Engineering and Geosciences, Delft.
150. McDermott, R., McGrattan, K., Floyd, J. (2011). *A simple reaction time scale for under-resolved fire dynamics*. In Fire Safety Science – Proceedings of the 10th International Symposium, 809– 820, University of Maryland, College Park, Maryland, ABD.
151. Grosshandler, W. (1993). *RADCAL: A narrow band model for radiation calculations in a combustion environment*. NIST National Institute of Standards and Technology Technical Note 1402, U. S. Department of Commerce.
152. Ose, K., Corpetti, T., Demagistri, L. (2016). Multispectral satellite image processing. *Optical Remote Sensing of Land Surface Techniques and Methods*, 57-124.
153. Hostikka, S. (2008). *Development of Fire Simulation Models For Radiative Heat Transfer and Probabilistic Risk Assessment*. VTT Publications 683, VTT Technical Research Centre of Finland, Espoo, Finlandiya.
154. Gallego, P. L. (2019). *CFD study of the influence of mountain and valley shapes on wind propagation*, Lisans Tezi, Universitat Politècnica de Catalunya, Havacılık Mühendisliği Bölümü, Barcelona.
155. Johansson, N. (2018). Variation in results due to user effects in a simulation with FDS. *Fire Technology*, 54, 97–116.
156. McGrattan, K., Peacock, R., Hamins, A. (2007). *Verification and Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications, Volume 7: Fire Dynamics Simulator NUREG -1824*. U. S. Nuclear Regulatory Commission.
157. Holborn, P. G., Nolan, P. F., Golt, J. (2004). An analysis of fire sizes, fire growth rates and times between events using data from fire investigations. *Fire Safety Journal*, 39, 481–524.
158. Australian Government, State and Territories of Australia (2005). *International Fire engineering guidelines*.
159. National Fire Protection Association - NFPA 204 (2015). *Standard for smoke and heat venting*.

160. British Standards Institution, PD 7974-1 (2003). *Application of fire safety engineering principles to the design of buildings - Part 1: Initiation and development of fire within the enclosure of origin.*
161. BS EN 1991-1-2 (2002) *Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire.*
162. Hees, P. V. (2013). Validation and verification of fire models for fire safety engineering. The 9th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology, *Procedia Engineering*, 62, 154-168.
163. Norén, J., Rosberg, D. (2014). *Developing a Swedish best practice guideline for proper use of CFD models when performing aset-analysis.* Fire and Evacuation Modeling Technical Conference (FEMTC) Gaithersburg, Maryland, ABD.
164. G. Heskestad and R.G. Bill. Quantification of Thermal Responsiveness of Automatic Sprinklers Including Conduction Effects. *Fire Safety Journal*, 14:113–125, 1988.
165. Ruffino, P., Marzo, M. di (2003). Temperature and volumetric fraction measurements in a hot gas laden with water droplets, *Journal of Heat Transfer*, 125(2):356–364.
166. Ruffino, P., Marzo, M. di (2002). The Effect of Evaporative Cooling on the Activation Time of Fire Sprinklers. International Association for Fire Safety Science, In *Fire Safety Science – Proceedings of the Seventh International Symposium*, 481–492.
167. Gavelli, F., Ruffino, P., Anderson, G., Marzo, M. di (1999). Effect of Minute Water Droplets on a Simulated Sprinkler Link Thermal Response. NIST GCR 99-776, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland.
168. Chan, T. S. (1994). Measurements of water density and droplet size distributions of selected ESFR sprinklers. *Journal of Fire Protection Engineering*, 6(2):79–87.
169. Yu, H. Z. (1986). Investigation of spray patterns of selected sprinklers with the FMRC drop size measuring system. International Association For Fire Safety Science, In *Fire Safety Science – Proceedings of the First International Symposium*, 1165–1176.
170. Cheremisinoff, N. (1986). *Encyclopedia of Fluid Mechanics, Volume 3: Gas-Liquid Flows.* Gulf Publishing Company, Houston, Texas.
171. İnternet: <https://lios.nktphotonics.com/en/product/linear-heat-detection-sensor-cable/>
Erişim Tarihi: 16.04.2021
172. Li, Y. Z., Lei, B., Ingason, H. (2010). Study of critical velocity and backlayering length in longitudinally ventilated tunnel fires, *Fire Safety Journal*, 45: 361-370.
173. Kempf, J. (1965). Einfluss der Wandeffekte auf die Treibstrahlwirkung eines Strahlgebläses, *Schweizerische Bauzeitung*, 83. Jahrgang, Heft 4, Seiten 47-52.
174. Gaunt, R. (2000). MELCOR Computer Code Manuals: Reference Manuals Version 1.8.5, Volume 2, Rev. 2. NUREG/CR-6119, US Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.

175. George, T. (2006). GOTHIC Containment Analysis Package Users Manual. NAI 8907-02, Numerical Applications, Inc., Richland, WA.
176. TS 825 (2013) TSE Türk Standardları Enstitüsü. *Binalarda Isı Yalıtım Kuralları*.
177. İnternet: Isıya dayanaklı cam. <http://www.bmtrada.com.tr/Temperli-Camlar.asp> Erişim Tarihi: 16.01.2021
178. İnternet:https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Runehamartunnelen_%C3%B8st.jpg Erişim Tarihi: 24.02.2022
179. İnternet:<https://theconstructor.org/geotechnical/new-austrian-tunneling-method/63500/> Erişim Tarihi: 21.03.2022
180. Aygar, E. B., Gökçeoğlu C. (2021). An assessment on the inner lining need for a large-span tunnel (a case from Turkey, Akyazı Tunnel, Trabzon). *SN Applied Sciences*, 3:457.
181. Kuster, J., Núñez, R., Chávez, E., Galera, J. M., Santos, D. (2019). *The construction of the tunnel Kennedy in Santiago de Chile. A major challenge of an urban tunnel in soils*. Tunnels and Underground Cities. Engineering and Innovation Meet Archaeology, Architecture and Art, Proceedings of the WTC 2019 ITA-AITES World Tunnel Congress (WTC 2019), May 3-9, 2019, Naples, Italy.
182. İnternet: <https://www.mgm.gov.tr/genel/ruzgar-atlasi.aspx> Erişim Tarihi: 02.08.2022
183. Danfoss SEM-SAFE® High-pressure water mist nozzle Data sheet (2022). Type code NO-035000-DB-P-4.65-12-000-000000 .
184. İnternet: <https://firesystems.net/2019/05/26/water-mist-suppression-systems/> Erişim Tarihi: 18.05.2022
185. Babrauskas, V. (2014). Ignition Handbook: Principles and Applications to Fire Safety Engineering, Fire Investigation, Risk Management and Forensic Science, *Fire Science Publishers*, ABD.
186. Incropera, F. P., DeWitt, D. P., Bergman, T. L., Lavine, A. S. (2007). Fundamentals of Heat and Mass Transfer 6th Edition, John Wiley & Sons, ABD.
187. Hinrichs, R. A., Kleinbach, M. (2013). Energy Its Use and the Environment 5th Edition, Brooks/Cole, Cengage Learning, ABD.
188. Graf, S. H. (1949). *Ignition Temperatures of Various Papers, Woods, and Fabrics*. Bulletin No:26. Engineering Experiment Station, Oregon State System of Higher Education, Oregon State Collage, Corvallis, ABD.
189. Beji, T., Zhang, J. P., Yao, W., Delichatsios, M. (2009). *On The Limitations of Constant Prandtl and Schmidt Numbers Assumption in LES Simulations of Reacting Buoyant Plumes*, University of Ulster, The Institute for Fire Safety Engineering Research and Technology (FireSERT), Northern Ireland.

190. Jiang, L. Y., Campbell, I. (2008). Reynolds analogy in combustor modeling. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 51, 1251–1263.
191. Bingöl, A. F., Gül, R. (2009). Donatı-beton aderansı, yüksek sıcaklıkların beton dayanımına ve aderansa etkileri konusunda bir derleme. *TÜBAV Bilim Dergisi*, 2-2, 211-230.
192. Ünlüoğlu, E., Topçu, İ. B., Yalaman, B. (2007). Yüksek sıcaklıkta kalmış yapılarda pas payının betonarme çelik donatı özelliklerine etkisi, *İMO Teknik Dergi*, Sayı 273, 4145 -4155.
193. Aironn Fan Mühendisliği (2022). Tünel Fanları Kataloğu, 1-16.
194. NFPA (National Fire Protection Association) 502 (2017). *Standard for Road Tunnels, Bridges, and Other Limited Access Highways*.

EKLER

EK-1. Metro İstasyonu nümerik çalışma FDS kodları

Çalışma sırasında programa tanımlanan kodlar aşağıda verilmiştir.

