



T.C.

EGE ÜNİVERSİTESİ



**YANGINA MARUZ KALMIŞ BETONARME
ELEMENLARIN YAPISAL BÜTÜNLÜĞÜNÜN
TİTREŞİM BAZLI İZLEME TEKNİKLERİ
KULLANILARAK İNCELENMESİ**

Yüksek Lisans Tezi

Ali Ekin KAHRAMAN

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

İzmir
2022

T.C.

EGE ÜNİVERSİTESİ

**YANGINA MARUZ KALMIŞ BETONARME
ELEMANLARIN YAPISAL BÜTÜNLÜĞÜNÜN
TİTREŞİM BAZLI İZLEME TEKNİKLERİ
KULLANILARAK İNCELENMESİ**

Ali Ekin KAHRAMAN

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Emre ERCAN

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Yüksek Lisans Programı

İzmir
2022

KABUL ONAY SAYFASI

Ali Ekin KAHRAMAN tarafından Yüksek Lisans tezi olarak sunulan “Yangına Maruz Kalmış Betonarme Elemanların Yapısal Bütünlüğünün Titreşim Bazlı İzleme Teknikleri Kullanılarak İncelenmesi” başlıklı bu çalışma E.Ü. Lisansüstü Eğitim ve Öğretim Yönetmeliği ile E.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü Eğitim ve Öğretim Yönergesi’nin ilgili hükümleri uyarınca tarafımızdan değerlendirilerek savunmaya değer bulunmuş ve 18.03.2022 tarihinde yapılan tez savunma sınavında aday oybirliği/oyçokluğu ile başarılı bulunmuştur.

Jüri Üyeleri:

İmza

Jüri Başkanı

:

.....

Raportör Üye

:

.....

Üye

:

.....

EGE ÜNİVERSİTESİ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**ETİK KURALLARA UYGUNLUK BEYAN**

E.Ü. Lisansüstü Eğitim ve Öğretim Yönetmeliğinin ilgili hükümleri uyarınca Yüksek Lisans Tezi olarak sunduğum “Yangına Maruz Kalmış Betonarme Elemanların Yapısal Bütünlüğünün Titreşim Bazlı İzleme Teknikleri Kullanılarak İncelenmesi” başlıklı bu tezin kendi çalışmam olduğunu, sunduğum tüm sonuç, doküman, bilgi ve belgeleri bizzat ve bu tez çalışması kapsamında elde ettiğimi, bu tez çalışmasıyla elde edilmeyen bütün bilgi ve yorumlara atıf yaptığımı ve bunları kaynaklar listesinde usulüne uygun olarak verdiğimi, tez çalışması ve yazımı sırasında patent ve telif haklarını ihlal edici bir davranışımın olmadığını, bu tezin herhangi bir bölümünü bu üniversite veya diğer bir üniversitede başka bir tez çalışması içinde sunmadığımı, bu tezin planlanmasından yazımına kadar bütün safhalarda bilimsel etik kurallarına uygun olarak davrandığımı ve aksinin ortaya çıkması durumunda her türlü yasal sonucu kabul edeceğimi beyan ederim.

.... / / 2022

Ali Ekin KAHRAMAN



ÖZET**YANGINA MARUZ KALMIŞ BETONARME ELEMANLARIN YAPISAL
BÜTÜNLÜĞÜNÜN TİTREŞİM BAZLI İZLEME TEKNİKLERİ
KULLANILARAK İNCELENMESİ**

KAHRAMAN, Ali Ekin

Yüksek Lisans Tezi, İnşaat Mühendisliği

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Emre Ercan

Mart 2022, 126 sayfa

Her yapı ve bu yapıyı oluşturan betonarme elemanlar bir doğal frekansa sahiptirler. Her bir betonarme elemanın doğal frekansı, elemanın kütlesi ve esnekliğine bağlıdır. Denge durumundaki betonarme bir elemana geçici bir süre boyunca dışarıdan bir hareket girdisi verilirse, eleman doğal frekansı doğrultusunda titreşim hareketi gerçekleştirir. Bu titreşim hareketi elemanların stabilitesini ve kullanıcı konforunu etkiler. Bunlarla birlikte betonarme elemanlar yangına maruz kalabilirler. Yangın esnasında sıcaklık 1000-1100 °C'ye kadar ulaşabilir ve betonarme elemanın yapısal bütünlüğü zarar görebilir. Bunun sonucunda elemanın mukavemetinde, sertliğinde ve yük taşıma kapasitesinde azalmalar meydana gelir. Sertlikteki azalma frekansta, sönümlemede ve genlik tepkisinde değişikliklere yol açabilir. Bu değişimlerin tespit edilmesinde yapısal titreşim takibi önemlidir ve elemanın başarısızlığa uğramasını engellemektedir.

Bu tez çalışmasında içlerine ısı ölçerler yerleştirilmiş farklı boyuttaki betonarme elemanlar yangına maruz bırakılmış ve elemanların yapısal bütünlüğündeki değişimler takip edilmiştir. Elemanların, darbe çekici, modal titreştirici ve ivmeölçerler yardımıyla modal analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu analizler sonucu elde edilen doğal titreşim frekansları ve mod şekilleri yangın öncesi ve sonrası olarak karşılaştırılmıştır. Elde edilen veriler doğrultusunda elemanların frekans değişimlerine bağlı olarak hasar tespitlerinin yapılması sağlanmıştır.

Anahtar sözcükler: Yapısal Titreşim Takibi, Yangın, Doğal Frekans, Serbest Titreşim, Zorlanmış Titreşim, Betonarme, Hasar Tespiti



ABSTRACT

KAHRAMAN, Ali Ekin

M.Sc. in Civil Engineering

Supervisor: Assoc. Prof. Dr. Emre ERCAN

March 2022, 126 pages

Each building and the reinforced concrete elements that make up this structure have a natural frequency. The natural frequency of each reinforced concrete element depends on the mass and flexibility of the element. If an external motion input is given to a reinforced concrete element in equilibrium for a temporary period, the element will vibrate in accordance with its natural frequency. This vibration action affects the stability of the elements and therefore the user comfort. Along with these, reinforced concrete elements may be exposed to fire. During fire, the temperature can reach 1000-1100 ° C and the structural integrity of the reinforced concrete element is damaged. As a result, decreases occur in the strength, stiffness and load capacity of the element. The decrease in stiffness can cause changes in frequency, damping, and amplitude response. Structural vibration monitoring is important in detecting these changes and prevents the element from failing.

In this thesis, reinforced concrete elements of different sizes, in which heat meters were placed, were exposed to fire and the changes in the structural integrity of the elements were monitored. Modal analyzes of the elements were carried out with the help of impact hammer, modal vibrator and accelerometers. Natural vibration frequencies and mode shapes that obtained as a result of these analyzes were compared before and after the fire. In line with the data obtained, damage assessments were made depending on the frequency changes of the elements.

Keywords: Structural Vibration Monitoring, Fire, Natural Frequency, Free Vibration, Forced Vibration, Reinforced Concrete , Damage Assessment



ÖNSÖZ

Bu tez çalışmasında yangına maruz kalmış betonarme elemanların doğal frekanslarındaki değişimlerin kullanıcı konforu ve yapı güvenliği açısından önemi üzerine yoğunlaşmıştır. Çalışma boyunca literatürden ve konuyla ilgili yapılan araştırmalardan yola çıkarak yangın, doğal frekans, betonarme elemanların yüksek sıcaklık altındaki davranışı ve modal analiz yöntemleri hakkında yeni bilgiler edinilmiştir.

Çalışmanın ilerleyen kısımlarında yapılan yangın ve modal analiz deneyleri sonucunda elemanların doğal frekanslardaki değişimler irdelenmiştir. Frekans değişimlerinden faydalanılarak yeni bir tahribatsız muayene yöntemi geliştirilmeye çalışılmıştır.

İZMİR

.../.../2022

Ali Ekin KAHRAMAN



İÇİNDEKİLER

	<u>Sayfa</u>
ÖZET	vii
ABSTRACT	ix
ÖNSÖZ	xi
ŞEKİLLER DİZİNİ	xvi
TABLolar DİZİNİ	xxiii
SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ	xxv
1. GİRİŞ	1
1.1 Literatür Araştırması	2
2. TİTREŞİM VE MODAL ANALİZ	19
2.1 Mekanik Titreşimler	19
2.1.1 Serbest Titreşimler	21
2.1.2 Zorlanmış Titreşimler	21
2.2 Teorik Modal Analiz	23
2.2.1 Tek Serbestlik Dereceli Sistemler	23
2.2.2 Çok Serbestlik Dereceli Sistemler	35
2.3 Fourier Serileri ve Dönüşümleri	39
2.3.1 Fourier Serileri	39
2.3.2 Ayırık Fourier Dönüşümü	40
2.3.3 Hızlı Fourier Dönüşümü	41
2.4 Deneysel Modal Analiz	41
2.4.1 Frekans Tepki Fonksiyonu	42
2.4.2 Tek Girdi-Tek Çıktı (SISO) Yöntemi	43
2.4.3 Tek Girdi-Çoklu Çıktı (SIMO) Yöntemi	43
2.4.5 Çoklu Girdi-Çoklu Çıktı (MIMO) Yöntemi	44
2.5 Operasyonel Modal Analiz	44
2.5.1 Temel Frekans Alanı Yöntemi	45
2.5.2 Frekans Alanı Dekompozisyonu ve Gelişmiş Frekans Alanı Dekompozisyonu	46

İÇİNDEKİLER DİZİNİ (devam)

Sayfa

2.5.3 Stokastik Altuzay Tanımlama Yöntemleri.....	47
3. DONATI ÇELİĞİNİN VE BETONUN MEKANİK VE TERMAL ÖZELLİKLERİNİN SICAKLIĞA BAĞLI DEĞİŞİMİ.....	48
3.1 Donatı Çeliğinin Mekanik Özelliklerinin Sıcaklığa Bağlı Değişimi	48
3.1.1 Akma Dayanımı	48
3.1.2 Elastik Limit.....	49
3.1.3 Elastisite Modülü ve Gerilme-Birim Şekil Değiştirme Grafiği	50
3.1.4 Yoğunluk.....	53
3.2 Donatı Çeliğinin Termal Özelliklerinin Sıcaklığa Bağlı Değişimi.....	54
3.2.1 Isı İletimi	54
3.2.2 Genleşme (Termal Uzama)	55
3.2.3 Özgül Isı.....	56
3.3 Betonun Mekanik Özelliklerinin Sıcaklığa Bağlı Değişimi	58
3.3.1 Çekme Dayanımı.....	59
3.3.2 Basınç Dayanımı	60
3.3.3 Birim Uzama ve Gerilme-Şekil Değiştirme Grafiği	61
3.3.4 Yoğunluk.....	63
3.4 Betonun Termal Özelliklerinin Sıcaklığa Bağlı Değişimi	64
3.4.1 Isı İletimi.....	64
3.4.2 Genleşme.....	65
3.4.3 Özgül Isı.....	66
4. YANGIN STANDARTLARI, SENARYOLARI VE TEST YÖNTEMLERİ ..69	
4.1 Betonarme Yapılarda Yangın Senaryoları ve Eğrileri	69
4.1.1 Binalardaki Yangın Senaryoları ve Eğrileri.....	69
4.1.2 Açık Deniz Yapıları – Petrokimya Endüstrisinde Yangın Senaryoları ve Eğrileri	71
4.1.3 Tünellerde Yangın Senaryoları ve Eğrileri	72
4.1.4 Yangın Eğrilerinin Karşılaştırılması	75
4.2 ISO 834 ve ASTM E119 Yangın Standartları	75
4.3 Yangın Test Yöntemleri.....	77

İÇİNDEKİLER DİZİNİ (devam)

Sayfa

5. DENEYLERDE KULLANILAN MALZEMELER VE YÖNTEMLER	79
5.1 Betonarme Numunelerin Hazırlanmasında Kullanılan Malzemeler ve Yöntemler	79
5.2 Yangın Öncesi Deneysel Modal Analiz	82
5.3 Yangın Deneyleri.....	85
5.4 Yangın Sonrası Deneysel Modal Analiz	94
5.5 Deneyin Sonlu Elemanlar Yöntemiyle Analizi	96
6. DENEYLERDEN VE ANALİZLERDEN ELDE EDİLEN BULGULAR.....	99
6.1 Numune-1 Zorlanmış ve Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonları	99
6.2 Numune-2 Zorlanmış ve Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonları	101
6.3 Numune-3 Zorlanmış ve Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonları	102
6.4 Numune-4 Zorlanmış ve Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonları	104
6.5 Numunelerin Yangın Öncesi ve Sonrası Doğal Frekanslarının Karşılaştırılması.....	106
6.6 Yangın Öncesi ve Sonrası Mod Şekilleri	107
6.7 Deneyin Sonlu Elemanlar Yöntemiyle Analizi	108
6.8 Numune Malzemelerinin Sıcaklığa Bağlı Mekanik ve Termal Özelliklerindeki Değişim.....	110
7. SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	112
KAYNAKLAR DİZİNİ.....	117
TEŞEKKÜR	125
ÖZGEÇMİŞ.....	126

ŞEKİLLER DİZİNİ

<u>Şekil</u>	<u>Sayfa</u>
Şekil 1.1 Ultrasonik dalga hızı ve rezonans frekansı ölçümleri (Hou et al., 2017)	.3
Şekil 1.2 ISO 834 yangını sıcaklık-zaman grafik eğrisi (Ndoukouro et al., 2011)	...4
Şekil 1.3 Sıcaklık-Frekans ilişkisinin analitik ve sonlu elemanlar çözümlerinin (mod 2) karşılaştırılması (Tufoi et al., 2014)6
Şekil 1.4 Titreşim bazlı ve optik bazlı izleme teknikleri deney düzenekleri (Manoach et al., 2012)8
Şekil 1.5 Sertlik testi uygulaması (Chi and Peng, 2020)10
Şekil 1.6 ANSYS programındaki modelleme sonucu burkulma analizi (Ramkumar and Ganesan, 2008)13
Şekil 1.7 Uzun açıklı köprülerin titreşim özelliklerini simüle etmek için bir test düzeneği (Zhou and Yi, 2014)15
Şekil 1.8 Hasara uğramış kirişte sıcaklık değişimine bağlı doğal frekans analizi (Esfarjani et al., 2017)16
Şekil 1.9 İzleme süreci için oluşturulan numuneler ve test düzenekleri (Liu et al., 2016)17
Şekil 1.10 Evrensel titreşim cihazı (Safaeifar and Karimi, 2015)18
Şekil 2.1 Kütle-Yay Sistemi üzerinde potansiyel enerjiden kinetik enerjiye transfer ve tam tersi (Deraemaeker, 2020)20

ŞEKİLLER DİZİNİ (devam)