MODEL ADI VE KULLANILAN PROGRAM

VLES4.fds

Generated by PyroSim - Version 2019.1.0515

23.Mar.2020 00:53:04

ÇÖZÜM SÜRESİ

&HEAD CHID='VLES4'/

&TIME T_END=300.0/

&DUMP RENDER_FILE='VLES4.ge1', COLUMN_DUMP_LIMIT=.TRUE.,

DT_PL3D=1.0, DT_RESTART=300.0, DT_SL3D=0.25, WRITE_XYZ=.TRUE.,

PLOT3D_QUANTITY='TEMPERATURE',,,, 'VELOCITY'/

&MISC TMPA=21.0/

HÜCRE DAĞILIMI

&MESH ID='tüm', IJK=123,48,32, XB=0.99,1.91,0.0,0.36,0.0,0.24/

&MESH ID='tüm01', IJK=133,24,24, XB=-0.01,0.99,0.0,0.18,0.0,0.18/

&MESH ID='tüm02', IJK=133,24,24, XB=1.91,2.91,0.0,0.18,0.0,0.18/

REAKSİYONA GİREN BİLEŞEN

&REAC ID='HEPTANE',

FYI='NIST NRC FDS5 Validation',

FUEL='REAC_FUEL',

FORMULA='C7H16',

CO_YIELD=6.0E-3,

SOOT_YIELD=0.015/

SICAKLIK VE HIZ ÖLÇÜM NOKTALARI

&DEVC ID='1a', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.1,0.074,0.215/

&DEVC ID='2a', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.1,0.074,0.13/

&DEVC ID='3a', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.1,0.074,0.045/

EK-1. (devam) Metro İstasyonu nümerik çalışma FDS kodları

```

&DEVC ID='4a', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.074,0.045/
&DEVC ID='5a', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.074,0.13/
&DEVC ID='6a', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.074,0.215/
&DEVC ID='7a', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.8,0.074,0.045/
&DEVC ID='8a', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.8,0.074,0.13/
&DEVC ID='9a', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.8,0.074,0.215/
&DEVC ID='1b', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.1,0.159,0.215/
&DEVC ID='2b', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.1,0.159,0.13/
&DEVC ID='3b', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.1,0.159,0.045/
&DEVC ID='4b', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.159,0.045/
&DEVC ID='5b', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.159,0.13/
&DEVC ID='6b', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.159,0.215/
&DEVC ID='7b', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.8,0.159,0.045/
&DEVC ID='8b', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.8,0.159,0.13/
&DEVC ID='9b', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.8,0.159,0.215/
&DEVC ID='1c', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.1,0.264,0.215/
&DEVC ID='2c', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.1,0.264,0.13/
&DEVC ID='3c', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.1,0.264,0.045/
&DEVC ID='4c', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.264,0.045/
&DEVC ID='5c', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.264,0.13/
&DEVC ID='6c', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.264,0.215/
&DEVC ID='7c', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.8,0.264,0.045/
&DEVC ID='8c', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.8,0.264,0.13/
&DEVC ID='9c', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.8,0.264,0.215/
&DEVC ID='PITOTUP-G', QUANTITY='VOLUME FLOW',
    XB=0.85,0.85,0.01,0.13,0.01,0.13/
&DEVC ID='PITOTUP-C', QUANTITY='VOLUME FLOW',
    XB=2.28,2.28,0.01,0.13,0.01,0.13/
&DEVC ID='Tc', QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1.45,0.172,0.06/

```

EK-1. (devam) Metro İstasyonu nümerik çalışma FDS kodları

YAPI BİLEŞENLERİ VE TERMOFİZİKSEL ÖZELLİKLERİ

&SURF ID='YUTONG+REC',

RGB=248,230,255,

VEL=0.0,

HEAT_TRANSFER_COEFFICIENT=1.0,

TMP_FRONT=20.0,

HRRPUA=0.0/

&SURF ID='YUTONG',

COLOR='WHITE',

VEL=0.0,

HEAT_TRANSFER_COEFFICIENT=1.0,

TMP_FRONT=20.0,

HRRPUA=0.0/

&SURF ID='ADIABATIC',

COLOR='GRAY 80',

ADIABATIC=.TRUE./

&SURF ID='CAM',

RGB=48,239,242,

VEL=0.0,

HEAT_TRANSFER_COEFFICIENT=5.7,

TMP_FRONT=20.0,

EMISSIVITY=0.2,

HRRPUA=0.0/

YANGIN TANIMI

&SURF ID='YANGIN',

COLOR='RED',

HRRPUA=378.0,

RAMP_Q='YANGIN_RAMP_Q'/

&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=2.0, F=0.026/

&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=7.0, F=0.026/

&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=12.0, F=0.115/

EK-1. (devam) Metro İstasyonu nümerik çalışma FDS kodları

&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=18.0, F=0.397/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=23.0, F=0.564/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=28.0, F=0.564/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=33.0, F=0.705/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=37.0, F=0.782/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=43.0, F=0.782/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=51.0, F=0.897/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=54.0, F=0.936/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=57.0, F=0.936/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=64.0, F=0.981/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=66.0, F=0.994/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=73.0, F=0.987/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=77.0, F=0.987/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=87.0, F=0.994/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=93.0, F=1.0/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=96.0, F=0.974/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=102.0, F=0.872/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=113.0, F=0.885/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=123.0, F=0.756/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=127.0, F=0.756/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=132.0, F=0.615/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=137.0, F=0.615/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=147.0, F=0.5/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=153.0, F=0.5/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=162.0, F=0.372/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=167.0, F=0.372/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=172.0, F=0.321/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=178.0, F=0.321/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=183.0, F=0.269/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=186.0, F=0.269/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=202.0, F=0.231/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=206.0, F=0.231/

EK-1. (devam) Metro İstasyonu nümerik çalışma FDS kodları

```
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=216.0, F=0.192/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=224.0, F=0.192/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=233.0, F=0.154/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=236.0, F=0.154/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=254.0, F=0.128/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=267.0, F=0.128/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=279.0, F=0.115/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=300.0, F=0.103/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=316.0, F=0.09/
&RAMP ID='YANGIN_RAMP_Q', T=330.0, F=0.038/
```

SINIR ŞARTLARI

```
&OBST ID='Obstruction', XB=0.99,0.99748,0.1425,0.3375,0.0,0.24,
SURF_ID='YUTONG'/
&OBST ID='Obstruction', XB=0.99,0.99748,0.1275,0.1425,7.5E-3,0.1275,
SURF_ID='YUTONG'/
&OBST ID='Obstruction', XB=0.99,0.99748,7.5E-3,0.1425,0.1275,0.1425,
SURF_ID='YUTONG+REC'/
&OBST ID='Obstruction', XB=0.99,0.99748,7.5E-3,0.1425,0.1425,0.24,
SURF_ID='YUTONG'/
&OBST ID='Obstruction', XB=0.99,1.91,7.5E-3,0.1425,0.0,7.5E-3,
SURF_ID='YUTONG+REC'/
&OBST ID='Obstruction', XB=0.99,1.91,0.0,7.5E-3,0.0,0.24, RGB=33,255,255,
TRANSPARENCY=0.094118, SURF_ID='CAM'/
&OBST ID='Obstruction', XB=0.99,1.91,0.3375,0.345,0.0,0.24, SURF_ID='YUTONG'/
&OBST ID='Obstruction', XB=0.99748,1.90252,0.1425,0.3375,0.0,7.5E-3,
SURF_ID='YUTONG+REC'/
&OBST ID='Obstruction', XB=0.99748,1.90252,7.5E-3,0.3375,0.2325,0.24,
SURF_ID='YUTONG+REC'/
&OBST ID='Obstruction', XB=1.90252,1.91,0.1425,0.3375,0.0,0.24,
SURF_ID='YUTONG'/
&OBST ID='Obstruction', XB=1.90252,1.91,0.1275,0.1425,7.5E-3,0.1275,
```

EK-1. (devam) Metro İstasyonu nümerik çalışma FDS kodları

```

SURF_ID='YUTONG'/
&OBST ID='Obstruction', XB=1.90252,1.91,7.5E-3,0.1425,0.1275,0.1425,
SURF_ID='YUTONG+REC'/
&OBST ID='Obstruction', XB=1.90252,1.91,7.5E-3,0.1425,0.1425,0.24,
SURF_ID='YUTONG'/
&OBST ID='Obstruction', XB=-0.01,0.99,7.5E-3,0.1425,0.0,7.5E-3,
SURF_ID='YUTONG+REC'/
&OBST ID='Obstruction', XB=-0.01,0.99,0.0,7.5E-3,0.0,0.1425, RGB=33,255,255,
TRANSPARENCY=0.094118, SURF_ID='CAM'/
&OBST ID='Obstruction', XB=-0.01,0.99,0.1275,0.1425,7.5E-3,0.1275,
SURF_ID='YUTONG'/
&OBST ID='Obstruction', XB=-0.01,0.99,7.5E-3,0.1425,0.1275,0.1425,
SURF_ID='YUTONG+REC'/
&OBST ID='Obstruction', XB=1.91,2.91,7.5E-3,0.1425,0.0,7.5E-3,
SURF_ID='YUTONG+REC'/
&OBST ID='Obstruction', XB=1.91,2.91,0.0,7.5E-3,0.0,0.1425, RGB=33,255,255,
TRANSPARENCY=0.094118, SURF_ID='CAM'/
&OBST ID='Obstruction', XB=1.91,2.91,0.1275,0.1425,7.5E-3,0.1275,
SURF_ID='YUTONG'/
&OBST ID='Obstruction', XB=1.91,2.91,7.5E-3,0.1425,0.1275,0.1425,
SURF_ID='YUTONG+REC'/
&OBST ID='YANGIN', XB=1.401382,1.498618,0.15,0.195,7.5E-3,0.015,
SURF_ID='ADIABATIC'/

&VENT ID='BLOWER', SURF_ID='OPEN', XB=-0.01,-0.01,0.01,0.13,0.01,0.13/
&VENT ID='OPEN', SURF_ID='OPEN', XB=2.91,2.91,0.01,0.13,0.01,0.13/
&VENT ID='Vent', SURF_ID='YANGIN', XB=1.4,1.5,0.147,0.197,0.012,0.012/

&BNDF QUANTITY='VISCOUS WALL UNITS'/

&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=1.45/
&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=1.1/

```

EK-1. (devam) Metro İstasyonu nümerik çalışma FDS kodları

&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=1.8/

&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=0.064/

&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBX=0.064/

&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=0.149/

&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBX=0.149/

&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=0.254/

&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBX=0.254/

&TAIL /

EK-2. Metro istasyonu HRRPUA ile MLRPUA karşılaştırma sonuçları

Sayısal analizde birim alan başına ısı yayılım oranı (HRRPUA - kW/m²) yerine birim alan başına kütle kaybı oranı (MLRPUA - kg/m²s) tanımlanarak çözüm yapılmış, hesap özeti ve sonuçları ile birlikte aşağıda verilmiştir.