<u>Şekil</u>	<u>Sayfa</u>
Şekil 2.2 Sarkaç Sistemi üzerinde potansiyel enerjiden kinetik enerjiye transfer ve tam tersi (Deraemaeker, 2020)	20
Şekil 2.3 Başlangıç yer değiştirmesi verilen kütle-yay sisteminin serbest titreşimi (Deraemaeker, 2020)	21
Şekil 2.4 Üç farklı tipte zorlanmış uyarı sinyalleri (Deraemaeker, 2020).....	22
Şekil 2.5 Deprem sonucu bina üzerinde oluşan uyarı sinyali (Deraemaeker, 2020)	23
Şekil 2.6 (a) Tek serbestlik dereceli sistem (b) Serbest cisim diagramı (Caprani, 2020).....	24
Şekil 2.7 Sönümsüz serbest titreşim tepkisi (Caprani, 2020).....	28
Şekil 2.8 Tek serbestlik dereceli sistemin serbest titreşim tepkisi (a) $u_0 = 20\text{mm}$, $\dot{u}_0 = 0$,	29
Şekil 2.9 Kritik sönümlenme ve aşırı sönümlenme tepkisi (Caprani, 2020).....	30
Şekil 2.10 Tek serbestlik dereceli sistemin serbest titreşim tepkisi: (a) $\xi = 0$; (b) $\xi = 0,05$;	32
Şekil 2.11 Düşük sönümlü bir sistemin salınım hareketi (Caprani, 2020).....	32
Şekil 2.12 Tek serbestlik dereceli sönümsüz sistemin harmonik uyarımı (Caprani, 2020).....	33

ŞEKİLLER DİZİNİ (devam)

<u>Şekil</u>	<u>Sayfa</u>
Şekil 2.13 DBF'nin sönüm ve frekans oranlarına bağlı olarak değişimi (Caprani, 2020)	35
Şekil 2.14 (a) Çok serbestlik dereceli sistem (b) m_1 için serbest cisim diyagramı (c) m_2 için serbest cisim diyagramı (Caprani, 2020)	36
Şekil 2.15 Lineer Mekanik Sistemde Transfer Fonksiyonu FTF (Pawlowski et al., 2016)	43
Şekil 2.16 Laboratuvarda gerçekleştirilen bir deneysel modal analiz ve uçuş esnasında gerçekleştirilen bir operasyonel modal analiz (Siemens, 2020).....	45
Şekil 3.1 Donatı çeliğinin gerilme sertleşmesi ihmal edildiğinde gerilme-birim şekilde değiştirme eğrisi (Xavier, 2009)	52
Şekil 3.2 Donatı çeliğinin gerilme sertleşmesi ihmal edilmediğinde gerilme-birim şekilde değiştirme eğrisi (Xavier, 2009)	52
Şekil 3.3 Gerilme-Birim Şekil Değiştirme grafiğini ve grafikteki değerlerin şekil değiştirme aralığına göre hesabını göstermektedir (EC3 EN 1993-1-2).....	53
Şekil 3.4 Donatı çeliğinin ısı iletimi-sıcaklık ilişkisi (EC3 EN 1993-1-2).....	55
Şekil 3.5 Birim genleşme miktarı-sıcaklık ilişkisi (EC3 EN 1993-1-2)	56
Şekil 3.6 Özgül ısı-sıcaklık ilişkisi (EC3 EN 1993-1-2).....	57
Şekil 3.7 Çekme dayanımı azaltma faktörü-sıcaklık ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2) .	60

ŞEKİLLER DİZİNİ (devam)

<u>Şekil</u>	<u>Sayfa</u>
Şekil 3.8 Gerilme-birim şekil değiştirme grafiğinin farklı sıcaklıklara göre şematik gösterimi (Rigberth, 2000)	62
Şekil 3.9 Gerilme-birim şekil değiştirme grafiğinin, birim şekil değiştirme aralığına bağlı olarak matematiksel modellenmesi (EC2 EN 1992-1-2).....	63
Şekil 3.10 Beton ısı iletimi-sıcaklık ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2).....	65
Şekil 3.11 Silisli ve kalkerli agregalı betonun sıcaklığa bağlı genleşme miktarının değişim grafiği (EC2 EN 1992-1-2)	66
Şekil 3.12 Beton özgül ısı-sıcaklık ilişkisinin farklı nem oranlarındaki gösterimi (EC2 EN 1992-1-2)	68
Şekil 3.13 Beton volumetrik özgül ısısının sıcaklık ile ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2)	68
Şekil 4.1 Selülozik yangın eğrisi (Promat, 2020).....	70
Şekil 4.2 Hidrokarbon yangın eğrisi (Promat, 2020).....	72
Şekil 4.3 RABT-ZTV yangın eğrileri.....	73
Şekil 4.4 RWS yangın eğrisi sıcaklık-zaman ilişkisi.....	74
Şekil 4.5 Yangın eğrileri sıcaklık-zaman ilişkisi grafiği (Khoury, 2000)	75
Şekil 4.6 ISO 834 ve ASTM E119 standartları yangın eğrilerinin sıcaklık-zaman ilişkisinin karşılaştırılması.....	76

ŞEKİLLER DİZİNİ (devam)

<u>Şekil</u>	<u>Sayfa</u>
Şekil 4.7 Sıcak Nokta yangın test yöntemi (Lo Monte et al., 2019).....	77
Şekil 4.8 Tam Ölçekli yangın test yöntemi (Lo Monte et al., 2019)	78
Şekil 4.9 İki Eksenli Yükleme ile yangın test yöntemi (Lo Monte et al., 2019) ...	78
Şekil 5.1 Numunelerin boyu, donatı detayları, termokupl ve gerinim ölçerlerin yerleşimi.....	80
Şekil 5.2 a) Numunelerin kesit detayı b) Donatıların bağlanması ve kalıpların yerleştirilmesi.....	81
Şekil 5.3 Yangın öncesi deneysel modal analiz deneyi 1) Veri toplama cihazı 2) Modal titreştirici 3) Bilgisayar 4) Sinyal üretici 5) Ampifikatör.....	83
Şekil 5.4 İvmeölçerlerin yerleşimleri.....	83
Şekil 5.5 İvmeölçerlerin yerleri ve kuvvet sensörü 1) İvmeölçer-1 2) İvmeölçer-2 3) Kuvvet sensörü 4) İvmeölçer-3	84
Şekil 5.6 Serbest titreşim deneyleri için kullanılan darbe çekici	85
Şekil 5.7 Ucuna kuvvet sensörü bağlanmış darbe çekici	85
Şekil 5.8 Numunelerin düzeneğe yerleştirilmesi	86
Şekil 5.9 Yangın deneyleri.....	87
Şekil 5.10 Numune-1 için fırın sıcaklığı-zaman ilişkisi	88

ŞEKİLLER DİZİNİ (devam)

<u>Şekil</u>	<u>Sayfa</u>
Şekil 5.11 Numune-1 için sıcaklık-zaman soğuma eğrisi	89
Şekil 5.12 a) Numune-3 60. dakikadaki alt yüzey dış sıcaklık değeri b) Numune-3 60. dakikadaki Termokupl-3'teki iç sıcaklık değeri	91
Şekil 5.13 Numune-4 için 45. dakika iç ve dış sıcaklık değerleri	92
Şekil 5.14 Numunelerdeki bozulmalar a) Soyulma-toz haline gelme-dökülme b) Su kaybı c) Çatlaklar d) Kararmalar	93
Şekil 5.15 Numunelerin deney sonunda yerçekimi yönünde hafif eğilmesi	94
Şekil 5.16 Yangın sonrası deneysel modal analiz	94
Şekil 5.17 1) Agilent 33210A 10MHz Sinyal Üretici 2) YMC LA-100 Güç Amplifikatörü	95
Şekil 5.18 NI cDAQ-9174 Veri Alım Cihazı	96
Şekil 5.19 Deneyin Abaqus CAE programında modellenmesi	97
Şekil 5.20 Modelin yangına maruz bırakılmış kısmı	97
Şekil 5.21 Meshleme sonrası modelin görünümü	98
Şekil 5.22 Yangın simülasyonuna maruz bırakılan modelin ısı dağılımı	98
Şekil 6.1 Numune-1 Zorlanmış Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu	100
Şekil 6.2 Numune-1 Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu	100

ŞEKİLLER DİZİNİ (devam)

<u>Şekil</u>	<u>Sayfa</u>
Şekil 6.3 Numune-2 Zorlanmış Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu	101
Şekil 6.4 Numune-2 Serbest titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu	102
Şekil 6.5 Numune-3 Zorlanmış Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu	103
Şekil 6.6 Numune-3 Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu	103
Şekil 6.7 Numune-4 Zorlanmış Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu	104
Şekil 6.8 Numune-4 Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu	105
Şekil 6.9 Numunelerin zorlanmış titreşimler altında doğal frekanslarının karşılaştırılması	106
Şekil 6.10 Numunelerin serbest titreşimler altında doğal frekanslarının karşılaştırılması	106
Şekil 6.11 Hasarsız numune ilk 5 mod şekli	107
Şekil 6.12 Hasarlı numune ilk 5 mod şekli	108
Şekil 6.13 Abaqus CAE programında modellenen ve simüle edilen numunedeki sıcaklık dağılımı	109
Şekil 6.14 Yangın öncesi modellenen numunenin modal test sonucu doğal frekansı	109
Şekil 6.15 Yangın sonrası modellenen numunenin modal test sonucu doğal frekansı	110

TABLolar DİZİNİ

<u>Tablo</u>	<u>Sayfa</u>
Tablo 3.1 Akma dayanımı azaltma faktörünün sıcaklığa bağlı değişimi (EC3 EN 1993-1-2)	49
Tablo 3.2 Elastik limit azaltma faktörünün sıcaklığa bağlı değişimi (EC3 EN 1993-1-2)	50
Tablo 3.3 Elastisite modülü azaltma faktörünün sıcaklığa bağlı değişimi (EC3 EN 1993-1-2)	51
Tablo 3.4 Sıcaklık-basınç dayanımı ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2).....	61
Tablo 3.5 Sıcaklık-birim uzama ve nihai uzama ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2).....	62
Tablo 4.1 Tren yangınları için RABT-ZTV sıcaklık artış miktarı (Promat, 2020)	73
Tablo 4.2 Araba yangınları için RABT-ZTV sıcaklık artış miktarı (Promat, 2020)	73
Tablo 4.3 RWS yangın eğrisi sıcaklık artış miktarı (Promat, 2020)	74
Tablo 5.1 Numune-1 için sıcaklık-zaman değerleri	88
Tablo 5.2 Numune-2 için sıcaklık zaman değerleri.....	90
Tablo 5.3 Numune-3 için sıcaklık-zaman değerleri	90
Tablo 5.4 Numune-4 için sıcaklık zaman değerleri.....	92
Tablo 6.1 Numune-1 doğal frekanslar	101

TABLULAR DİZİNİ (devam)

<u>Tablo</u>	<u>Sayfa</u>
Tablo 6.2 Numune-2 doğal frekanslar	102
Tablo 6.3 Numune-3 doğal frekanslar	104
Tablo 6.4 Numune-4 doğal frekanslar	105
Tablo 6.5 Abaqus CAE analizleri sonucu yangın öncesi ve sonrası numunenin doğal frekansları.....	110
Tablo 6.6 C30 Betonun sıcaklığa bağlı olarak mekanik ve termal özelliklerinin değişimi.....	111
Tablo 6.7 S420 Çeliğin sıcaklığa bağlı olarak mekanik ve termal özelliklerinin değişimi.....	111

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklama</u>
\emptyset	Donatı çapı (mm)
T	Sıcaklık ($^{\circ}\text{C}$)
Hz	Hertz
dB	Desibel
N	Newton
PE	Potansiyel Enerji
KE	Kinetik Enerji
t	Zaman
x_0	Başlangıç noktası
x	Toplam yer değiştirme
k	Rijitlik sabiti
m	Kütle
c	Sönümlenme katsayısı
u	Yer değiştirme
ú	Hız (yer deęiřtirmenin zamana göre türevi)

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam)

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklama</u>
\ddot{u}	İvme (hızın zamana göre türevi)
ω	Sönümsüz dairesel doğal frekans
ξ	Sönümlenme oranı
c_{cr}	Kritik sönümlenme katsayısı
λ	Dalga boyu
ρ	Yer değiştirme genliği
θ	Faz açısı
ω_d	Sönümlü dairesel doğal frekans
F_0	Zorlama genliği
Ω	Uyarı dairesel frekansı
DBF	Dinamik Büyüme Faktörü
β	Frekans oranı
Δ	Değerin ilk ve son durumu arasındaki fark
M	Kütle matrisi
C	Sönümlenme matrisi
K	Sertlik matrisi

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam)

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklama</u>
F	Yük vektörü
a	Her serbestlik derecesine denk gelen genliklerin vektörü
AFD	Ayrık Fourier Dönüşümü
HFD	Hızlı Fourier Dönüşümü
SISO	Tek Girdi-Tek Çıktı (Single Input-Single Output)
SIMO	Tek Girdi-Çoklu Çıktı (Single Input-Multiple Output)
MIMO	Çoklu Girdi-Çoklu Çıktı (Multiple Input-Multiple Output)
FTF	Frekans Tepki Foknsiyonu
$H(\omega)$	Transfer fonksiyonu
OMA	Operasyonel Modal Analiz
FAD	Frekans Alanı Dekompozisyonu
TFAY	Temel Frekans Alanı Yöntemi
TVD	Tekil Vektör Dekompozisyonu
KMGF	Karmaşık Mod Gösterge Fonksiyonu
GFAD	Geliştirilmiş Frekans Alanı Dekompozisyonu
TAFD	Ters Ayrık Fourier Dönüşümü

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam)

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklama</u>
SAT	Stokastik Altuzay Tanımlama
KDA	Kanonik Değişken Analizi
ATB	Ağırlıksız Temel Bileşen
MPa	Megapaskal
EC-2	Eurocode-2
EC-3	Eurocode-3
θ	Sıcaklık (°C)
$f_{y,\theta}$	Çeliğin sıcaklığa bağlı değişen efektif akma dayanımı (MPa)
f_y	Çeliğin akma dayanımı (MPa)
$k_{y,\theta}$	Akma dayanımı azaltma faktörü
θ_a	Çelik sıcaklığı (°C)
$f_{p,\theta}$	Çeliğin elastik limit sınırları içerisinde maksimum akma dayanımı (MPa)
$k_{p,\theta}$	Elastik limit azaltma faktörü
$E_{a,\theta}$	Çeliğin sıcaklık etkisiyle değişen elastisite modülü (MPa)
E_a	Çeliğin oda sıcaklığındaki elastisite modülü (MPa)

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam)

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklama</u>
$k_{E,\theta}$	Elastisite modülü azaltma faktörü
ρ_a	Çelik yoğunluğu (kg/m^3)
σ	Gerilme (MPa)
ε	Birim şekil değiştirme
λ_a	Çelik ısı iletim katsayısı (W/mK)
$\Delta l/l$	Çelik birim genleşme miktarı
c_a	Çeliğin özgül ısısı (J/kgK)
$k_{c,t}(\theta)$	Betonun sıcaklığa bağlı çekme dayanımı azaltma faktörü
$f_{ck,t}(\theta)$	Betonun sıcaklığa bağlı değişen efektif çekme dayanımı (MPa)
$f_{ck,t}$	Betonun oda sıcaklığındaki çekme dayanımı (MPa)
$f_{c,\theta}$	Betonun sıcaklığa bağlı değişen basınç dayanımı (MPa)
f_{ck}	Betonun oda sıcaklığındaki basınç dayanımı (MPa)
$\varepsilon_{c1,\theta}$	Betonun sıcaklık artışı altında basınç dayanımına karşılık gelen birim uzama miktarı
$\varepsilon_{cu1,\theta}$	Betonun sıcaklık artışı altında basınç dayanımına karşılık gelen nihai uzama miktarı
$\rho(\theta)$	Betonun sıcaklığa bağlı değişen yoğunluğu (kg/m^3)

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ (devam)

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklama</u>
λ_c	Betonun ısı iletim katsayısı (W/mK)
$\varepsilon_c(\theta)$	Betonun sıcaklığa bağlı termal birim uzama miktarı
$c_p(\theta)$	Beton özgül ısısı (J/kgK)
$c_v(\theta)$	Volumetrik özgül ısı (J/m ³ K)
$c_{p,peak}(\theta)$	Özgül ısı pik noktası (J/kgK)
T_0	İlk sıcaklık (°C)



1 GİRİŞ

Yapılar işlevleri gereği veya yangın nedeniyle yüksek sıcaklığa maruz kalabilirler. Yüksek sıcaklığın etkisinde kalan yapılarda, yapının tekrardan kullanıma uygun hale getirilmesini sağlayabilmek adına, yapının eleman bazında statik ve dinamik yüklere karşı mukavemetinin ve yapısal bütünlüğündeki bozulma derecesinin değerlendirilmesi önem teşkil etmektedir. Aksi takdirde yapı başarısızlığa uğrar ve bu da can kayıplarına yol açabilir. Yüksek sıcaklığın en büyük kaynaklarından biri olan yangın heterojen bir yapıda olan betonarme elemanları malzeme bazında etkiler, elemanın bütünlüğünde bozulmalara sebep olur. Bu bozulmalar elemanın statik açıdan dayanımını etkilediği gibi, dinamik olarak elemanın doğal frekansında yani dolayısıyla yapının doğal frekansında değişikliklere yol açar. Doğal frekans, bir elemanın denge konumunda iken uyarılması durumunda titreşeceği frekansa verilen addır. Yapı tasarımı dolayısıyla kullanıcı konforu açısından önemi büyüktür. Yapılar tasarlanırken göz önünde bulundurulmaması durumunda sistem rezonans etkisinde kalarak başarısızlığa uğrayabilir. Rezonans, dinamik periyodik bir kuvvet sonucunda sistemde oluşan zorlanmış titreşimlerin frekansının, sistemin doğal frekansa eşit olması durumunda açığa çıkan durumdur. Sonuç olarak dinamik yük girdisi verilen bir yapıda, yapının oluşan titreşimler aracılığıyla verdiği tepkiler yapı tasarımında önemli olduğu kadar, yapının hasara uğraması durumunda da yapı sağlığı ve bütünlüğü açısından önemlidir.

Bu sebeplerden dolayı yangına maruz kalmış bir yapının sadece statik dayanım olarak değil, dış yüklere maruz kalması durumunda ortaya çıkan titreşimlerin rezonans etkisi yapma riskine bağlı olarak dinamik yükler altındaki frekans değişimini saptamak önemlidir. Bu tez çalışmasında aynı boyut ve donatı miktarına sahip 4 adet betonarme elemanın yangın öncesi ve sonrası doğal frekans analizleri deneysel modal analiz yöntemleri kullanılarak yapılmıştır. Çalışmanın gerçekleştirilmesinde ivmeölçerler, ısı ölçerler, darbe çekici, yangın pürmüzleri, yanmaz kiremitler, bilgisayar ve LabVIEW, MATLAB ve Abaqus CAE gibi programlardan yardım alınmış, elemanların dinamik yükler karşısındaki davranışları incelenmiştir. Bu sayede yüksek sıcaklığa maruz kalmış elemanların,

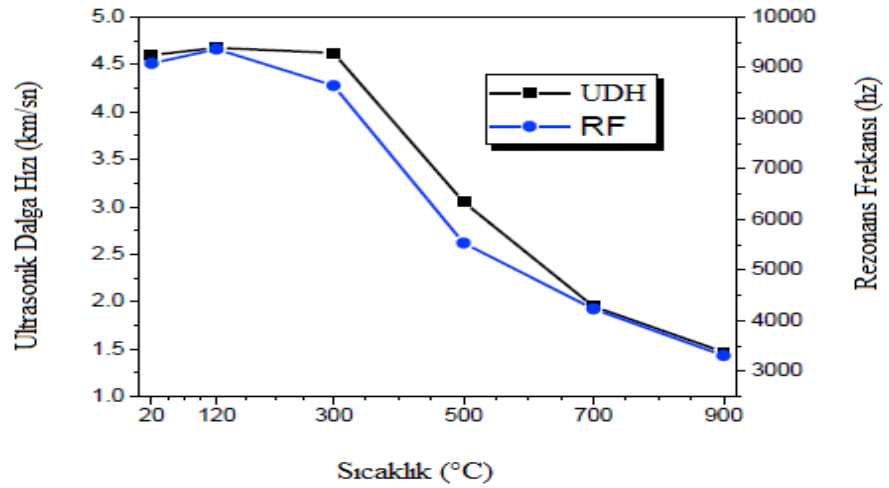
rezonans frekansında veya daha düşük bir frekansta titreşimlerine sebep olacak dinamik yüklere maruz kalması durumunda gösterebileceği davranışlar hakkında fikir sahibi olunmuş, bu titreşimlerdeki değişimlere bağlı olarak yangın sonrası hasar tespiti için yeni bir yöntem denenmiş ve bundan sonraki çalışmalar için yararlı bilgiler elde edilmiştir.

1.1 Literatür Araştırması

Bu bölümde konuyla ilgili olarak değişken sıcaklık etkisinde yapıların titreşim analizleri ve kullanılan yapısal izleme teknikleri üzerine yapılmış çalışmalar incelenmiştir. Teorik, deneysel ve operasyonel modal analiz ve izleme tekniklerinin yanı sıra literatürde yer alan nümerik yöntemler, sonlu elemanlar yöntemleri, analitik yöntemler ve deneysel yöntemler gibi analiz yöntemlerine ve çalışmalarına yer verilmiştir.

Liu et al. (2017), basit mesnetli bir kirişte sıcaklık ve mod özellikleri arasındaki ilişkiyi teorik olarak hesaplama yöntemleriyle ispatlayıp, deney yoluyla sağlamasını yapmışlardır. Kirişteki sıcaklık alan dağılımını, modal özelliklerin değişmesine sebep olan elastisite modülü, sapma ve sınır koşulları gibi ana faktörleri elde etmek için analiz etmişlerdir. Bu ana faktörler kullanılarak sıcaklık etkisi altındaki kirişin dinamik denklemlerini Euler-Bernoullikiriş teoremi yardımıyla oluşturmuşlardır. Elde ettikleri teorik modal analiz sonuçlarını 24 saat boyunca dış ortamda bırakılan ve doğal hava sıcaklığı değişimlerinden etkilenen 30 cm x 40 cm x 400 cm boyutunda, Ø15 mm donatılar ve ısı ölçerler yerleştirilmiş bir test kirişine uygulanan darbe testi sonucu elde edilen sonuçlarla birlikte ispatlamışlardır. Deney sonucunda kirişteki sertlikteki %30' miktarındaki azalma sonucu, doğal frekansta %5.6' lık bir azalma gözlemlemişlerdir. Sıcaklıkla uyarılmış kirişin modal özelliklerinin değişmesindeki ana nedenin elastisite modülündeki değişimler olduğunu saptamışlardır.

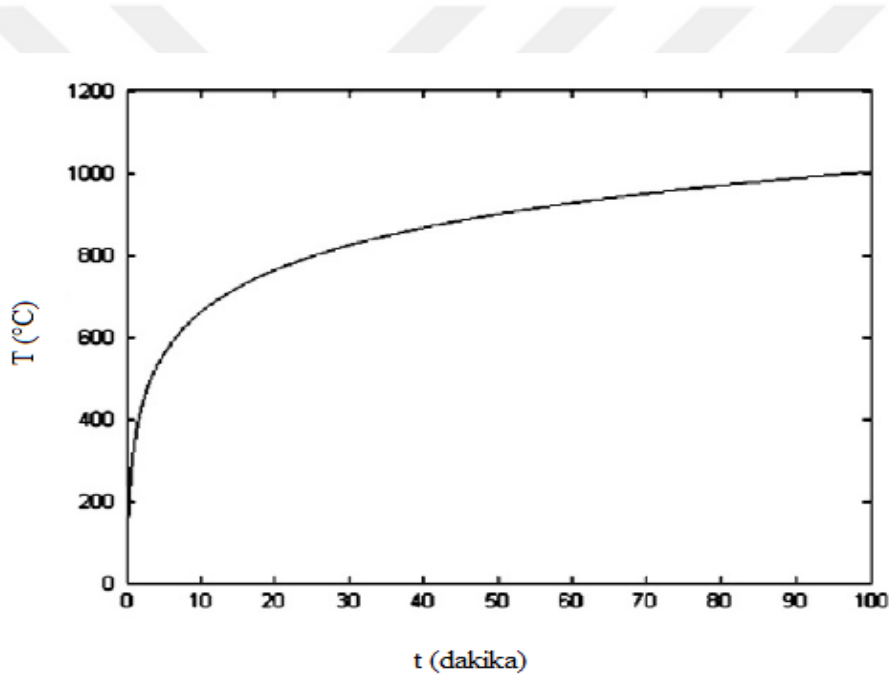
Hou et al. (2017), ultra yüksek performanslı reaktif pudra betonun yüksek sıcaklıklar altında mekanik özelliklerindeki değişimi incelemiştir. Yüksek güce, mukavemete ve kırılma enerjisine sahip reaktif pudra betonunu 120, 300, 500, 700 ve 900 °C’ deki sıcaklıklara maruz bırakmış ve 3 saatlik soğuma süresinin ardından tahrip edici olmayan testlere maruz bırakarak, ultrasonik dalga hızını ve rezonans frekansını elde etmişlerdir. Elde edilen ölçüm değerlerini mevcut denklemlerde yerlerine yazarak reaktif pudra betonunun dinamik elastisite modülünü belirlemek için kullanmışlardır. Sonuç olarak ultrasonik dalga hızının ve rezonans frekansının 300 °C arasında arttığını, daha sonraki sıcaklıklarda ise kademeli olarak azaldığını gözlemlemişlerdir (Şekil 1.1). Ayrıca 500 °C’ den sonra mikro yapıdaki hasarların mukavemette azalmaya neden olduğunu gözlemlemişlerdir.



Şekil 1.1 Ultrasonik dalga hızı ve rezonans frekansı ölçümleri (Hou et al., 2017)

Macdonald and Daniell (2005), Galler’deki İkinci Severn Askılı Köprüsü üzerine etkiyen trafik yükü, sıcaklık ve rüzgâr kaynaklı köprünün doğal frekansındaki değişiklikleri araştırmışlardır. Köprünün üst kısmında sıcaklık değişiminin az olması sebebiyle yapının doğal frekansında herhangi bir değişiklik tespit edememişlerdir.

Ndoukouo et al. (2011), ISO 834 yangınına maruz kalmış çelik bir kirişin enine mekanik yük etkisiyle dinamik davranışlarını titreşim denklemlerine bağlı olarak sayısal olarak analiz etmişlerdir. Sıcaklıkla bağıntılı olarak değişen elastisite modülü ve termal uzama katsayısı titreşim denklemlerine dahil ederek, zamana bağlı faktörlerin etkidiği denklemler elde etmişlerdir. Sıcaklığın zamana bağlı olması sebebiyle, sıcaklık değişiminin zamanla ilişkisini $T(t) = 345 \log(8t + 1) + T_0$ denklemini kullanarak elde etmişlerdir (Şekil 1.2). Yapılan çalışmalarla sapma ve eğilme momenti arasındaki ilişkiyi incelemişlerdir. Yük yoğunluğu ve başarısızlığa uğrama süresi arasındaki ilişkiyi irdelemişlerdir. Sonuç olarak eğilme momenti azalırken saptmada bir artış olduğunu gözlemlemişlerdir.



Şekil 1.2 ISO 834 yangını sıcaklık-zaman grafik eğrisi (Ndoukouo et al., 2011)

Mazza and Fiore (2016) yaptıkları çalışmada viskoelastik sönümlü payandaların yangına maruz kalmış binalarda titreşim kontrolü açısından kullanımının, dinamik ve sismik yükler karşısında etkinliğini araştırmışlardır. Bilgisayar kodları yardımıyla 10 katlı bir ofis binasında 3 ayrı yangın senaryosunun simülasyonunu gerçekleştirmişlerdir. Her yangın senaryosu için, güçlendirilmiş ve

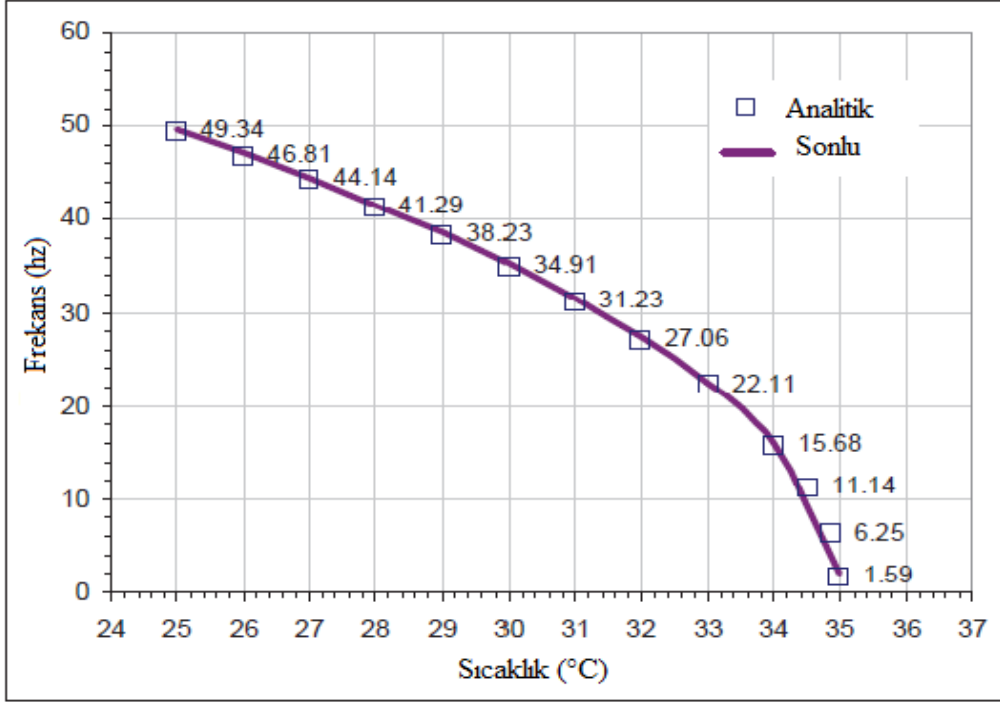
güçlendirilmemiş olarak yapının dinamik ve sismik analizini yapmışlardır. Viskoelastik sönümlü payandaların, rüzgar yükleri sonucu katlardaki yatay yer değiştirmelerin kontrol edilmesinde efektif olduğunu tespit etmişler, ancak sismik yüklemelerde sistemin başarısız olduğunu gözlemlemişlerdir.

Zai et al. (2020), prizmatik olmayan konsol bir kirişteki çatlak yeri ve derinliğinin termo-mekanik yükler altında dinamik davranışlara etkisini araştırmışlardır. Alüminyum 2024 materyalinden yapılmış konsol kirişi sırasıyla 50, 100, 150 ve 200 °C sıcaklığa maruz bırakmışlardır. İlk defa dinamik davranış denklemlerini, termo-mekanik yükler altındaki prizmatik olmayan bir kiriş üzerinde deneysel olarak sunmuşlardır. Deneylerden elde ettikleri verileri kullanarak, metal yapılarda yerinde hasar tespiti için yeni bir yol formüle etmişlerdir. Bu yol ile birlikte sıcaklık ve dinamik tepki (frekansta düşüş, genlik farkı) yardımıyla yüzey altı çatlakları saptayıp hasarın boyutunu ve yerini tespit edebilmişlerdir. Sonuç olarak termo-mekanik yükler altında, çatlak yerini ve boyutunu operasyonel olarak tahribatsız teşhis etme şansını elde etmişlerdir. Ayrıca yüksek sıcaklığın sertlikteki azalmaya bağlı olarak yapının doğal frekansını azalttığını, bunun sonucunda sistemin aynı yüklemeye altında daha yüksek genlikle titreşeceğini saptamışlardır.