HRRPUA ve MLRPUA aşağıdaki gibi hesaplanmıştır. [34]

$$D = \sqrt{\frac{4A}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \times 0,05m \times 0,1m}{\pi}} = 0,08m$$

$$HRR = \dot{q} = \Delta h_c \cdot \dot{m}''_{\infty} (1 - e^{-k\beta D}) \cdot A$$

$$q = 44600 \times 0,101 \times (1 - e^{-(1,1 \times 0,08)}) \times (0,05 \times 0,1)$$

$$HRR = q = 1,89 \text{ kW}$$

$$HRRPUA = \dot{q} = \frac{1,89}{(0,05 \times 0,1)} = 378 \text{ kW/m}^2$$

$$MLR = q / \Delta h_c = 1,89 \text{ [kJ/s]} / 44600 \text{ [kJ/kg]} = 4,23767 \times 10^{-5} \text{ kg/s}$$

$$MLRPUA = \dot{m} = \frac{4,23767 \times 10^{-5}}{(0,05 \times 0,1)} = 8,47534 \times 10^{-3} \text{ kg/m}^2\text{s}$$

Buna göre 378 kW/m² birim alan başına ısı yayılım oranı yerine 8,47534 x 10⁻³ kg/m²s birim alan başına kütle kaybı oranı girilmiş olup diğer tüm parametreler Çalışma No 15 ile aynı bırakılmıştır.

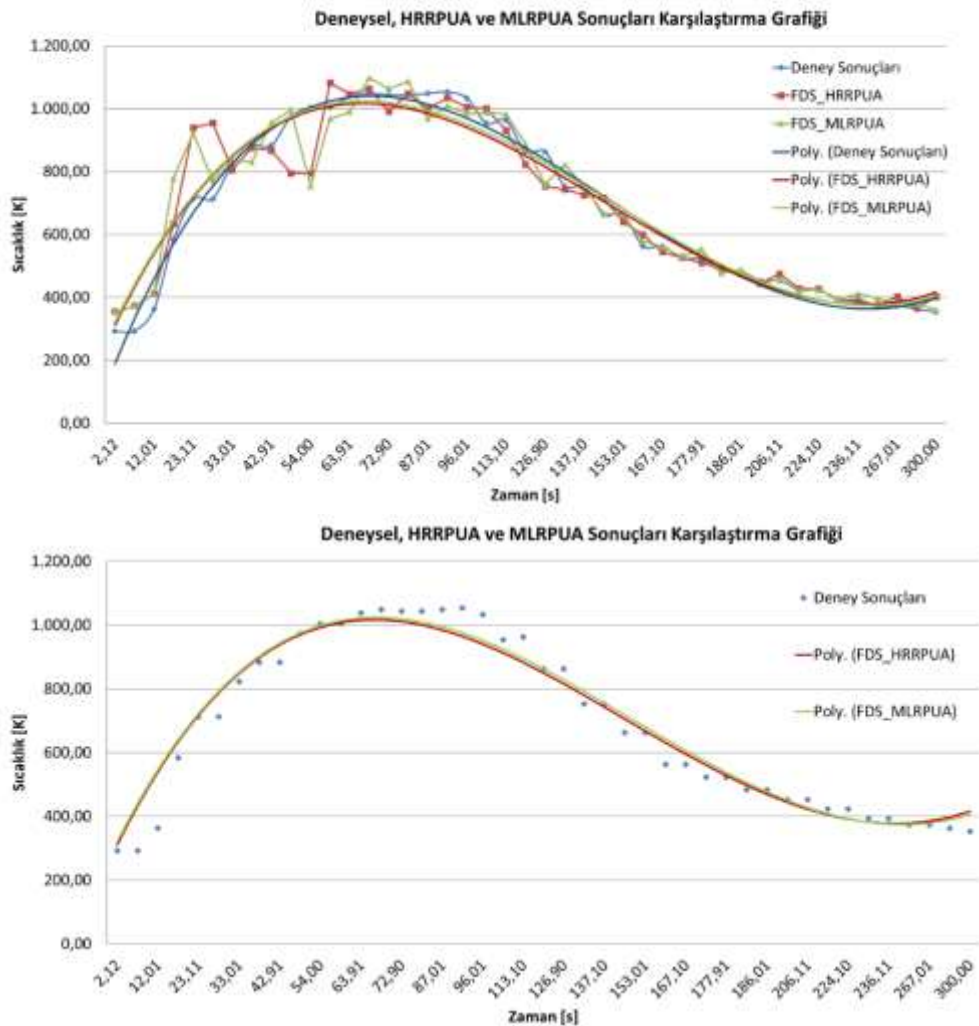
Çizelge 2.1. HRRPUA ve MLRPUA parametreleri ve deneysel sonuçlar ile ortalama farkları

Çalışma No	HRRPUA / MLRPUA	C _s	Pr _t	Sc _t	CO-oranı [kg/kg]	Kurum-oranı [kg/kg]	Katı Açık Sayısı	Deney Sonuçları Ort. Fark
1	HRRPUA	0,1	0,7	0,7	0,01	0,037	100	6,88
2	MLRPUA	0,1	0,7	0,7	0,01	0,037	500	6,51

EK-2. (devam) Metro istasyonu HRRPUA ile MLRPUA karşılaştırma sonuçları

Deney sonuçları ile sayısal çalışmalar arasındaki fark, her bir deney sonucu ile o zaman dilimindeki sayısal sonucun % farklarının ortalaması alınarak bulunmuştur.

HRRPUA ve MLRPUA girdileri neticesinde elde edilen sonuçlar Şekil Ek-3.1’de verilmiştir. Buna göre anlık sıcaklık değerlerinde farklar olmakla birlikte genel olarak sıcaklık – zaman eğrilerinin ve deneysel sonuçlar ile arasındaki % farkın uyumlu olduğu sonucuna varılmıştır.



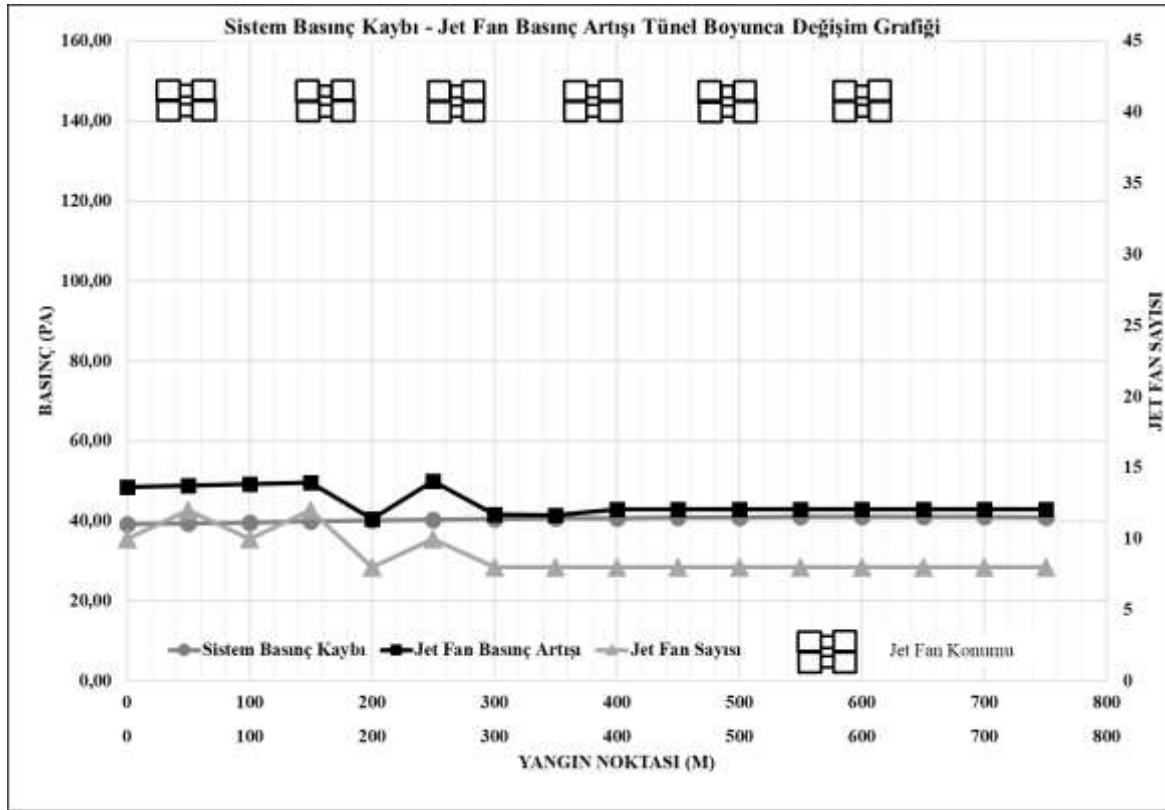
Şekil 3.1. HRRPUA ve MLRPUA verileri ile elde edilen nümerik sonuçlar ile deneysel sonuçların karşılaştırılması

Sonuç olarak var olan deneysel bilgilerde yangın dinamikleri hakkında karşılaştırılabilecek bilgi yer almaması ve sıcaklık – zaman grafiği sonuçlarının uyumlu çıkması nedeniyle,

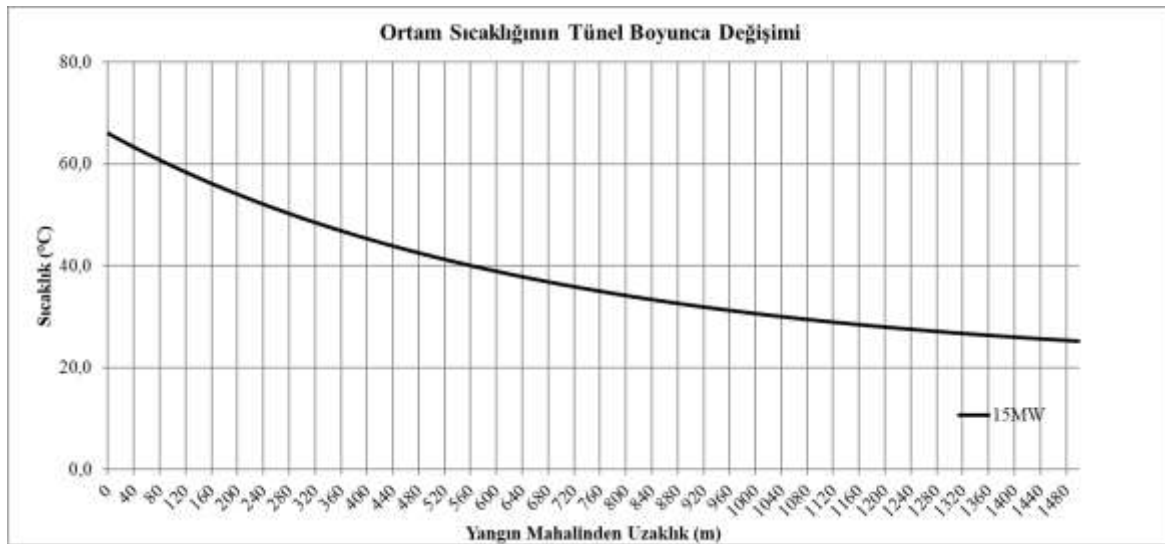
EK-2. (devam) Metro istasyonu HRRPUA ile MLRPUA karşılaştırma sonuçları

bundan sonraki çalışmalarda yangın yükü tanımlanırken HRRPUA yerine MLRPUA'da kullanılabileceği sonucuna varılmıştır. Literatürde [155] var olan çalışmalarda HRRPUA ve MLRPUA kullanıldığı görülmüştür. Ancak deneysel sonuçlara yaklaştırma adına farklı parametrelerin de etkili olduğu görülmüştür [34].