Liu & DeWolf (2006), betondan yapılmış eğimli kutu kesitli bir köprüyü incelemişler ve yaptıkları doğrusal regresyon analizi sonucunda her 1 Fahrenheit derece sıcaklık artışında ilk üç frekansta 0,007 Hz, 0,008 Hz ve 0,007 Hz azalma olduğunu gözlemlemişlerdir.

Tufoi et al. (2014), termal stresin uyarımı sonucu eksenel yüklere maruz kalan izotropik iki ucu kenetlenmiş Euler-Bernoulli kirişinin doğal frekans analizini, sonlu elemanlar yöntemi ile yapmışlardır. Bu sayede hasar tespit yöntemlerini değişik sıcaklık altındaki durumlara uyarlayabilmeyi hedeflemişlerdir. Araştırmada “SolidWorks” programını kullanarak sırasıyla 6 farklı mod seçip, kirişin doğal frekans analizini yapmışlardır. Analitik çözümlerle, sonlu eleman çözümlerini karşılaştırmışlar ve analitik çözüme en yakın sonlu eleman çözümünün mod 2

olduğunu gözlemlemişlerdir (Şekil 1.3). Sıcaklık ve frekansın ters orantılı olduğunu her iki çözümde de saptamışlardır.



Şekil 1.3 Sıcaklık-Frekans ilişkisinin analitik ve sonlu elemanlar çözümlerinin (mod 2) karşılaştırılması (Tufoi et al., 2014)

Peeters and De Roeck (1988), Z24 köprüsünde bir yıl boyunca yapısal sağlık takibi yapmışlar ve elde ettikleri veriler doğrultusunda sıcaklık 0 °C' den -7 °C ye düştüğünde ilk iki frekansta %10'luk bir artış gözlemlemişlerdir. 0 °C'nin üzerindeki sıcaklıklarda ise aşınma yüzeyi sıcaklığı yükseldiğinde birinci frekansın azaldığını, gövdenin alt yüzeyinin sıcaklığının arttığında ise ikinci frekansın arttığını tespit etmişlerdir.

Iervolino et al. (2013), lokal olarak yüksek sıcaklığa maruz bırakılmış konsol kirişlerin rezonans frekansının sıcaklığa bağımlılığını araştırmış ve bu bağımlılığı azaltmak için bir çözüm yolu önermiştir. Araştırmanın ilk kısmında kirişler üzerindeki sıcaklık dağılımlarının belirlenmesi için teorik bir çalışma yapmışlardır. Çalışmada simülasyonlardan yardım almışlardır. Deneysel olarak IR kamerayla

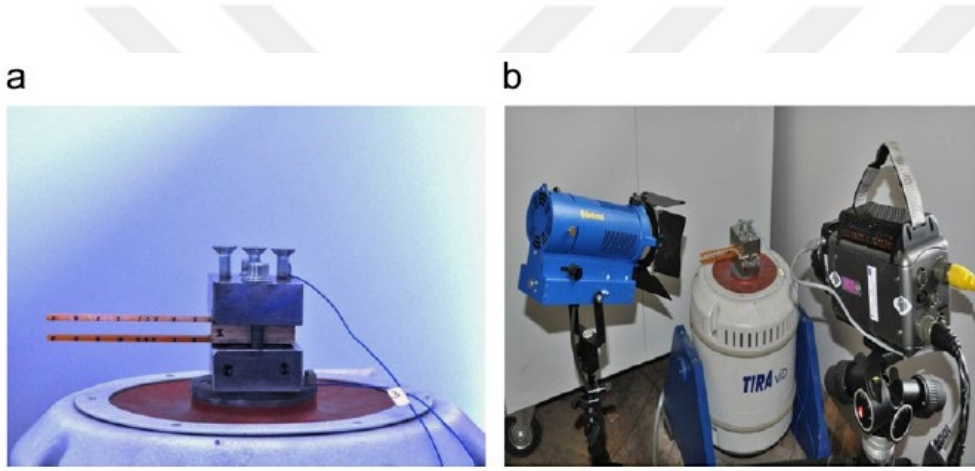
yapılan ölçümlerle teorik sonuçları desteklemişlerdir. Araştırmada Si, SiO₂ ve SiN olmak üzere 3 farklı materyalden yapılmış konsol kirişleri lokal olarak sıcaklığa maruz bırakılmışlar, elde edilen sonuçlar doğrultusunda rezonans frekansı ve sıcaklık arasındaki bağımlılığı minimum hale getirmek için SiN materyalinin konsol kirişler için en uygun malzeme olduğuna karar vermişlerdir. SiN materyalinden yapılmış kirişin rezonans frekansının 590 Kelvin sıcaklığına kadar sabit kaldığını gözlemlemişlerdir.

Robin et al. (2016), kıvrımlı kirişlerin büyük genlikli yer değiştirmeler ve değişik sıcaklıklar altında, titreşim analizini yapmışlardır. Kirişin verdiği dinamik tepkilerin, sıcaklıktaki değişikliklere olduğu kadar kirişteki kıvrımların şekline, genliğine ve periyoduna bağlı olduğunu belirlemişlerdir. Kıvrım şeklini ve sıcaklığı aynı frekans genlik denkleminde kullanabilmek için, Galerkin metoduyla harmonik denge metodunu birleştirmişlerdir. Kıvrımlı kirişlerin nonlinear analizlerini yapabilmek adına sıcaklık değişimlerinin yanı sıra kıvrım şekillerini de kapsayan analitik bir yaklaşım önermişlerdir. Sinüzoidal, üçgen ve kare olmak üzere üç farklı kıvrım şekline sahip kirişlerin doğrusal olmayan titreşim analizlerini, düz bir kiriş için literatürde var olan sonuçlarla karşılaştırmışlardır.

Farrar and Jauregui (1998), Rio Grande nehri üzerindeki I-40 köprüsüne ait bir kirişi gövdesinden alt kenarına kadar kesmişler ve bunun sonucunda ilk üç doğal frekansta %7,7, %4,1 ve %0,3'lük azalmalar tespit etmişlerdir. Bu durumun hava sıcaklığındaki gün içerisindeki değişiklikler sebebiyle gerçekleşen doğal frekanstaki azalmalara yakın sonuçlar verdiğini gözlemlemişlerdir.

Manoach et al. (2012), dinamik yüklere ve değişik sıcaklıklara maruz kalan katmanlı kirişlerin titreşim analizlerini nümerik ve deneysel olarak yapmışlardır. Yaptıkları araştırmada Poincare haritalarının hasar tespit yöntemlerine uyarlanabilirliği üzerine çalışmışlardır. Kirişlerin davranışlarını modellemek için Timoshenko kiriş teoreminin geometrik olarak nonlinear olan kirişler üzerindeki çalışmalarından faydalanmışlardır. Kirişleri harmonik yüklere ve yüksek sıcaklıklara maruz bırakıp; titreşim tepkisi üzerindeki etkilerini ve Poincare haritalarındaki değişiklikleri incelemişlerdir. Deneysel testlerde titreşim bazlı izleme

tekniklerinin sağlamasını yapmak için optik bir metot da kullanmışlardır (Şekil 1.4). Çalışmalar sonucunda harmonik yüklemenin kırışın zaman-alan (time-domain) tepkisinde önemli ölçüde değişiklikler gözlemlerken, doğal frekansında büyük bir değişiklik gözlemlenmemişlerdir. Sıcaklığın ise kırışın nonlinear dinamik tepkisinde önemli değişikliklere yol açtığını saptamışlar, bu sebeple titreşim bazlı analiz tekniklerinde sıcaklığın göz ardı edilmemesi gerektiği sonucuna ulaşmışlardır. Ayrıca titreşim bazlı izleme tekniklerinin analizinde Poincare haritalarının kullanımını sonucu elde ettikleri sonuçları, yaptıkları optik bazlı izleme metodundan elde ettikleri sonuçlarla karşılaştırmış ve birbirlerine yakın sonuçlar elde etmişlerdir.



Şekil 1.4 Titreşim bazlı ve optik bazlı izleme teknikleri deney düzenekleri
(Manoach et al., 2012)

Avsec (2009), farklı mesnet tipli alüminyum ve bakır kırışların, termal etkiler altında genişleme özelliğinin kısıtlanması sebebiyle iç stresler etkisi altında dinamik tepkilerindeki değişimlerini incelemiştir. 250 K – 750 K sıcaklığı arasında çalışmıştır. Titreşim modlarının termodinamik özellikler üzerindeki durumunu Einstein ve Debye modeli üzerinden hesaplamıştır. Moleküller arası enerjinin etkisini Debye-Grüneisen termal doğrulamasını hesaba katarak, Murnaghan'ın katı hal denklemi temelinde çözmüştür. Uyguladığı analitik metot sayesinde titreşim analizini geniş bir sıcaklık aralığında gerçekleştirebilme imkanına sahip olmuştur. Yaptığı araştırma literatürde ilk defa ileri statik mekaniği metotları ile titreşim teorisinde analitik metotların kullanımının kombine edilmesini sağlamıştır. Sonuç

olarak farklı titreşim modlarındaki açısal frekanslarının değişimine sıcaklık etkisinin payını irdelemiş ve sıcaklık üzerinde olan küçük bir değişimin, numunenin titreşim tepkileri üzerinde büyük değişikliklere yol açtığını keşfetmiştir.

Ozbolt et al. (2019) yaptıkları çalışmada betonarme plakaların termal uyarılmalar sonucunda darbeye olan tepkimesindeki değişikliklerinin, yakın zamanda geliştirilen termomekanik ve çoklu cisim dinamiğinin sonlu elemanlar yöntemi (MASA) yoluyla nümerik olarak analizlerini gerçekleştirmişlerdir. Deneysel olarak betonarme plakaları önce yangına maruz bırakıp ardından plakalara çekiç darbe testi uygulamışlar ve bu sonuçları sonlu elemanlar yöntemiyle elde ettikleri verilerle karşılaştırmışlardır. Sonlu elemanlar yöntemiyle analizde önce 3 boyutlu termomekanik sonlu elemanlar analizlerini uygulamışlardır. Daha sonra darbe testi simülasyonunu çoklu cisim dinamiği analizine bağlı kalarak gerçekleştirmişlerdir. Elde ettikleri sonuçlarda nümerik sonuçların deneysel sonuçlara çok yakın olduğunu keşfetmişlerdir. Bunun yanı sıra yangın hasarının plakaların darbe direncini önemli oranda azalttığını tespit etmişlerdir.

Yuen & Kuok (2010), Bayes Spektral Yoğunluk Yaklaşımı'nı kullanarak 22 katlı betonarme bir binanın modal analizini gerçekleştirmişlerdir. Analizler sonucu, analitik çıkarımlardan farklı olarak; sıcaklık artışı gerçekleştiğinde, yapının ilk üç frekansında artış gözlemlemişlerdir.

Chi and Peng (2020), Tayvan'da 6 Ağustos 2017 tarihinde sıcaklığı 420 °C'ye ulaşan yangına maruz kalan bir otoyol köprüsüne, yangın sonrası X-ışını floresan spektrometresi, ultrasonik dalga metodu ve metalografik replikasyon testi olmak üzere üç tahrip edici olmayan; alınan numunelerle birlikte atomik emisyon vakum spektrometrik analizi, çekme testi, darbe testi ve sertlik testi (Şekil 1.5) olmak üzere 4 tahrip edici test uygulamışlardır. Ultrasonik dalga metodu yoluyla yapılan test sonucu çelik levhanın ön ve arka yüzleri arasındaki zayıflama değeri farkının 0,03 dB/mm altında olduğunu tespit etmişlerdir. Çelik levhanın metalografik mikro yapısındaki değişimin önemli ölçüde olmadığını keşfetmişlerdir. Yapılan çekme, darbe ve sertlik testi sonucu çelik plakanın mekanik özelliklerinin sıcaklık

değişiminden etkilenmediğini gözlemlemişlerdir. Bu sayede köprünün onarılıp yeniden kullanılabilceği kanısına varmışlardır.



Şekil 1.5 Sertlik testi uygulaması (Chi and Peng, 2020)

Desjardins et al. (2006), ön gerilmeli betondan yapılmış Kanada'daki Konfederasyon Köprüsü üzerinde çalışmalar yapmışlardır. Hava sıcaklığının -20°C ile 25°C arası değiştiği 6 aylık süreç boyunca, yapının modal frekansında sıcaklıktaki artışa bağlı olarak %4 oranında bir azalma tespit etmişlerdir.

Park et al. (2014), yangına maruz kalmış betonun, yangın sonrası malzeme özelliğindeki değişimi nonlinear bir rezonans titreşimi aracılığıyla saptayabilmek için deneysel bir çalışma yapmışlardır. Numunelere uygulanan nonlinear rezonans frekansı bazlı titreşim testleri ve çekme testlerine bağlı olarak, histeretik nonlinearlık parametresini (HNP) ve çekme dayanım oranlarını elde etmişlerdir. Elde edilen bu iki verinin arasında kurulan ilişki doğrultusunda, yangına maruz kalmış betonun çekme dayanımını belirleyebilmek için bir denklem

oluşturmuşlardır. Ayrıca yapılan deneylerde yüksek sıcaklığa bağlı olarak gerilme mukavemetinin azaldığını da tespit etmişlerdir.

Warminska et al. (2016), kompozit bir kirişin mekanik ve termal yüklere maruz kalması sonucu dinamik tepkilerinde meydana gelen değişimleri, Timoshenko kiriş teoreminin genişletilmiş halinden yararlanarak analiz etmişlerdir. Kirişlerin üst yüzeylerini sıcaklığa ve kısa bir süre boyunca mekanik yüklere maruz bırakmışlar ve meydana gelen titreşimlerin analizini birleştirilmiş termomekanik bir model yardımıyla yapmışlardır. Sonuç olarak sıcaklık artışına bağlı olarak kirişteki genleşme sebebiyle ortaya çıkan gerilmeler sonucu, kirişin dinamik davranışında değişiklikler olduğunu gözlemlemişlerdir.

Alshorbagy (2013), fonksiyonel olarak derecelendirilmiş bir kirişin yapısal titreşim tepkilerinin sıcaklığa olan bağımlılığını sonlu elemanlar yöntemi kullanarak göstermiştir. Yazar gerçekleştirdiği çalışmada kirişi yüksek mertebeli kesme deformasyon teoremini (HOBT) kullanarak modellemiştir. Lagrange denklemlerinden elde ettiği hareket denklemlerini nümerik olarak çözebilmek ve eleman modelini ayırtırmak için sonlu elemanlar yöntemine başvurmuştur. Elde ettiği sonuçlar doğrultusunda kirişin temel frekans ve mod şekillerinin, kirişteki malzemelerin dağılımına, kirişin narinlik oranlarına ve kirişe etkiyen sıcaklığın derecesine bağlı olarak değiştiğini gözlemlemiştir.

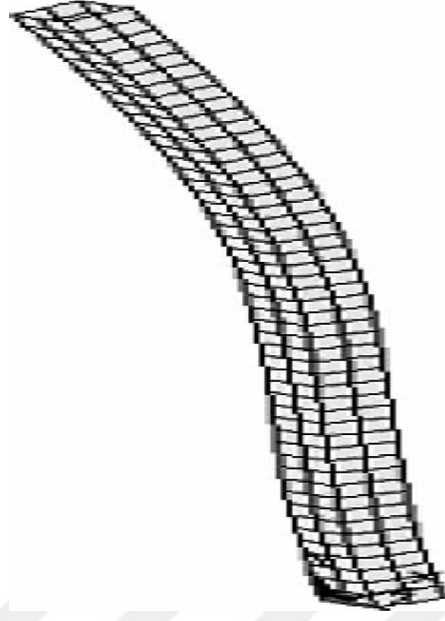
Ebrahimi et al. (2016) ise gözenekli yapıda olan fonksiyonel olarak derecelendirilmiş bir kirişin değişik termal yüklere maruz bırakılması sonucu sergilediği termomekaniksel titreşim davranışlarını analiz etmişlerdir. Bu analiz yönteminde daha önce yapılan çalışmalardan farklı olarak ilk kez Navier tipi bir çözüm yöntemi ve yarı analitik diferansiyel dönüşüm yöntemini (DTM) kullanmışlardır. Hamilton ilkesinden faydalanarak hareket korunum denklemlerini elde etmişlerdir ve bu denklemleri yarı analitik diferansiyel dönüşüm yöntemini kullanarak çözmüşlerdir. Elde ettikleri sonuçlar doğrultusunda kirişin temel frekansının sıcaklık artışına bağlı olarak düşüşe geçtiğini, ve kritik sıcaklıkta sifıra yaklaştığını gözlemlemişlerdir. Frekanstaki bu düşüşü, sıcaklık etkisi doğrultusunda basınç geriliminde meydana gelen değişikliğin kirişin sertliğini

azaltmasına bağlamışlardır. Ancak kritik sıcaklık aşılinca temel frekans-sıcaklık arasındaki korelasyonun doğru orantılı bir şekilde seyrettiğini saptamışlardır.

Cornwell et al. (1999), 24 saatlik periyod boyunca Alamosa Kanyonu Köprüsü üzerinde operasyonel modal analiz çalışmaları yapmışlardır. Gün içerisinde yaklaşık 22 °C sıcaklık değişimi yaşayan köprünün gövdesinde ölçtükleri ilk 3 doğal frekansın sıcaklıkla bağıntılı olarak %4,7, %6,6 ve %5,0 değerleri arasında değişime uğradığını gözlemlemişlerdir.

Uzny et al. (2019) yaptıkları çalışmada, serbest titreşim analizleriyle ilgili yapılan önceki çalışmalardan farklı olarak Euler yüküyle sıkıştırılmış bir kolonun ısı yükleri altında yaptığı serbest titreşimlerin sınır koşulları problemini formüle etmişlerdir. Analizlerinde kolonun ısı akışındaki problemi sonlu elemanlar yöntemiyle çözmüşlerdir. Farklı yarıçaptaki kolonların titreşim analizlerini gerçekleştirmiş ve sonuç olarak sıcaklık etkisinin kolonların serbest titreşimindeki etkisinin doğrusal olmadığı kanaatine varmışlardır. Bununla birlikte yarıçapları daha büyük olan kolonların termal yükler etkisinde serbest titreşimlerdeki değişikliklerin daha fazla olduğunu keşfetmişlerdir.

Ramkumar and Ganesan (2008), fonksiyonel olarak derecelendirilmiş kutu kolonların termal yükler altında klasik lamine levha teoremine göre titreşim ve burkulma analizlerini (Şekil 1.6) sonlu elemanlar yöntemiyle gerçekleştirmişlerdir. Sıcaklıkla etkisiyle değişen materyal özelliklerinden kaynaklı, yapının kritik burkulma noktası ve serbest titreşimindeki tepkisel değişiklikleri incelemişlerdir. Analizlerinde ANSYS programını kullanmışlardır. Yapılan analizler sonucu seramik (Si_3N_4) ve paslanmaz çelik materyallerinden yapılmış kutu kolonların, kuvvet yasasına bağlı olarak burkulma sıcaklıklarının azaldığını gözlemlemişler ve bunu materyallerin ısı genleşme katsayısına bağlamışlardır. Buradan daha düşük ısı genleşme katsayısı olan materyaller kullanıldığında daha yüksek burkulma sıcaklığı elde edebilecekleri çıkarımına varmışlardır. Titreşim analizleri bazında sıcaklık artışında kolonların doğal frekanslarında azalma gözlemlemişler ve sıcaklığın en düşük frekansa sahip en düşük modlar üzerindeki etkisinin daha fazla olduğunu elde etmişlerdir.



Şekil 1.6 ANSYS programındaki modelleme sonucu burkulma analizi (Ramkumar and Ganesan, 2008)

Ibnorachid et al. (2019), rafine edilmiş yüksek dereceli kayma deformasyon teorisine dayalı iki farklı gözenek dağılımına sahip gözenekli fonksiyonel olarak derecelendirilmiş kirişlerin, termal yükler altında termomekanik performansını incelemişlerdir. Navier tipi analitik çözüm ile Hamilton prensiplerine dayandırarak kirişlerin hareket denklemlerini oluşturmuşlardır. Basit mesnetli gözenekli kirişlerin malzeme indeksi, gözeneklilik hacim oranı, gözeneklilik dağılımı ve kirişlere etkiyen sıcaklık gibi parametrelerin etkisi altında burkulma sıcaklıkları ve doğal frekanslardaki değişimleri sayısal yollardan ve grafiklerden elde ettikleri verilerle göstermişlerdir. Sonuç olarak; malzeme indeksindeki artışın doğal frekansı azalttığını, kirişteki kısıalma veya kalınlaşma ile birlikte doğal frekansın artma eğilimi gösterdiğini, sıcaklıktaki artmayla birlikte kütlelerin sabit kaldığı durumlarda rijitliğin azaldığını bu sebepten dolayı da doğal frekansın azaldığını, sinüzoidal sıcaklık artışındaki burkulma sıcaklığı ve doğal frekansın üniform ve lineer sıcaklık artışlarındakilere göre daha fazla olduğunu, düzgün gözenekli bir dağılımda gözeneklerdeki artışın belli bir değere kadar burkulma sıcaklığı ve doğal frekansta artışa sebep olduğunu ancak belirli bir yerden sonra düşüşe sebep

olduğunu ve son düzgün olmayan gözenek dağılımında gözeneklerdeki artışın her değerde burkulma sıcaklığını ve doğal frekansı arttırdığını saptamışlardır.

Azadi (2011), fonksiyonel olarak derecelendirilmiş kirişlerin zorlanmış ve serbest yanal titreşimlerinin analizlerini sonlu elemanlar yöntemini kullanarak yapmıştır. Önceki çalışmalardan farklı olarak sıcaklığın sönümlenme ile malzeme özellikleri üzerindeki etkisini araştırmıştır. Malzeme özellikleriyle sıcaklık ilişkisinin bağıntılı olduğunu saptamış ve malzemedeki bileşenlerin hacimsel oranını kuvvet yasasına dayanarak kalınlık doğrultusunda derecelendirmiştir. Farklı sınır koşullarına bağlı kirişlerin doğal frekanslarını elde etmiştir. Modellemelerde ve analizlerde ANSYS ve NASTRAN programlarını kullanmıştır. Yaptığı analizlerde sıcaklık etkisindeki metal olarak zenginleştirilmiş kirişin sönümlü ve sönümsüz olmak üzere dinamik tepkilerini incelemiştir. Sıcaklığın malzeme özellikleri, sınır koşulları ve hacimsel oran üzerinde etkili olduğunu gözlemlemiştir. Sonuç olarak serbest ve zorlamalı titreşim analizlerinden elde ettiği veriler doğrultusunda sıcaklığın doğal frekansta azalmaya sebep olduğunu ispatlamış, ayrıca kiriş boyunun artmasının doğal frekansı azalttığını gözlemlemiştir.

Zhou and Yi (2014), uzun açıklığa sahip köprülerin sıcaklık değişimiyle birlikte gösterdikleri titreşim özelliklerindeki farklılıklarını irdelemişlerdir. Daha önceki konuyla ilgili yapılan nümerik analiz, laboratuvar deneyleri ve saha deneylerini incelemişler, sıcaklıkla bağıntılı titreşim analizlerine yardımcı lineer model, nonlineer model ve öğrenme modeli gibi nicel modelleri tartışmışlardır. Yaptıkları araştırmada uzun açıklı köprülerin titreşimsel davranışlarının deneysel olarak simüle edildiği bir çalışmadan faydalanarak (Şekil 1.7), uzun açıklıklı köprülerde yapısal hasarın ve hava sıcaklığın titreşim özellikleri üzerindeki etkisinin düşük yüzdelerde olduğunu saptamışlardır.

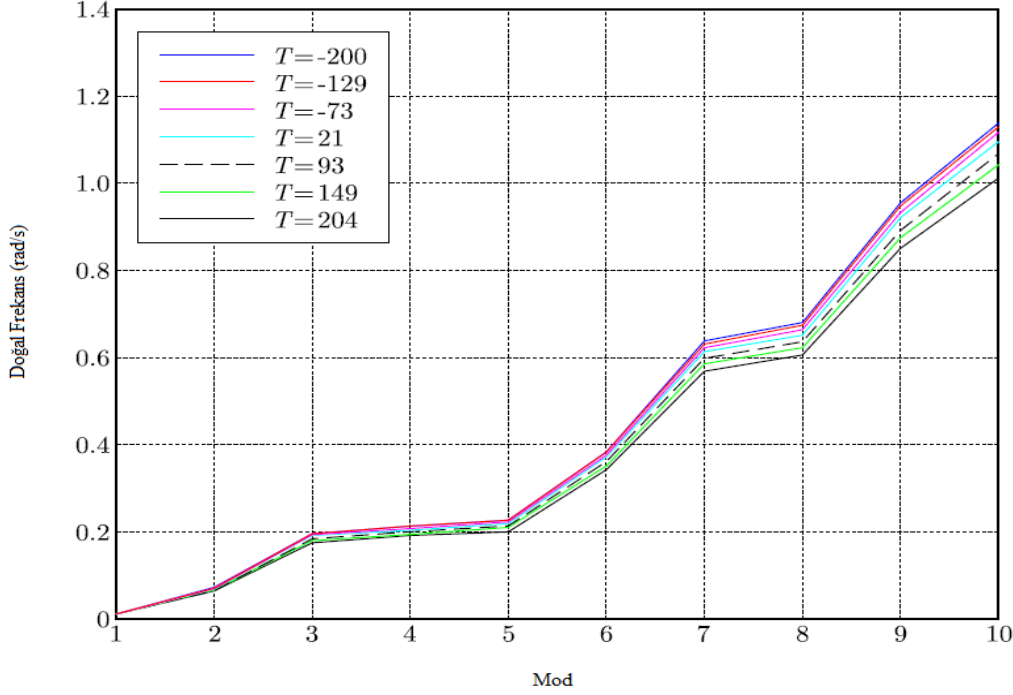


Şekil 1.7 Uzun açıklı köprülerin titreşim özelliklerini simüle etmek için bir test düzeneği (Zhou and Yi, 2014)

Ma et al. (2017), iki ucundan sabitlenmiş olarak kabul edilen ve birden fazla enine çatlığa sahip olan basit mesnetli bir kirişin değişik sıcaklıklar altında modal analizini gerçekleştirmişlerdir. Elde ettikleri veriler doğrultusunda iki ucundan mesnetlenen kirişin genişleme isteğiyle birlikte kirişin enine kesitinde aksel kuvvetlerin oluştuğunu saptamışlardır. Modal analizlerde enine çatlaklar yerine kütlesiz burulma yaylarını kullanıp, kirişin doğal frekanslarını hesaplayabilmek için transfer matrisi metodunu uygulamışlardır. Daha sonra bu metodu sonlu elemanlar yöntemiyle doğrulamışlardır. Sonuç olarak kirişe etkileyen sıcaklık arttırıldığına, kirişin ilk üç dereceli doğal frekansının giderek azaldığını ve çatlaklarda sayısının arttığını gözlemlemişlerdir.

Esfarjani et al. (2017), birden fazla deformasyonun ve sıcaklık etkisinin yapının modal karakteristiği üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Titreşim analizlerini $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ – $204\text{ }^{\circ}\text{C}$ sıcaklık aralığında, 6063 alüminyum alaşımlı kiriş numunesinin ABAQUS programı üzerinden yapılan sonlu elemanlar modellenmesiyle simüle etmişlerdir. Literatürde yer alan önceki çalışmalardan farklı olarak bu çalışmada aynı anda çoklu hasar ve sıcaklık değişimlerinin doğal frekans üzerindeki etkisini aynı anda analiz etmişlerdir (Şekil 1.8). Sonuç olarak yapısal frekansla sıcaklığın ters orantılı bir ilişki içerisinde olduğunu gözlemlemişlerdir. Bu sebeple düşük hasara sahip yapılarda titreşim bazlı yapısal sağlık takibi tekniklerini uygulamanın, sıcaklık etkisinden dolayı zorlu olduğu kanısına varmışlardır. Bunların yanı sıra çoklu hasarın alüminyum numunenin

doğal frekansında önemli bir düşüşe sebep olduğunu gözlemlemişler ve hasar durumunda yapıların doğal frekansının azalacağı çıkarımını yapmışlardır.



Şekil 1.8 Hasara uğramış kirişte sıcaklık değişimine bağlı doğal frekans analizi
(Esfarjani et al., 2017)

Liu et al. (2016), betonarme döşeme ve kirişlerin sıcaklık-modal frekansları arasındaki ilişkiyi anlayabilmek adına deneysel modal analizler gerçekleştirmişlerdir. Oluşturdukları numuneleri (Şekil 1.9) 08:00 ile 22:00 saatleri arasında dış ortamda bırakıp yapısal izleme işlemini gerçekleştirmişlerdir. İzleme süresince hava $-14,1^{\circ}\text{C}$ ile $22,8^{\circ}\text{C}$ arasında değişirken ilk dört modal frekansın %5 ile %12 arasında değiştiğini gözlemlemişlerdir. Bu da eğer yapısal hasar söz konusu ise, modal frekans analizinin bu süreci tespit etme aşamasında sorunlar oluşturabileceğini keşfetmişlerdir. Ayrıca sıcaklığın artmasıyla modal frekansın azaldığını tespit etmişlerdir. Döşeme ve kirişlerin doğal frekanslarının santigrat derece artışı başına modal frekanslarında %0,12 - %0,33 değerleri miktarında azalma gösterdiğini ve modal frekanslardaki bu azalmanın betonun elastisite modülündeki azalma sebebiyle olduğunu saptamışlardır.



Şekil 1.9 İzleme süreci için oluşturulan numuneler ve test düzenekleri (Liu et al., 2016)

Yüksel vd. (2017), basit mesnetli bir plağın sıcaklık artışı durumunda serbest titreşim tepkilerini incelemiştir. Hareket denklemlerini elde etmek için Hamilton İlkesi ve Kirchoff-Love plak teorisinden yararlanmışlar, problemi çözerken Navier tipi çözüm yöntemine başvurmuşlardır. Düzgün sıcaklık artışının gerçekleştirildiği bir durumda farklı malzemelerden yararlanarak, doğal frekans analizini gerçekleştirip sonuçları karşılaştırmışlardır. MATLAB programını kullanarak nümerik veriler ve grafikler elde etmişlerdir. Elde ettikleri sonuçlar doğrultusunda sıcaklığın malzeme özelliğine etki ettiği durumlarda, yapının dinamik davranışlarındaki değişikliklerin yadsınamaz bir boyutta olduğuna kanaat getirmişlerdir.