EK-3. (devam) NATM karayolu tüneli acil durum havalandırma hesapları ve grafikleri

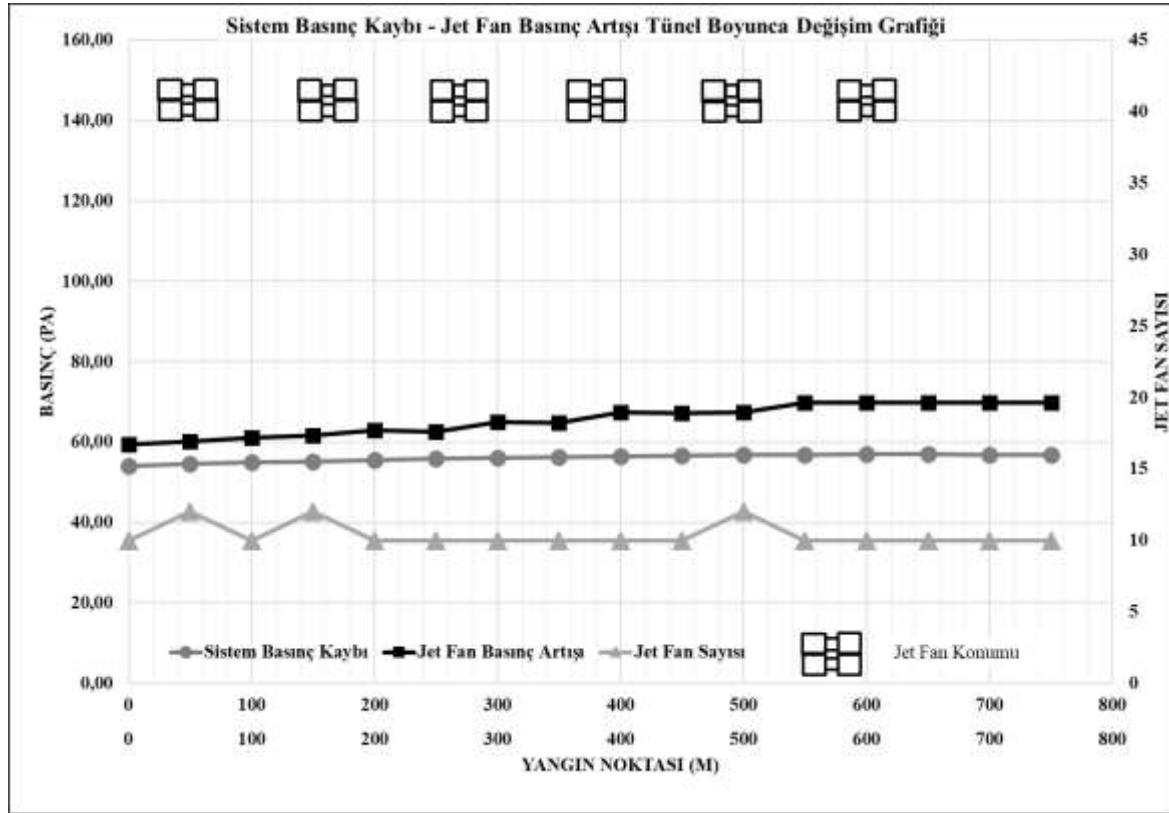


Şekil 3.2. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (15 MW)

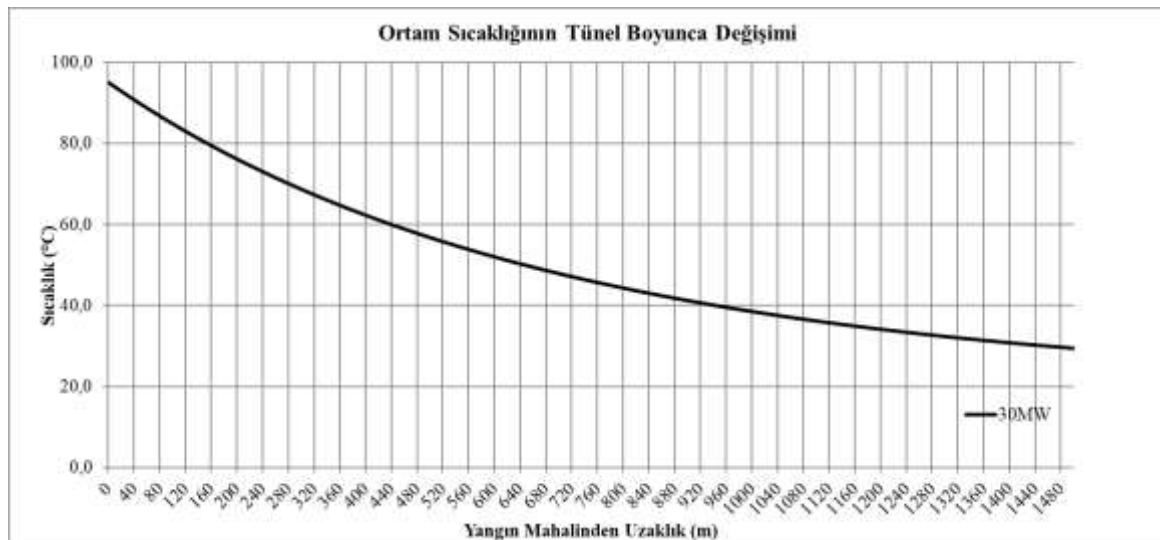


Şekil 3.3. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (15 MW)

EK-3. (devam) NATM karayolu tüneli acil durum havalandırma hesapları ve grafikleri

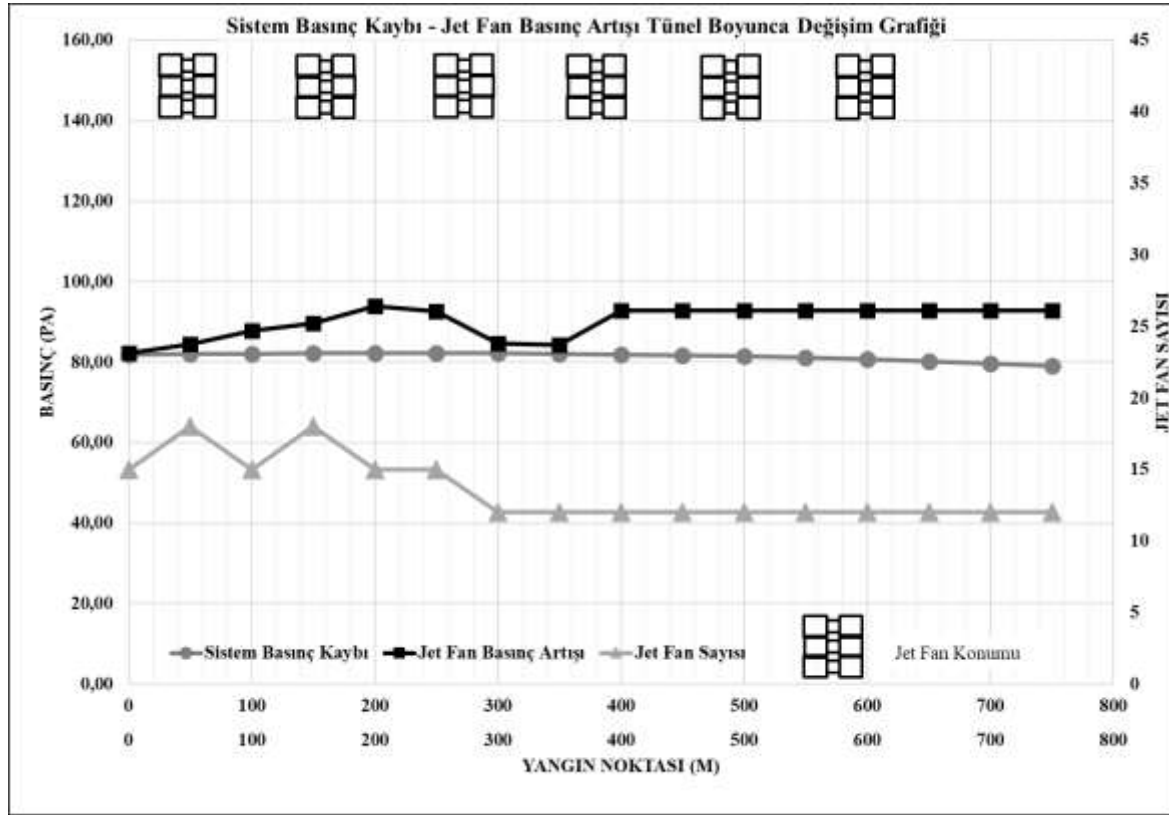


Şekil 3.4. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (30 MW)

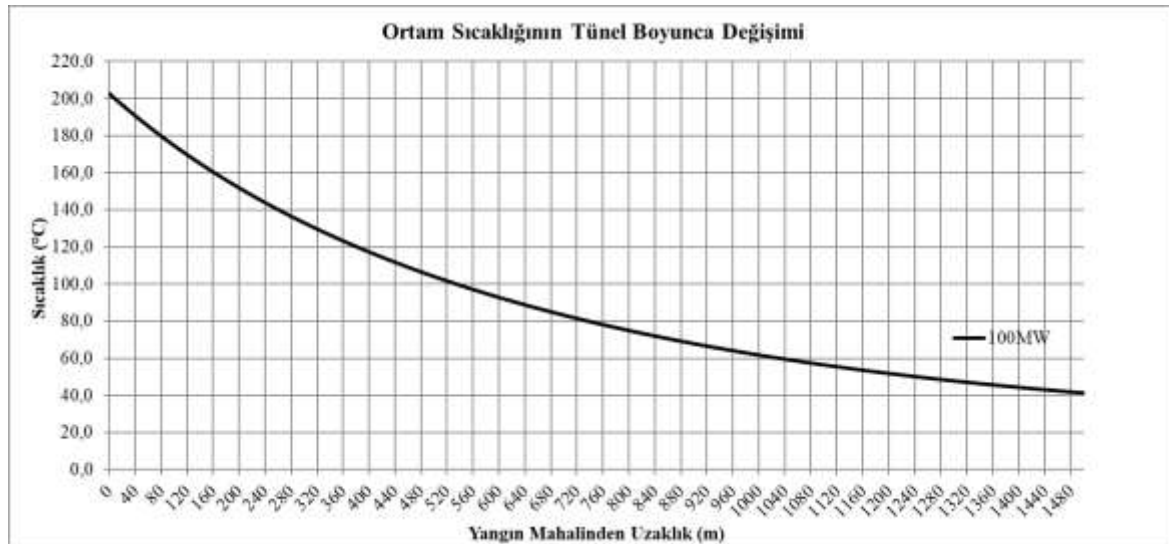


Şekil 3.5. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (30 MW)

EK-3. (devam) NATM karayolu tüneli acil durum havalandırma hesapları ve grafikleri

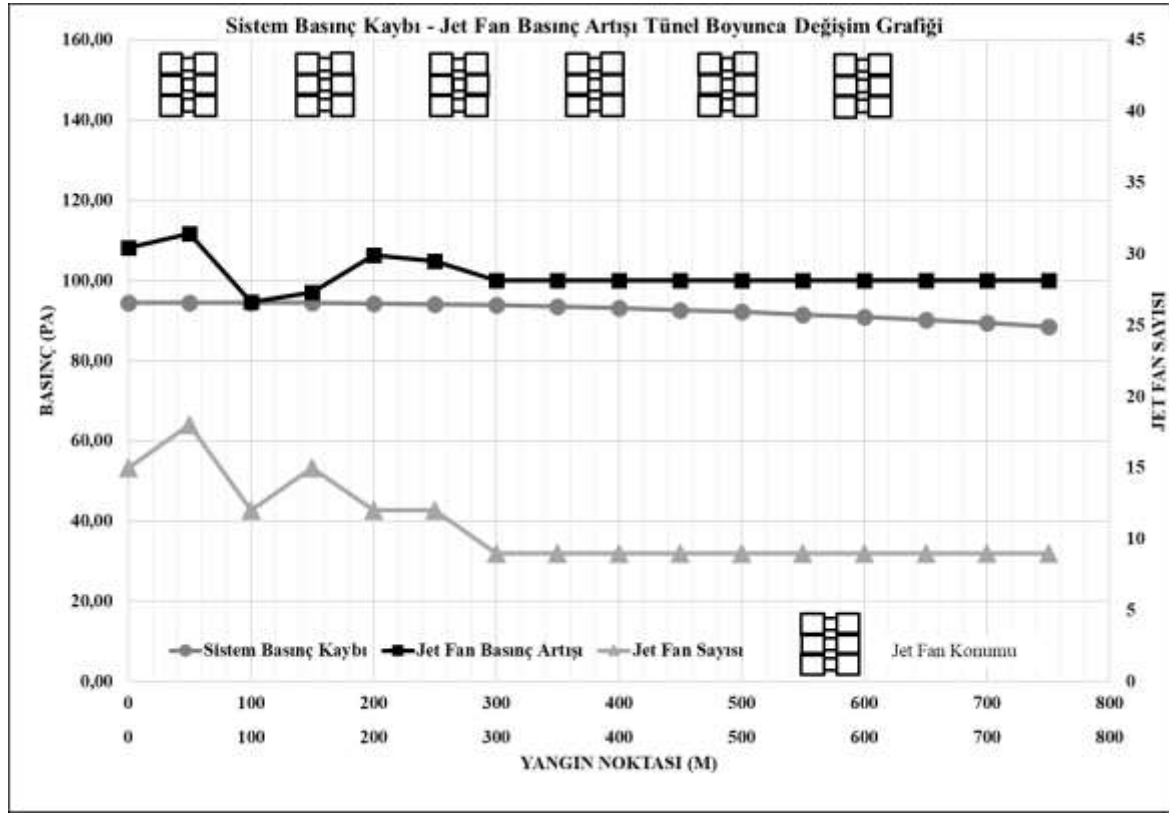


Şekil 3.6. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (100 MW)

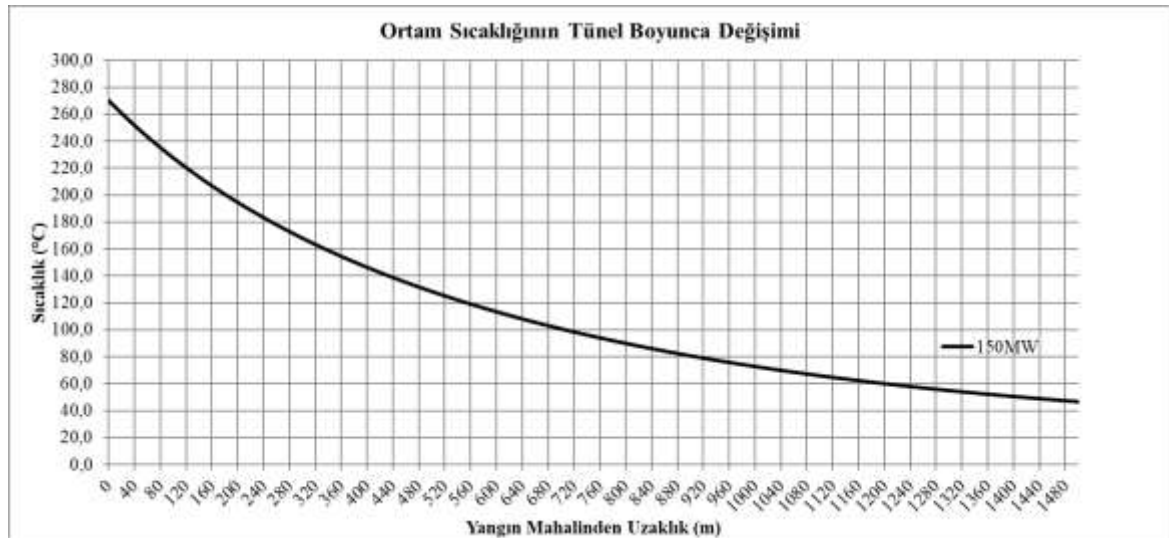


Şekil 3.7. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (100 MW)

EK-3. (devam) NATM karayolu tüneli acil durum havalandırma hesapları ve grafikleri

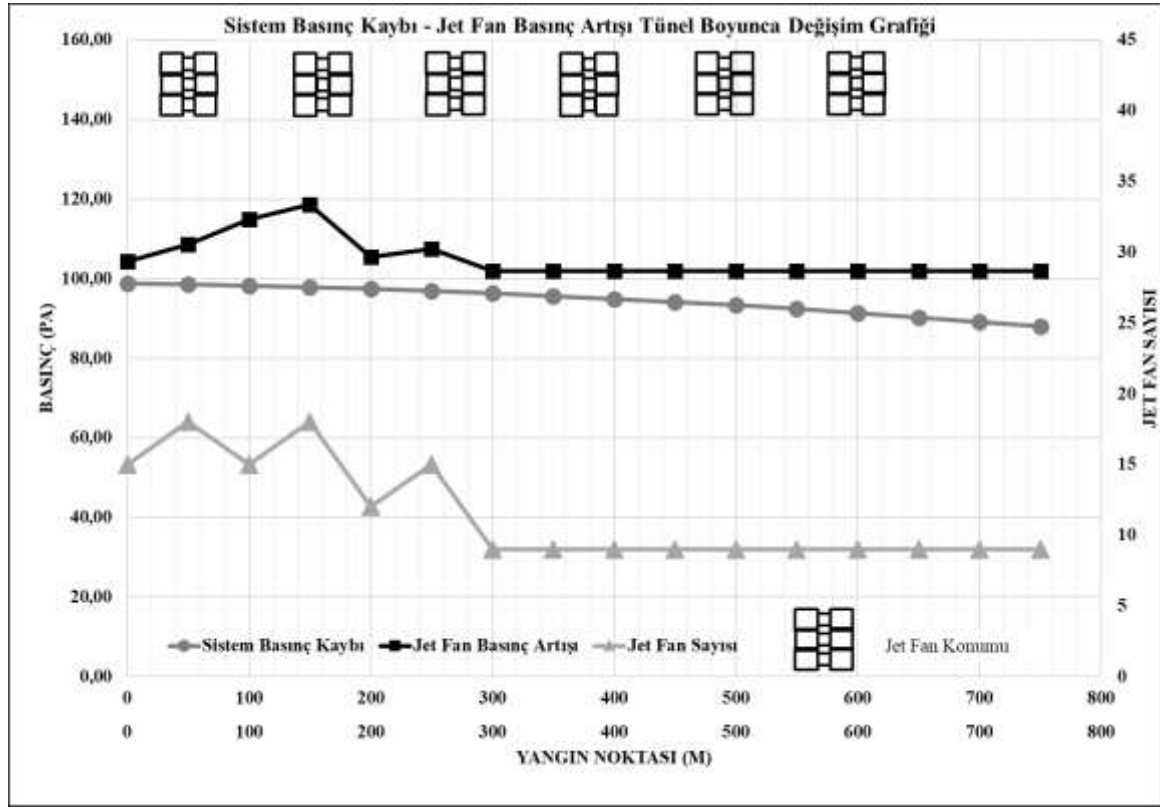


Şekil 3.8. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (150 MW)