Safaeifar and Karimi (2015), evrensel titreşim cihazı (Şekil 1.10) yardımıyla bir kirişin farklı sıcaklıklar altında doğal frekanslarını saptayabilmek titreşim analizlerini deneysel olarak gerçekleştirmişlerdir. Sistemi sönümlü ve sönümsüz olarak incelemiştir. Deneyi statik ve dinamik olarak iki aşamada gerçekleştirmişlerdir. Statik deneyde yükleme sonucu sapma ve çekme değerlerini ölçmüşler, dinamik deneyde ise zorlanmış titreşimler ile sıcaklık-doğal frekans ilişkisini incelemiştir. Teorik analizlerde sönümlenme ve hacimsel genişleme etkilerinin doğru bir şekilde hesaba katılmadığından kesin sonuçlar elde edilemeyeceğini öne sürmüşlerdir. Sonuç olarak sönümsüz sistemin sıcaklık-doğal frekans korelasyonu arasında negatif bir durum olduğunu, sönümlü sistemde sıcaklık artışı durumunda doğal frekansın neredeyse değişmediğini ve sıcaklık değişiminin genliği arttırdığını belirlemişlerdir.



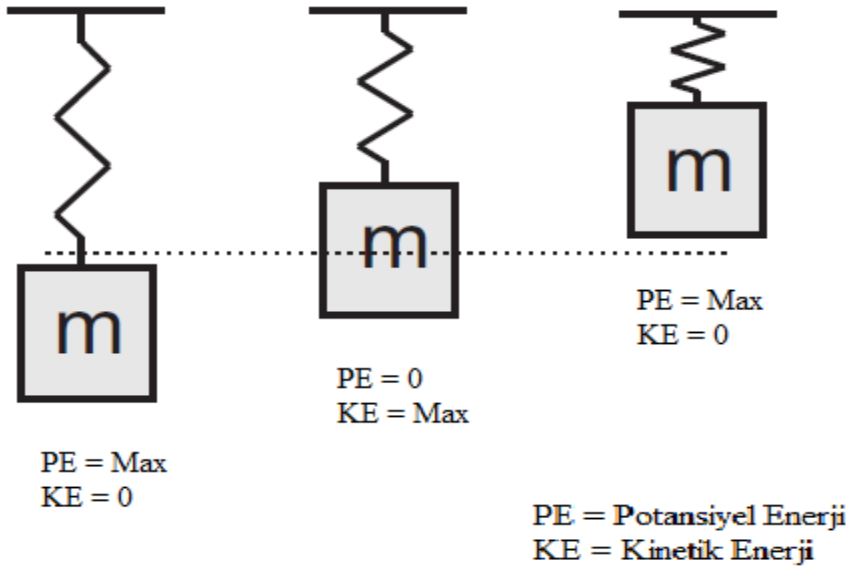
Şekil 1.10 Evrensel titreşim cihazı (Safaeifar and Karimi, 2015)

2 TİTREŞİM VE MODAL ANALİZ

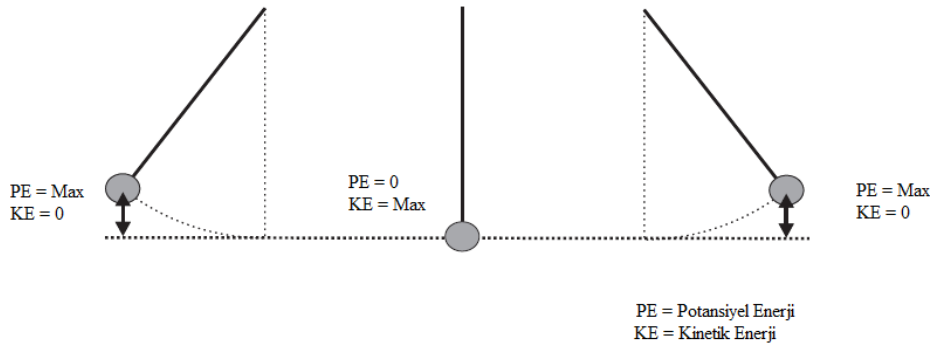
Her yapı veya yapı elemanı bir dış bir etkiyle veya bir dış bir etkiden bağımsız olarak doğal frekansı doğrultusunda yüksek genlikli bir titreşimle titreşir. Oluşan titreşim hareketlerinin analizleri tasarım, yapısal sağlık ve yapısal bütünlük açısından önemlidir. Bu analizler için kullanılan ve yapıların dinamik özelliklerini belirlemede önemli pay sahibi olan yöntemlere “Modal Analiz Yöntemleri” adı verilir. Tasarım aşamasında yapının mukavemetini ve güvenlik katsayısını arttırabilmek için değişen şartlar altında, modal analiz yöntemlerinden elde edilen rezonans frekansı, sönümlenme özellikleri ve mod şekilleri gibi modal parametreleri bilmek önemlidir. Tasarımın yanı sıra bu yöntemler hasara uğramış yapılarda, hasar tespiti konusunda da önemli bir yere sahiptir. Modal analiz yöntemleri “Teorik Modal Analiz”, “Deneyisel Modal Analiz” ve “Operasyonel Modal Analiz” olarak üçe ayrılır. (Chandravanshi and Mukhopadhyay, 2013) Bölümün ilk kısmında titreşim kavramı ve türleri işlenmiştir. İkinci kısmında ise modal analiz yöntemlerine yer verilmiştir

2.1 Mekanik Titreşimler

Titreşim, bir denge noktasındaki mekanik salınımlara verilen addır. Salınım periyodik olarak veya rasgele olarak gerçekleşebilir. Pratikte her nesne gözle görülemeyen bir şekilde titreşir. Dönen makineler, trenler veya arabalar günlük hayatımızda titreşime sebebiyet veren yapılara örneklerdir. Titreşimin mantığı potansiyel enerjinin kinetik enerjiye dönüşmesi veya tam tersi şeklinde açıklanabilir. Bu dönüşümler Şekil 2.1 ve Şekil 2.2’ de Kütle-Yay Sistemi ve Sarkaç Sistemi üzerinde gösterilmişlerdir.



Şekil 2.1 Kütle-Yay Sistemi üzerinde potansiyel enerjiden kinetik enerjiye transfer ve tam tersi (Deraemaeker, 2020)



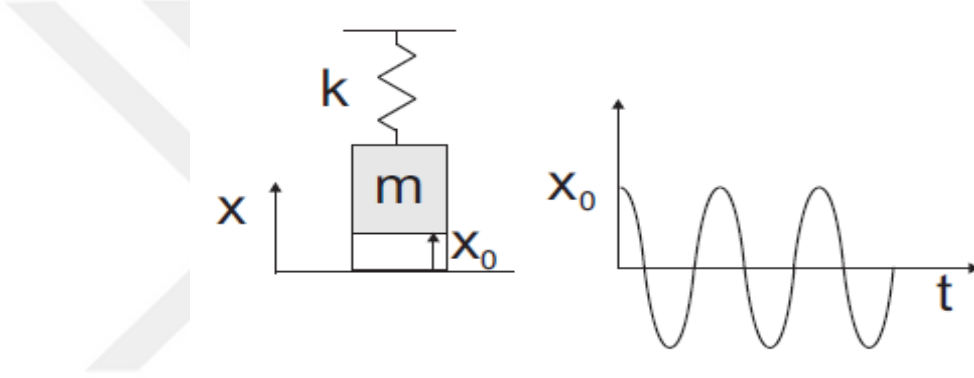
Şekil 2.2 Sarkaç Sistemi üzerinde potansiyel enerjiden kinetik enerjiye transfer ve tam tersi (Deraemaeker, 2020)

Titreşim bir cismin uyarılması sonucu açığa çıkar. Cisim, “Serbest Titreşimler” ve “Zorlanmış Titreşimler” olarak iki uyarı kaynağı ile uyarılabilirler. Serbest titreşimler, sisteme geçici bir başlangıç girdisi verilip daha sonra yapının üzerinde herhangi bir kuvvet etkisi olmadan yapıda oluşturulan titreşimlerdir.

Zorlanmış titreşimler ise; yapıya kalıcı bir uyarı verilmesi sonucu yapıda meydana gelen titreşimlerdir.

2.1.1 Serbest Titreşimler

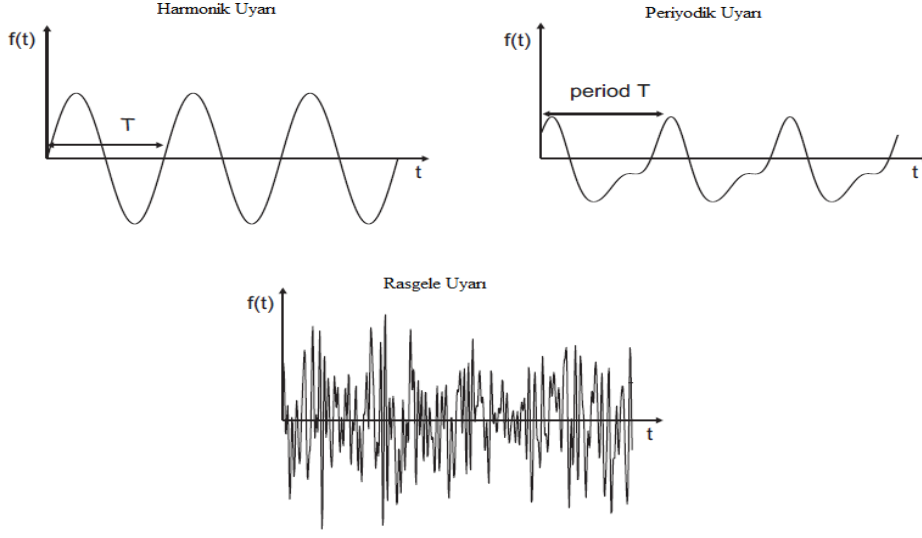
Serbest titreşimler kısa süreli etkiyen bir dış kuvvet, yer değiştirme veya hız sonucu meydana gelir. Örnek olarak Kütle-Yay sisteminde kütle aşağı doğru çekildiğinde bir yer değiştirme meydana gelir, daha sonra kütle serbest bırakıldığında serbest titreşim hareketi yapmaya başlar (Şekil 2.3).



Şekil 2.3 Başlangıç yer değiştirmesi verilen kütle-yay sisteminin serbest titreşimi
(Deraemaeker, 2020)

2.1.2 Zorlanmış Titreşimler

Zorlanmış titreşimleri harmonik, periyodik ve rasgele uyarı sinyalleri olmak üzere 3 farklı türe ayırılırlar. (Şekil 2.4).



Şekil 2.4 Üç farklı tipte zorlanmış uyarı sinyalleri (Deraemaeker, 2020)

Harmonik uyarı

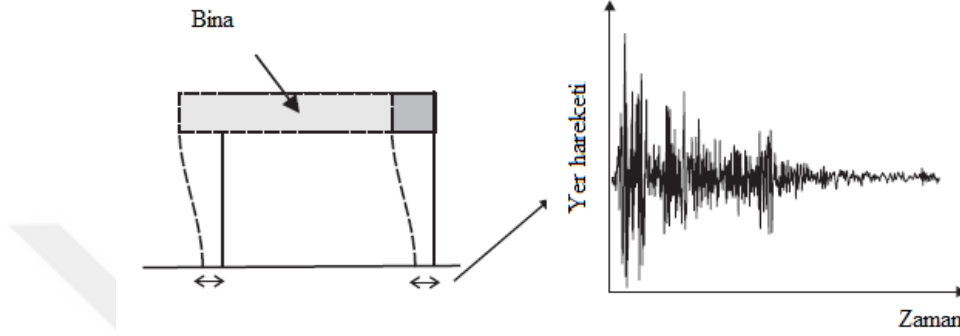
Belirli bir frekansta sisteme uygulanan sinüzoidal dış kuvvete verilen addır. Sistemin harmonik uyarıya tepkisi rezonans kavramı açısından önemlidir. Sistem harmonik uyarı sonucu rezonans frekansına ulaşırsa, sistemde büyük miktarda yer değiştirme olur ve sistem elastik bölge sınırını geçerek başarısızlığa uğrayabilir. Lastikler ve motorlar bunlara örnek olarak verilebilir.

Periyodik uyarı

Belirli bir periyotta kendini tekrar eden uyarı sinyallerine verilen addır. Pistonlu motorlar bunlara örnek olarak verilebilir.

Rasgele uyarı

Rasgele uyarı temel bir frekansa sahip olmayan ve zamanla kendini tekrar etmeyen uyarı tiplerine verilen addır. Rüzgar ve depremin ürettiği kuvvetler sonucu ortaya çıkan uyarılar örnek olarak verilebilir (Şekil 2.5).



Şekil 2.5 Deprem sonucu bina üzerinde oluşan uyarı sinyali (Deraemaeker, 2020)

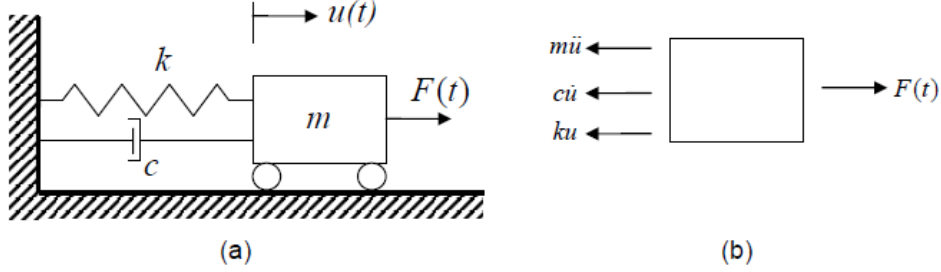
2.2 Teorik Modal Analiz

Teorik modal analizde, yapısal hareket denklemleri ayrıştırılarak çözülmeye çalışılır. Çözüm elde edilemezse sınır koşullarından veya sonlu elemanlar yönteminden yararlanılır. Üzerinde çalışılan sistemin serbestlik derecesine ve sönüm oranına göre farklı formüllerden yararlanılır. Sistemler “Tek Serbestlik Dereceli Sistemler” ve “Çok Serbestlik Dereceli Sistemler” olarak ikiye ayrılır.

2.2.1 Tek Serbestlik Dereceli Sistemler

Bir cismin uzaydaki konumunun tespit edilebilmesi için gerekli minimum koordinat sayısı, serbestlik derecesi olarak tanımlanır. Kütlelerin ilk pozisyonlarına göre yaptığı deplasmanlar tek bir değişken ile tanımlanabiliyorsa bu sistemler “Tek Serbestlik Dereceli Sistemler” olarak tanımlanır.