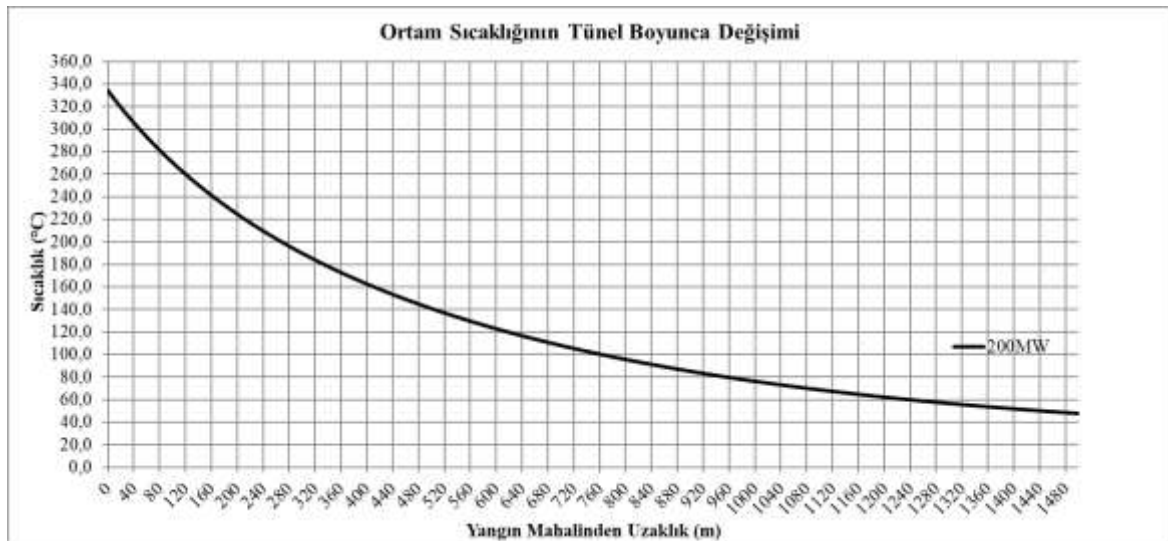


Şekil 3.9. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (150 MW)

EK-3. (devam) NATM karayolu tüneli acil durum havalandırma hesapları ve grafikleri

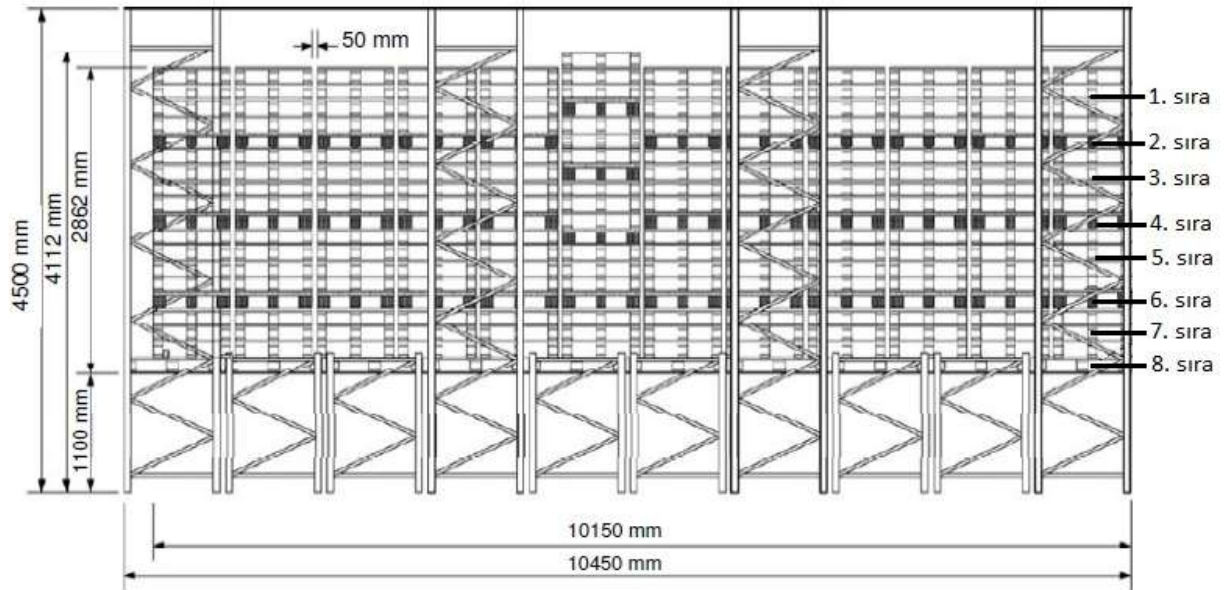


Şekil 3.10. Sistem basınç kaybı ve jet fan basınç artışının tünel boyunca değişimi (200 MW)



Şekil 3.11. Ortam sıcaklığının tünel boyunca değişimi (200 MW)

EK-4. Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı



Şekil 4.1: Runehamar T1 yangını yakıt kurulumu [56]

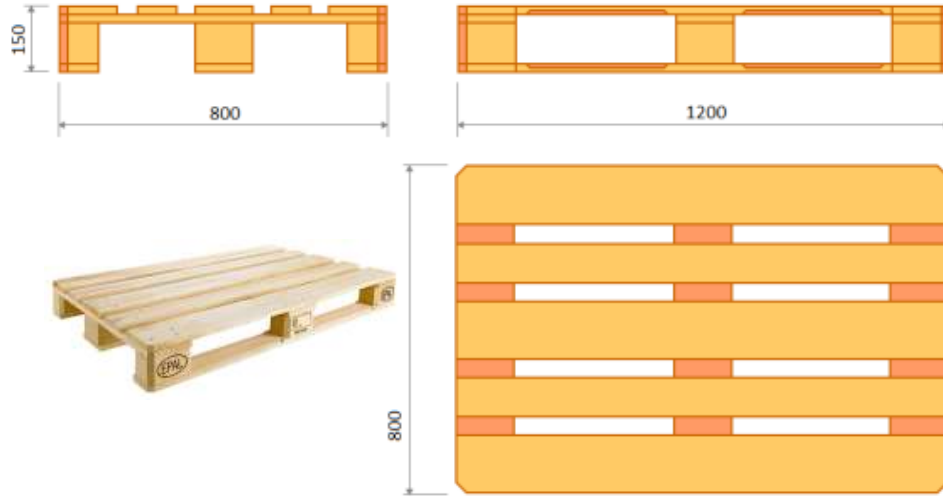
Runehamar Test-1'de toplam 454 adet palet kullanılmış olup, bunların 74 adedi polietilen, 380 adedi ahşaptır. Yazılıma tanımlanan dağılımı aşağıda verilmiştir. Yangın yükünün yaklaşık %20'si polietilen ve %80'i ahşaptan oluşmaktadır.

Çizelge 4.1. Runehamar T1 yangını FDS yakıt kurulumu

Sıra No	Palet Malzemesi	Palet Boyutları	Katman Sayısı	Palet Sayısı
1. Sıra	Ahşap	1,2 m x 0,8 m x 0,15 m	4	96
2. Sıra	Polietilen	1,2 m x 0,8 m x 0,15 m	1	24
3. Sıra	Ahşap	1,2 m x 0,8 m x 0,15 m	4	96
4. Sıra	Polietilen	1,2 m x 0,8 m x 0,15 m	1	25
5. Sıra	Ahşap	1,2 m x 0,8 m x 0,15 m	4	96
6. Sıra	Polietilen	1,2 m x 0,8 m x 0,15 m	1	25
7. Sıra	Ahşap	1,2 m x 0,8 m x 0,15 m	3	72
8. Sıra	Ahşap	1,2 m x 1,0m x 0,15 m	1	20

EK-4. (devam) Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı

1.Sıra: 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m boyutlarında 96 adet ahşap palet



Şekil 4.2. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet

Çizelge 4.2. 1. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı

Parça No	Parça Adedi	Yüzey Alanı [m ²]	Hacmi [m ³]
1	3	1,071	0,0115
2	2	0,594	0,0053
3	2	0,594	0,0035
4	1	0,407	0,0026
5	9	0,817	0,0159
6	3	0,821	0,0077
Toplam:	20	4,310	0,046

96 adet paletin toplam hacmi: $96 \times 0,046 \text{ m}^3 = 4,416 \text{ m}^3$

FDS'e tanımlanan 1. sıranın toplam alanı: $(10 \text{ m} \times 3 \text{ m} \times 2) + (10 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) + (3 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) = 66,5 \text{ m}^2$

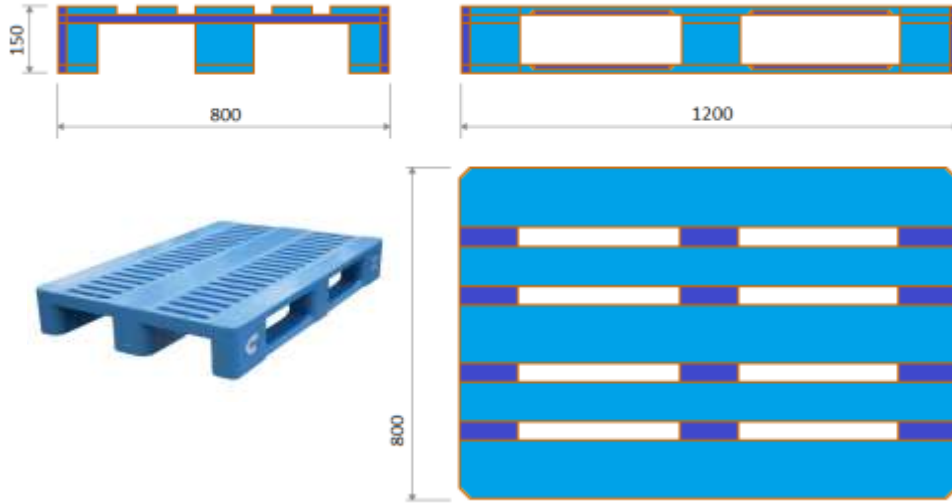
FDS'e tanımlanan 1. sıranın kalınlığı: $4,416 \text{ m}^3 / 66,5 \text{ m}^2 = 0,0664 \text{ m}$

96 adet paletin toplam alanı: $96 \times 4,31 \text{ m}^2 = 413,76 \text{ m}^2$

Buna bağlı olarak 1. sıra için bulunan yüzey yanma faktörü: $413,76 \text{ m}^2 / 66,5 \text{ m}^2 = 6,222$

EK-4. (devam) Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı

2.Sıra: 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m boyutlarında 24 adet polietilen palet



Şekil 4.3: 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında polietilen palet

Çizelge 4.3. 2. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı

Parça No	Parça Adedi	Yüzey Alanı [m ²]
1	1	2,02
2	9	1,037
3	2	0,598
4	1	0,428
Toplam:	13	4,1

1 adet polietilen paletin ağırlığı : 23 kg (Kaiserkraft 2006)

Polietilen malzemenin yoğunluğu: 956 kg/m³ (Babrauskas 2003)

1 adet polietilen paletin hacmi: 23 kg / 956 kg/m³ = 0,024 m³

24 adet paletin toplam hacmi: 24 x 0,024 m³ = 0,577 m³

FDS'e tanımlanan 2. sıranın toplam alanı: (10 m×3 m×2) + (10 m×0,25 m×2) + (3 m×0,25 m×2) = 66,5 m²

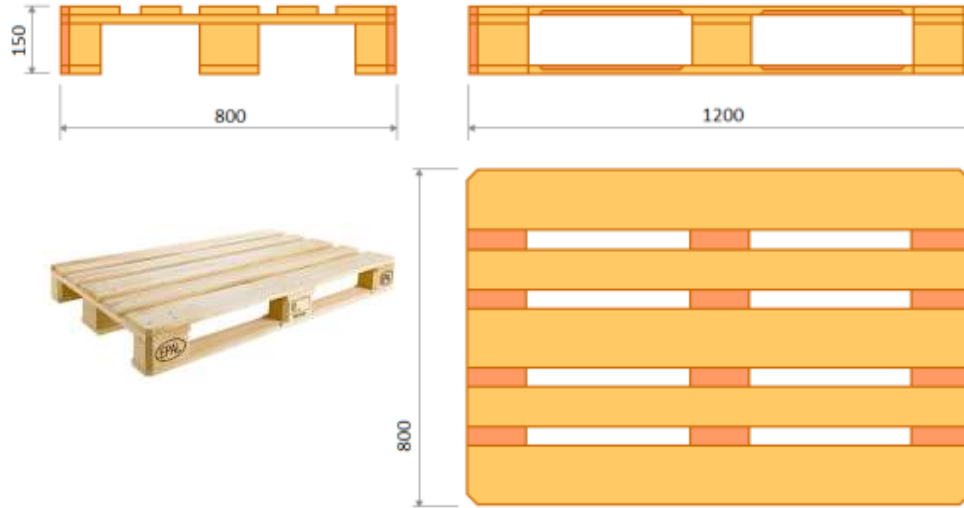
FDS'e tanımlanan 2. sıranın kalınlığı: 0,577 m³ / 66,5 m² = 0,0087 m

24 adet paletin toplam alanı: 24 x 4.1 m²= 98,4 m²

Buna bağlı olarak 2. sıra için bulunan yüzey yanma faktörü: 98,4 m² / 66,5 m² = 1,48

EK-4. (devam) Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı

3.Sıra: 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m boyutlarında 96 adet ahşap palet



Şekil 4.4. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet

Çizelge 4.4. 3. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı

Parça No	Parça Adedi	Yüzey Alanı [m ²]	Hacmi [m ³]
1	3	1,071	0,0115
2	2	0,594	0,0053
3	2	0,594	0,0035
4	1	0,407	0,0026
5	9	0,817	0,0159
6	3	0,821	0,0077
Toplam:	20	4,31	0,046

96 adet paletin toplam hacmi: $96 \times 0,046 \text{ m}^3 = 4,416 \text{ m}^3$

FDS'e tanımlanan 3. sıranın toplam alanı: $(10 \text{ m} \times 3 \text{ m} \times 2) + (10 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) + (3 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) = 66,5 \text{ m}^2$

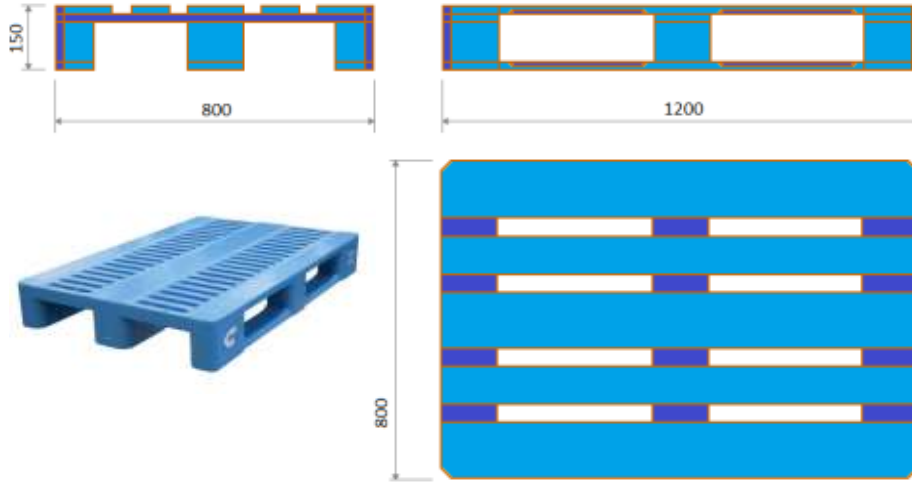
FDS'e tanımlanan 3. sıranın kalınlığı: $4,416 \text{ m}^3 / 66,5 \text{ m}^2 = 0,0664 \text{ m}$

96 adet paletin toplam alanı: $96 \times 4,31 \text{ m}^2 = 413,76 \text{ m}^2$

Buna bağlı olarak 3. sıra için bulunan yüzey yanma faktörü: $413,76 \text{ m}^2 / 66,5 \text{ m}^2 = 6,222$

EK-4. (devam) Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı

4.Sıra: 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m boyutlarında 25 adet polietilen palet



Şekil 4.5. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında polietilen palet

Çizelge 4.5. 4. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı

Parça No	Parça Adedi	Yüzey Alanı [m ²]
1	1	2,02
2	9	1,037
3	2	0,598
4	1	0,428
Toplam:	13	4,1

1 adet polietilen paletin ağırlığı : 23 kg (Kaiserkraft 2006)

Polietilen malzemenin yoğunluğu: 956 kg/m³ (Babrauskas 2003)

1 adet polietilen paletin hacmi: 23 kg / 956 kg/m³ = 0,024 m³

25 adet paletin toplam hacmi: 25 x 0,024 m³ = 0,6 m³

FDS'e tanımlanan 4. sıranın toplam alanı: (10 m×3 m×2) + (10 m×0,25 m×2) + (3 m×0,25 m×2) = 66,5 m²

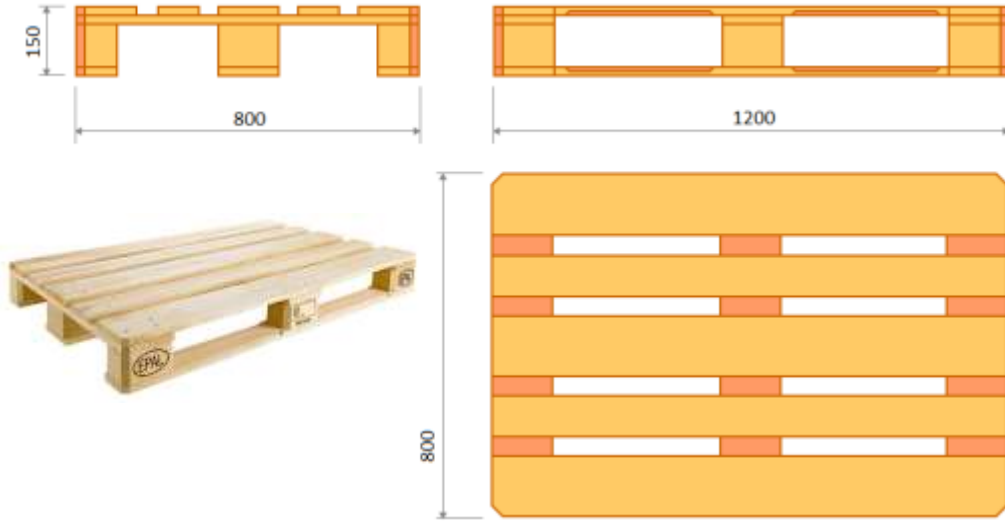
FDS'e tanımlanan 4. sıranın kalınlığı: 0,6 m³ / 66,5 m² = 0,009 m

25 adet paletin toplam alanı: 25 x 4,1 m² = 102,5 m²

Buna bağlı olarak 4. sıra için bulunan yüzey yanma faktörü: 102,5 m² / 66,5 m² = 1,54

EK-4. (devam) Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı

5.Sıra: 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m boyutlarında 96 adet ahşap palet