Hareket denklemleri



Şekil 2.6 (a) Tek serbestlik dereceli sistem (b) Serbest cisim diagramı (Caprani, 2020)

Şekil 2.6 dikkate alındığında uygulanan yük karşısında direnen kuvvetler yer değiştirme, hız ve ivme ile bağıntılı olarak kabul edilebilir. Denge eşitliği yazıldığında;

$$F_{uygulanan} = F_{sertlik} + F_{sönümlenme} + F_{atalet} \quad (2.1)$$

şeklinde bir eşitlik elde edilir. Parametreleri yerine yazıldığında;

$$F_{sertlik} = ku, F_{sönümlenme} = c\dot{u}, F_{atalet} = m\ddot{u} \quad (2.2)$$

sonucunu elde edilir. “k” sertliği, “c” sönümlenme katsayısını, “m” kütleyi, “u” yer değiştirmeyi temsil etmektedir. u’nun zaman fonksiyonuna göre türevleri alındığında “ \dot{u} ” hız ve “ \ddot{u} ” ivme parametreleri elde edilir. Böylece aşağıda denkleme ulaşılır;

$$m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + ku(t) = F(t) \quad (2.3)$$

Bu denklemin dış bir kuvvet olduğundaki standart halidir. Dış bir kuvvetin F(t) olmadığı durumda, yani serbest titreşim durumunda alternatif formül şu şekilde yazılır:

$$\ddot{u}(t) + 2\xi\omega\dot{u}(t) + \omega^2u(t) = 0 \quad (2.4)$$

Formülde aşağıdaki notasyon kullanılarak parametreler birbiri cinsinden yazılır:

$$2\xi\omega = \frac{c}{m} \quad (2.5)$$

$$\omega^2 = \frac{k}{m} \quad (2.6)$$

Bu eşitliklerde aşağıdaki notasyonlardan gelmektedir:

$$\xi = \frac{c}{c_{cr}} \quad (2.7)$$

$$c_{cr} = 2m\omega = 2\sqrt{km} \quad (2.8)$$

“ ω ” sönümsüz dairesel doğal frekansı, “ ξ ” sönümleme oranını, “ c_{cr} ” ise kritik sönümleme katsayısını temsil eder. Yalnızca serbest titreşim göz önüne alınırsa Denklem (2.4)’ ün genel çözümü;

$$u = Ce^{\lambda t} \quad (2.9)$$

şeklindedir. “ λ ” dalga boyunu temsil etmektedir. Denklem (2.9) türevini alıp yerine (2.4) denkleminde yerine yazıldığında ise;

$$(\lambda^2 + 2\xi\omega\lambda + \omega^2) Ce^{\lambda t} = 0 \quad (2.10)$$

denklemi elde edilir. Bunun tüm t değerlerinde geçerli olması için, karakteristik denklem elde edilir;

$$\lambda^2 + 2\xi\omega\lambda + \omega^2 = 0 \quad (2.11)$$

Denklemin iki köklü çözümü vardır;

$$\begin{aligned}\lambda_{1,2} &= \frac{-2\omega\xi \pm \sqrt{4\omega^2\xi^2 - 4\omega^2}}{2} \\ &= -\omega\xi \pm \omega\sqrt{\xi^2 - 1}\end{aligned}\quad (2.12)$$

Bu nedenle çözüm ξ değerinin 1' den küçüklüğüne veya büyüklüğüne bağlı olarak değişmektedir;

1. $\xi < 1$ kritik değer altındaki sönümlenme olarak tanımlanır. Sistem yalnızca bu durumda salınım yapar.
2. $\xi = 1$ kritik sönümlenme olarak tanımlanır. Sistemde salınım hareketi gerçekleşmez.
3. $\xi > 1$ aşırı sönümlenme olarak tanımlanır. Sistemde salınım hareketi gerçekleşmez.

Sönümsüz yapıların serbest titreşimleri

Şekil 2.6' daki tek serbestlik dereceli sistemde sönüm olmaması sebebiyle ξ değeri 0 kabul edilerek, sistemin serbest titreşime verdiği tepkiler incelenmiştir. (2.4), (2.11), (2.12) denklemleri $\xi = 0$ durumunda sırasıyla şu şekilde yazılır;

$$\ddot{u}(t) + \omega^2 u(t) = 0 \quad (2.13)$$

$$\lambda^2 + \omega^2 = 0 \quad (2.14)$$

$$\lambda_{1,2} = \pm i\omega \quad (2.15)$$

Denklem (2.13)' deki köklerden ve Euler Denkleminden faydalanarak genel çözüme ulaşılır:

$$u(t) = A\cos\omega t + B\sin\omega t \quad (2.16)$$

A ve B sistemin başlangıç koşullarından elde edilen sabitlerdir. u_0 başlangıç yer değiştirmesi, ve \dot{u}_0 başlangıç hızı parametreleri yerine yazıldığında sistem şu hale gelir:

$$u(t) = u_0 \cos \omega t + \left(\frac{\dot{u}_0}{\omega}\right) \sin \omega t \quad (2.17)$$

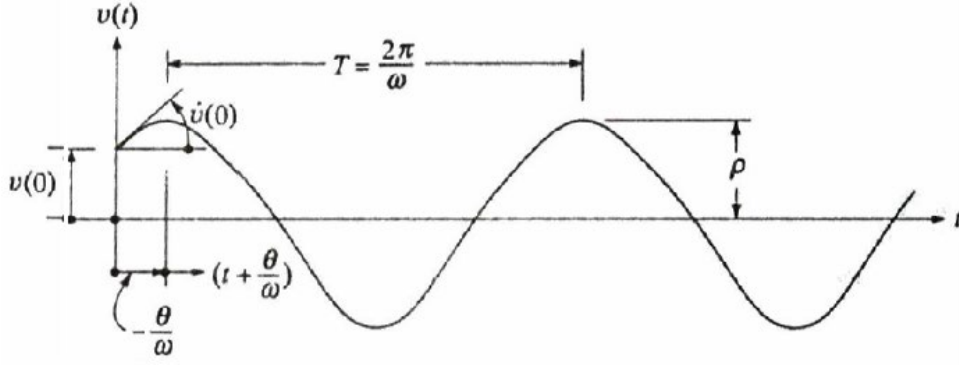
Sinüs ve kosinüs fonksiyonlarının 2π periyoduyla tekrar ettiği dikkate alınarak, Şekil 2.7'den $\omega(t_1+T) = \omega t_1 + 2\pi$ olduğu görülmüş ve sonrasında sistemin sönümsüz doğal periyodunun;

$$T = \frac{2\pi}{\omega} \quad (2.18)$$

olduğu sonucu elde edilmiştir. Sistemin doğal frekansının ise Denklem (1.1), (2.6) ve (2.18)' den yararlanılarak;

$$f = \frac{1}{T} = \frac{\omega}{2\pi} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (2.19)$$

sonucu elde edilmiş ve Denklem (1.2)'nin önemi doğal frekansın $\sqrt{\frac{k}{m}}$ bağıntısıyla orantılı olmasından dolayı kanıtlanmıştır. Bu önermeden yola çıkarak tasarım aşamasında sertlik veya kütle değiştirilerek rezonansla ilgili problemlerin en aza indirilebileceği kanısına varılmıştır.



Şekil 2.7 Sönümsüz serbest titreşim tepkisi (Caprani, 2020)

Şekil 2.8 farklı başlangıç koşullarına sahip olan yay-kütle sisteminin serbest titreşim tepkisini göstermektedir. (b) ve (c) koşulunda \dot{u}_0 değeri 0'a eşit olmadığında, genlik yer değiştirmesinin başlangıç yer değiştirmesinden farklı olduğu görülmüş ve sonuç olarak bu özelliğin hesaplanmasının önemli olduğu kanısına varılmıştır. Kosinüs toplama kuralından yararlanılarak Denklem (2.16)'nın;

$$u(t) = C \cos(\omega t + \theta) \quad (2.20)$$

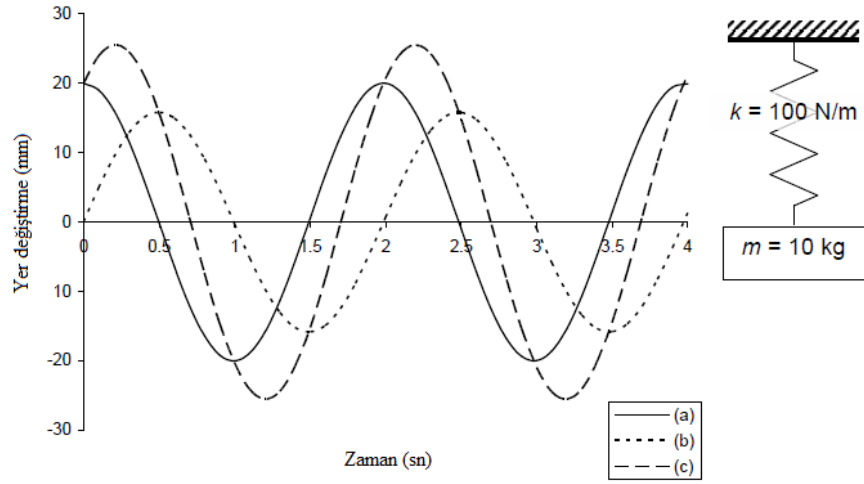
formunda yazılabileceği anlaşılmıştır. $C = \sqrt{A^2 + B^2}$ olduğunda $\tan\theta = -B/A$ olduğundan, başlangıç koşullarında daha önce hesaplandığı gibi A ve B'yi kullanarak;

$$u(t) = \rho \cos(\omega t + \theta) \quad (2.21)$$

formülasyonu elde edilir. “ ρ ” yer değiştirme genliği “ θ ” faz açısını temsil etmektedir. ρ 'nin ve θ açısının notasyonu aşağıda verilmiştir:

$$\rho = \sqrt{u_0^2 + \left(\frac{\dot{u}_0}{\omega}\right)^2}; \quad \tan\theta = \frac{-\dot{u}_0}{u_0\omega} \quad (2.22) \text{ ve } (2.23)$$

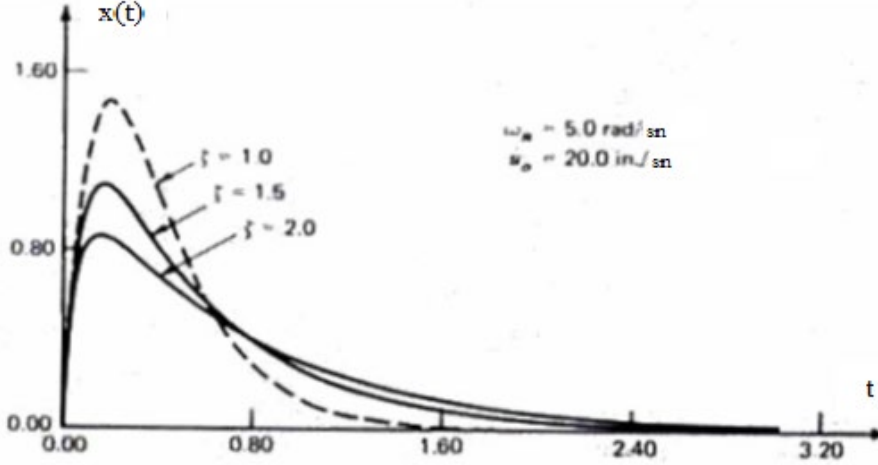
Faz açısı, $u(t)$ 'nin $\cos\omega t$ fonksiyonu arkasında ne kadar geciktiğinin hesaplanmasına yardımcı olur.



Şekil 2.8 Tek serbestlik dereceli sistemin serbest titreşim tepkisi (a) $u_0 = 20 \text{ mm}$, $\dot{u}_0 = 0$,

(b) $u_0 = 0$, $\dot{u}_0 = 50 \text{ mm/sn}$, (c) $u_0 = 20 \text{ mm}$, $\dot{u}_0 = 50 \text{ mm/sn}$ (Caprani, 2020)

Sönümlü yapıların serbest titreşimleri



Şekil 2.9 Kritik sönümlenme ve aşırı sönümlenme tepkisi (Caprani, 2020)

Sistemde sönümlenme olduğu zaman yalnızca ξ değerinin 1'den küçük olduğu durumlarda sistem salınım hareketi yaptığından dolayı bu kısımda $\xi < 1$ olduğu durumlar incelenmiş, diğer durumların tepki fonksiyonları verilmiştir (Şekil 2.9).

İlk olarak, $\xi < 1$ olduğunda denklem (2.12);

$$\lambda_{1,2} = -\omega\xi \pm i\omega_d \quad (2.24)$$

haline gelmektedir. " ω_d " sönümlü dairesel doğal frekansı ifade eder. ω_d parametresi;

$$\omega_d = \omega\sqrt{1 - \xi^2} \quad (2.25)$$

şeklinde formüle edilir. Bu parametreden sönümlenme periyodu ve frekansı şu şekilde yazılabilir:

$$T_d = \frac{2\pi}{\omega_D}; f_d = \frac{\omega_d}{2\pi} \quad (2.26) \text{ ve } 2.27)$$

Genel formül Euler formülasyonundan yararlanılarak;

$$u(t) = e^{-\xi\omega t} (A \cos \omega_d t + B \sin \omega_d t) \quad (2.28)$$

şeklinde yazılır. Başlangıç koşullarından faydalanılarak;

$$u(t) = e^{-\xi\omega t} \left[u_0 \cos \omega_d t + \left(\frac{\dot{u}_0 + \xi\omega_d u_0}{\omega_d} \right) \sin \omega_d t \right] \quad (2.29)$$

hali elde edilir. Kosinüs toplama kuralı kullanılarak;

$$u(t) = \rho e^{-\xi\omega t} \cos(\omega_d t + \theta) \quad (2.30)$$

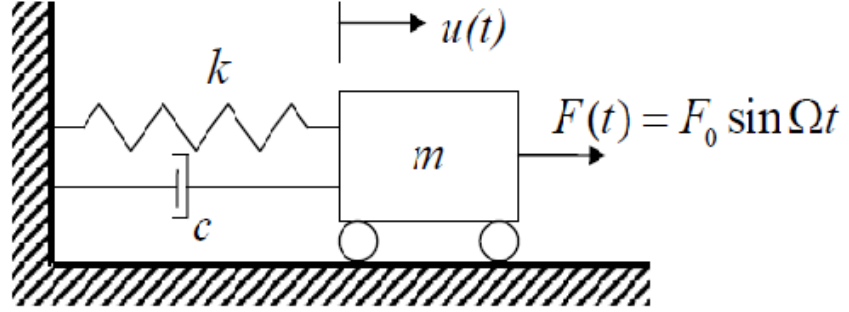
notasyonuna ulaşılır. ρ ve $\tan\theta$ değerleri;

$$\rho = \sqrt{u_0^2 + \left(\frac{\dot{u}_0 + \xi\omega_d u_0}{\omega_d} \right)^2}; \tan\theta = \frac{\xi\omega_d u_0 - \dot{u}_0}{u_0 \omega_d} \quad (2.31) \text{ ve } (2.32)$$

şeklinde formüle edilirler.

Şekil 2.10'da elde edilen formüllerle doğru orantılı bir şekilde, sönümlenme değerinin küçük değerlerde bile sistemin dinamik tepkisine büyük oranda etki edebileceği gözlemlenmiştir.

Tek serbestlik dereceli sistemlerin zorlanmış titreşimleri



Şekil 2.12 Tek serbestlik dereceli sönümsüz sistemin harmonik uyarımı (Caprani, 2020)

Şimdiye kadar tek serbestlik dereceli sistemlerin serbest titreşimlere tepkisi irdelenmiş olup, bu kısımda harmonik ve sinüzoidal kuvvetler sonucu zorlanmış titreşimlere tepkisi incelenmiştir. Serbest titreşimde yapı ilk yer değiştirme sonucu titreşim hareketine başlarken, zorlanmış titreşimde zamanla değişen bir yük girdisi sonucu titreşim oluşmaktadır.