Şekil 4.6. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet

Çizelge 4.6. 5. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı

Parça No	Parça Adedi	Yüzey Alanı [m ²]	Hacmi [m ³]
1	3	1,071	0,0115
2	2	0,594	0,0053
3	2	0,594	0,0035
4	1	0,407	0,0026
5	9	0,817	0,0159
6	3	0,821	0,0077
Toplam:	20	4,31	0,046

96 adet paletin toplam hacmi: $96 \times 0,046 \text{ m}^3 = 4,416 \text{ m}^3$

FDS'e tanımlanan 5. sıranın toplam alanı: $(10 \text{ m} \times 3 \text{ m} \times 2) + (10 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) + (3 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) = 66,5 \text{ m}^2$

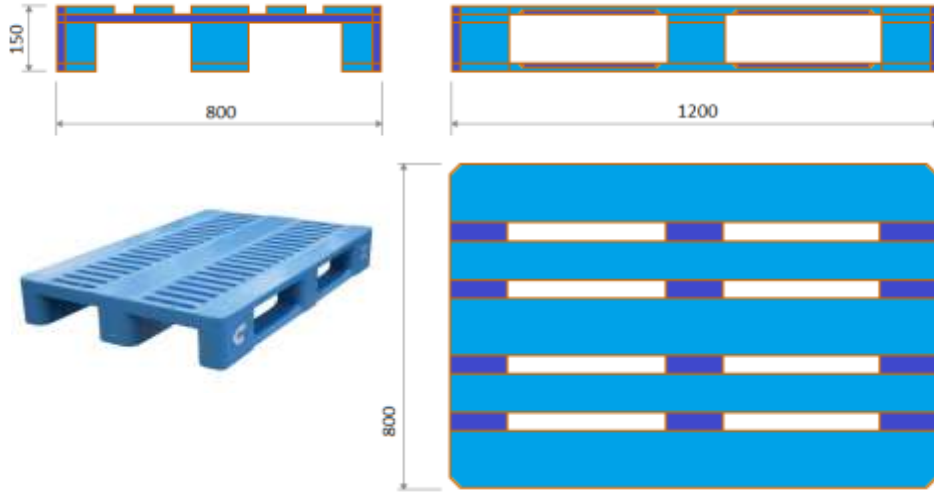
FDS'e tanımlanan 5. sıranın kalınlığı: $4,416 \text{ m}^3 / 66,5 \text{ m}^2 = 0,0664 \text{ m}$

96 adet paletin toplam alanı: $96 \times 4,31 \text{ m}^2 = 413,76 \text{ m}^2$

Buna bağlı olarak 5. sıra için bulunan yüzey yanma faktörü: $413,76 \text{ m}^2 / 66,5 \text{ m}^2 = 6,222$

EK-4. (devam) Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı

6. Sıra: 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m boyutlarında 25 adet polietilen palet



Şekil 4.7. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında polietilen palet

Çizelge 4.7. 6. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı

Parça No	Parça Adedi	Yüzey Alanı [m ²]
1	1	2,02
2	9	1,037
3	2	0,598
4	1	0,428
Toplam:	13	4,1

1 adet polietilen paletin ağırlığı : 23 kg (Kaiserkraft 2006)

Polietilen malzemenin yoğunluğu: 956 kg/m³ (Babrauskas 2003)

1 adet polietilen paletin hacmi: 23 kg / 956 kg/m³ = 0,024 m³

25 adet paletin toplam hacmi: 25 x 0,024 m³ = 0,6 m³

FDS'e tanımlanan 6. sıranın toplam alanı: (10m×3m×2) + (10 m×0,25 m×2) + (3 m×0,25 m×2) = 66,5 m²

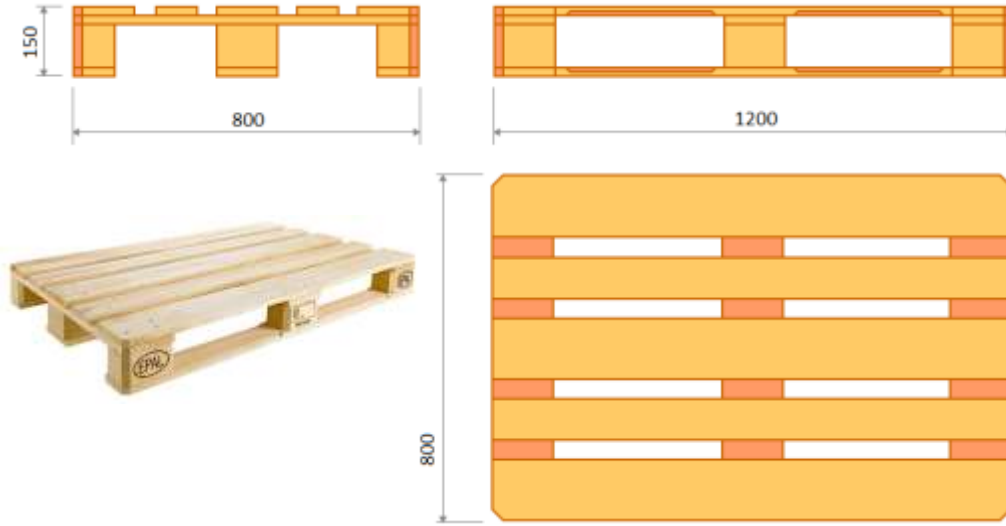
FDS'e tanımlanan 6. sıranın kalınlığı: 0,6 m³ / 66,5 m² = 0,009 m

25 adet paletin toplam alanı: 25 x 4,1 m²= 102,5 m²

Buna bağlı olarak 6. sıra için bulunan yüzey yanma faktörü: 102,5 m² / 66,5 m² = 1,54

EK-4. (devam) Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı

7.Sıra: 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m boyutlarında 72 adet ahşap palet



Şekil 4.8. 1,2 m x 0,8 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet

Çizelge 4.8. 7. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı

Parça No	Parça Adedi	Yüzey Alanı [m ²]	Hacmi [m ³]
1	3	1,071	0,0115
2	2	0,594	0,0053
3	2	0,594	0,0035
4	1	0,407	0,0026
5	9	0,817	0,0159
6	3	0,821	0,0077
Toplam:	20	4,31	0,046

72 adet paletin toplam hacmi: $72 \times 0,046 \text{ m}^3 = 3,312 \text{ m}^3$

FDS'e tanımlanan 7. sıranın toplam alanı: $(10\text{m} \times 3\text{m} \times 2) + (10 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) + (3 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) = 66,5 \text{ m}^2$

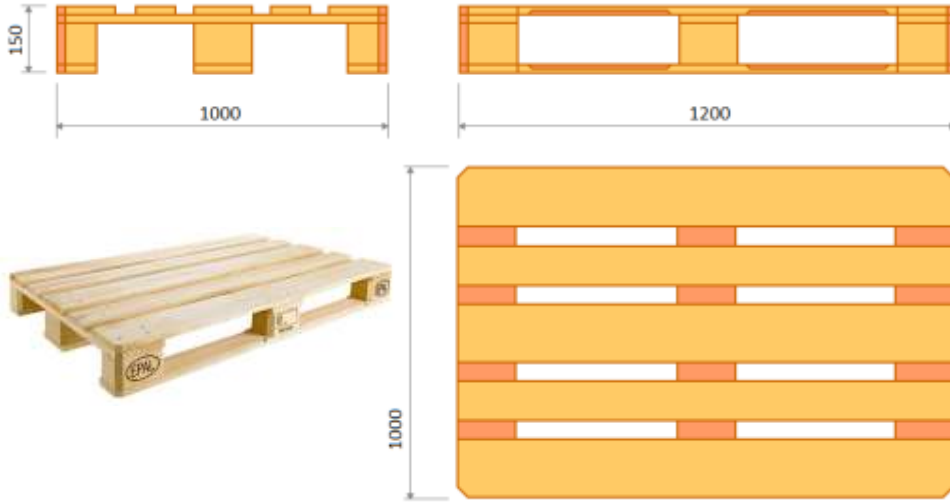
FDS'e tanımlanan 7. sıranın kalınlığı: $3,312 \text{ m}^3 / 66,5 \text{ m}^2 = 0,05 \text{ m}$

72 adet paletin toplam alanı: $72 \times 4,31 \text{ m}^2 = 310,32 \text{ m}^2$

Buna bağlı olarak 7. sıra için bulunan yüzey yanma faktörü: $310,32 \text{ m}^2 / 66,5 \text{ m}^2 = 4,666$

EK-4. (devam) Karayolu tüneli 200 MW Runehamar T1 yangın simülasyonu yakıt hesabı

8.Sıra: 1,2 m x 1,0 m x 0,15 m boyutlarında 20 adet ahşap palet



Şekil 4.9. 1,2 m x 1,0 m x 0,15 m ebatlarında ahşap palet

Çizelge 4.9. 8. Sırada yer alan palet alan ve hacim hesabı

Parça No	Parça Adedi	Yüzey Alanı [m ²]	Hacmi [m ³]
1	3	0,82	0,008
2	6	1,37	0,013
3	9	0,33	0,008
4	3	0,67	0,005
5	3	0,95	0,009
Toplam:	24	4,140	0,043

20 adet paletin toplam hacmi: $20 \times 0,043 \text{ m}^3 = 0,86 \text{ m}^3$

FDS'e tanımlanan 8. sıranın toplam alanı: $(10 \text{ m} \times 3 \text{ m} \times 2) + (10 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) + (3 \text{ m} \times 0,25 \text{ m} \times 2) = 66,5 \text{ m}^2$

FDS'e tanımlanan 8. sıranın kalınlığı: $0,86 \text{ m}^3 / 66,5 \text{ m}^2 = 0,013 \text{ m}$

20 adet paletin toplam alanı: $20 \times 4,14 \text{ m}^2 = 82,8 \text{ m}^2$

Buna bağlı olarak 8. sıra için bulunan yüzey yanma faktörü: $82,8 \text{ m}^2 / 66,5 \text{ m}^2 = 1,245$



Gazili olmak ayrıcalıktır