İlk olarak; F_0 zorlama genliği ve Ω uyarı dairesel frekansına sahip olan $F(t)$ zorlama fonksiyonunu, hareket denklemi (2.3)'den faydalanılarak;

$$m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + ku(t) = F_0 \sin \Omega t \quad (2.33)$$

şeklinde yazılır. Bu denklemin 2 çözümü vardır:

1. Tektürel çözüm: Bu çözüm Denklem (2.28) ile benzerlik gösterir. Sistemin $\exp(-\xi\omega t)$ ile sönümlenen geçici tepkisini temsil eder. Geçici tepki, başlangıç yükü uygulandığında sistemde oluşan titreşimlere verilen addır.
2. Özel çözüm ($u_p(t)$): denge durumunda uygulanan yük sonucu harmonik tepkiyi temsil eder. Rezonans hesaba katıldığı için bu çözüm incelenmiştir.

Özel çözüm şu şekildedir:

$$u_p(t) = A\cos\Omega t + B\sin\Omega t \quad (2.34)$$

Denklem sinüs ve kosinüs terimlerine ayrılıp denklem (2.33)'de yerine yazılır, daha sonra A ve B parametrelerini elde etmek için denklem (2.21)'deki çözüm yolu izlenir. Sonuç olarak;

$$u_p(t) = \rho \sin(\Omega t - \theta) \quad (2.35)$$

bağıntısı elde edilir. ρ ve $\tan\theta$ parametrelerinin formülasyonu;

$$\rho = \frac{F_0}{k} [(1 - \beta^2)^2 + (2\xi\beta)^2]^{-\frac{1}{2}}; \quad \tan\theta = \frac{2\xi\beta}{1 - \beta^2} \quad (2.36) \text{ ve } (2.37)$$

şeklinde yazılır. Faz açısının $0 < \theta < \pi$ ile sınırlı olduğu durumlarda, uygulanan yük frekansının sönümsüz doğal frekansına oranı;

$$\beta = \frac{\Omega}{\omega} \quad (2.38)$$

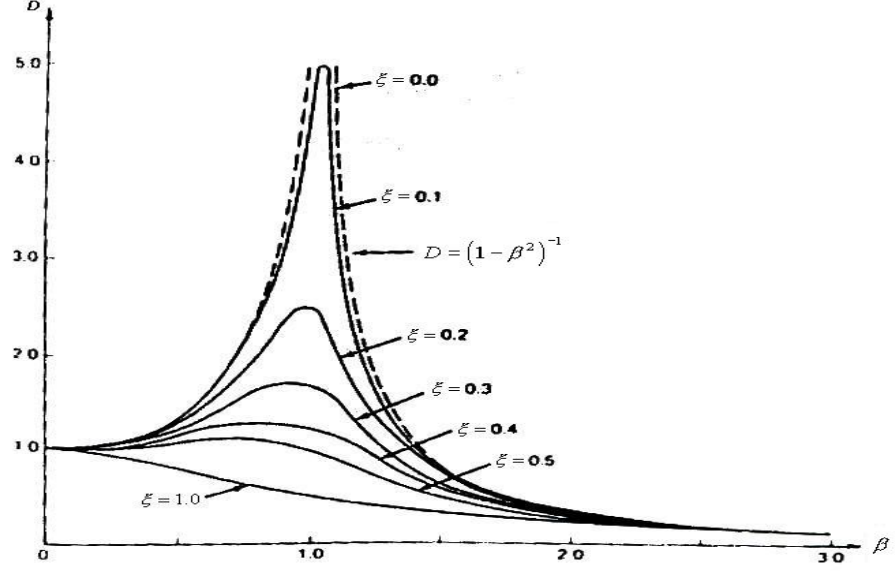
şeklinde yazılır. Sistemin maksimum tepkisi $\sin(\Omega t - \theta) = 1$ durumunda meydana geleceği hesaba katılarak ve denklem (2.35)'i statik sapmadan (F_0/k) yararlanıp parçalara ayırarak, Dinamik Büyütme Faktörü (DBF);

$$DBF \equiv D = [(1 - \beta^2)^2 + (2\xi\beta)^2]^{-1/2} \quad (2.39)$$

$$D_{\beta=1} = \frac{1}{2\xi} \quad (2.40)$$

notasyonuyla birlikte elde edilmiştir. Şekil 2.13 DBF üzerindeki frekans oranı (β) etkisini göstermektedir. Rezonans zorlama frekansının doğal frekansla çakıştığı durumlarda yani β değerinin 1'e eşit olduğu durumlarda meydana gelmektedir. Bu durum düşük sönüm değerine sahip yapılarda yüksek DBF'ler meydana getirebilir.

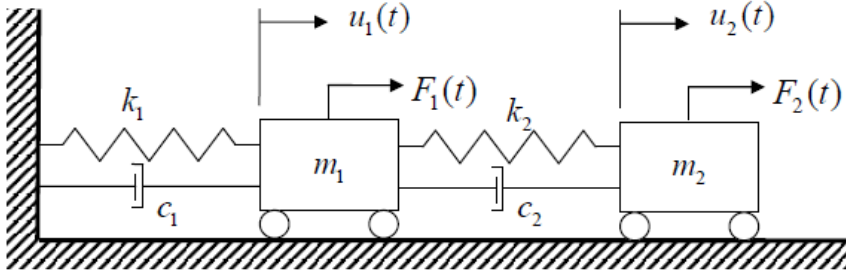
Örnek olarak $\xi = 0,02$ olduğu durumda DBF 25 olacaktır. Teorik olarak sönüm olmazsa DBF sonsuz değere kadar gidebilir.



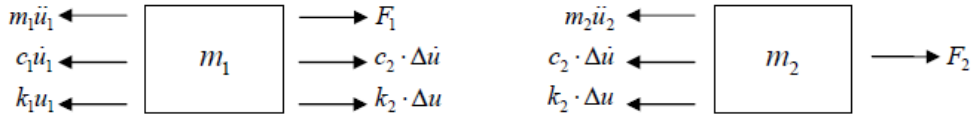
Şekil 2.13 DBF'nin sönüm ve frekans oranlarına bağlı olarak değişimi (Caprani, 2020)

2.2.2 Çok Serbestlik Dereceli Sistemler

Kütlelerin ilk pozisyonlarına göre yaptığı deplasmanlar birden fazla bir değişken ile tanımlanıyorsa bu sistemler “Çok Serbestlik Dereceli Sistemler” olarak adlandırılır.



(a)



(b)

(c)

Şekil 2.14 (a) Çok serbestlik dereceli sistem (b) m_1 için serbest cisim diyagramı
(c) m_2 için serbest cisim diyagramı (Caprani, 2020)

Şekil 2.14'te kütleler üzerine etkiyen kuvvetler tek serbestlik dereceli sistemlerdekine benzer olsa da yayların, kütlelerin, sapmaların ve kuvvetlerin özellik bakımından farklı olduğu söylenebilir. Ayrıca kütleler arasındaki göreceli sapmadan kaynaklı, etkileşim kuvvetleri görülür. Her iki kütle baz alınarak x koordinatındaki kuvvetler için denge denklemleri;

$$m_1\ddot{u}_1 + c_1\dot{u}_1 + k_1u_1 + c_2(\dot{u}_1 - \dot{u}_2) + k_2(u_1 - u_2) = F_1 \quad (2.41)$$

$$m_2\ddot{u}_2 + c_2(\dot{u}_2 - \dot{u}_1) + k_2(u_2 - u_1) = F_2 \quad (2.42)$$

şeklinde elde edilir. Zaman fonksiyonu değerleri görmezden gelinip, Δu ve $\Delta \dot{u}$ 'nun etkileşim kuvvetlerinin yönlerini dikkate almadan denklem yeniden düzenlenirse;

$$\begin{aligned} \ddot{u}_1 m_1 + \dot{u}_1(c_1 + c_2) + \dot{u}_2(-c_2) + u_1(k_1 + k_2) + u_2(-k_2) &= F_1 \\ \ddot{u}_2 m_2 + \dot{u}_1(-c_2) + \dot{u}_2(c_2) + u_1(-k_2) + u_2(k_2) &= F_2 \end{aligned} \quad (2.43)$$

denklemleri elde edilir. Bu denklemler matris formunda şu şekilde yazılır:

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u}_1 \\ \dot{u}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1+c_2 & -c_2 \\ -c_2 & c_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1+k_2 & -k_2 \\ -k_2 & k_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{Bmatrix} \quad (2.44)$$

başka türlü ise;

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = F \quad (2.45)$$

şeklinde yazılabilir. “M” kütle matrisini, “ü” her serbestlik derecesi için ivme vektörünü, “C” sönümlenme matrisini, “u” her serbestlik derecesi için hız vektörünü, “K” sertlik matrisini, “u” her serbestlik derecesi için yer değiştirme vektörünü ve “F” yük vektörünü ifade eder. Denklem 2.45 çok genel bir formül olduğundan durumlara göre analiz için birçok forma indirgenebilir. Örneğin serbest titreşim için;

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = 0 \quad (2.46)$$

formunda yazılır. Sönümsüz serbest titreşim için;

$$M\ddot{u} + Ku = 0 \quad (2.47)$$

şeklinde yazılır. Sönümsüz zorlanmış titreşim için;

$$M\ddot{u} + Ku = F \quad (2.48)$$

formunda yazılır. Statik analiz içinse;

$$Ku = F \quad (2.49)$$

formunu alır.

Çok serbestlik dereceli sistemlerin sönümsüz serbest titreşimleri

Denklem (2.47)'nin çözümü tek serbestlik dereceli sistemler için yapılan çözümlerle aynıdır. Sonuç olarak Denklem (2.35) için yapılan çözüm yöntemini kullanarak;

$$u = a \sin(\omega t + \phi) \quad (2.50)$$

formunda bir denklem elde edilir. Burada “ a ” parametresi her serbestlik derecesine karşılık gelen genliklerin vektörüdür. Buradan;

$$\ddot{u} = -\omega^2 \sin(\omega t + \phi) = -\omega^2 u \quad (2.51)$$

denklemini elde edilir. Daha sonra Denklem (2.47), (2.50) ve (2.51)’deki parametreleri birbirinin yerine yazarsak;

$$-\omega^2 M a \sin(\omega t + \phi) + K a \sin(\omega t + \phi) = 0 \quad (2.52)$$

denklemini elde ederiz. Sinüs değeri her terim için sabit olduğundan denklem;

$$[K - \omega^2 M]a = 0 \quad (2.53)$$

şeklinde yazılabilir. Dinamik problemlerde herhangi bir serbestlik derecesinin genliğinin sıfır olamayacağı bilindiğinden, a değeri 0 olarak alınır. Sonrasında problem standart bir eigen değerleri problemi olarak kabul edilir ve Cramer Kuralı’na göre Denklem (2.53)’de $K - \omega^2 M$ ’nin determinantının “0” olması gerekir:

$$|K - \omega^2 M| = 0 \quad (2.54)$$

Çok serbestlik dereceli sistemler için denklem;

$$|K - \omega^2 M| = [(k_2 + k_1) - \omega^2 m_1][k_2 - \omega^2 m_2] - k_2^2 = 0 \quad (2.55)$$

formunda yazılır. Denklem (2.55)’in açılımı yapıldığında, ω^2 parametresi bağıntılı polinomial bir denklem elde edilir. ω^2 parametresinin bu denklemdeki kökleri $K - \omega^2 M$ bağıntısının eigen değerleridir. n serbestlik dereceli sistemin polinomial olarak n tane çözümü olduğundan, bu denklemde ω^2 ’nin ω_1^2 ve ω_2^2 olarak iki kökü vardır. Doğal olarak sistemin iki frekansı vardır ve küçük olan temel frekans olarak kabul edilir. Her ω_n^2 kökü Denklem (2.53) için yerine yazılıp, genlik vektörü “ a ”

elde edilir. Bu her frekansın, “Mod Şekli” olarak tanımlanan, serbestlik derecelerinin kendilerine özgü yer değiştirmeleri sonucu açığa çıkan şekillere verilen addır. Ancak sistem serbest titreşimle titreştiği için elde edilen genliklerin mutlak değerleri bilinemeyeceği için, mod şekilleri a_n 'in ilk değeri ile bağıntılı olarak, “Göreceli Genlik Vektörü(φ_n)“ olarak ifade edilir.

2.3 Fourier Serileri ve Dönüşümleri

Fourier, herhangi bir periyodik fonksiyonun, farklı genliklerdeki sinüs ve kosinüs fonksiyonlarının toplamı olarak ifade edileceğini keşfetmiştir. Buna “Fourier Serileri” adı verilmiştir. Daha sonra bu serilerin integralini alarak dalgayı oluşturan tekil sinüs ve kosinüs fonksiyonlarının genliklerinin elde edilebileceğini keşfetmiştir. Buna “Fourier Dönüşümleri” adı verilmiştir. Bu sayede zaman alanındaki bir frekansı, daha kolay anlaşılabilmesi için frekans alanına geçirmenin yolunu bulmuştur.

2.3.1 Fourier Serileri

Bir $f(x)$ fonksiyonu sinüs ve kosinüs serileri olarak ifade edilebilir:

$$f(x) = \frac{1}{2}a_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cos nx + b_n \sin nx) \quad (2.56)$$

Bu formülde;

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(x) dx \quad (2.57)$$

$$a_n = \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(x) \cos nx dx \quad (2.58)$$

$$b_n = \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(x) \sin nx dx \quad (2.59)$$

$n = 1, 2, 3, \dots$

olduğu dikkate alınır.

2.3.2 Ayrık Fourier Dönüşümü

Fourier serileri karmaşık sayılar kullanılarak genellenebilir ve Fourier Dönüşümlerini elde edebilmek için genellenmişlerdir.

İleri Fourier Dönüşümü şu şekildedir:

$$F(k) = \int_{-\infty}^{\infty} f(x) e^{-2\pi i k x} dx \quad (2.60)$$

Ters Fourier Dönüşümü şu şekildedir:

$$f(x) = \int_{-\infty}^{\infty} F(k) e^{2\pi i k x} dk \quad (2.61)$$

Bu formüllerde;

$$e^{xi} = \cos(x) + i \sin(x) \quad (2.62)$$

olduğu dikkate alınır.

Fourier Dönüşümü, bir zaman serisini zaman serisini oluşturan frekans dizilerinin genlik ve fazlarıyla eşler. Ters Fourier Dönüşümü frekans dizilerini genlik ve fazlarına tekabül eden zaman serileriyle geri işler. İki işlev birbirinin zıttıdır.

Örneklenen bir fonksiyonun frekans dönüşümünü bulmak için ayrık bir dönüşüme ihtiyaç vardır. Bu dönüşüme “Ayrık Fourier Dönüşümü (AFD)” adı verilir.

İleri AFD şu şekildedir:

$$F_n = \sum_{k=0}^{N-1} f_k e^{-2\pi i n k / N} \quad (2.63)$$

Ters AFD şu şekildedir:

$$f_k = \sum_{n=0}^{N-1} F_n e^{-2\pi i k n / N} \quad (2.64)$$

2.3.3 Hızlı Fourier Dönüşümü

Ayrık Fourier Dönüşümü, n tane örneği işlemek için $O(n^2)$ kadar süreye ihtiyaç duyar. Hızlı Fourier Dönüşümü ile bu süre ise $O(n \log(n))$ kadar düşürülebilir. Bu dönüşümde en çok kullanılan algoritma Cooley-Turkey algoritmasıdır. Veri boyutunun çok fazla olması durumunda AFD'ye göre çok daha hızlı sonuçlar verir.

$$F_n = \sum_{k=0}^{N-1} f_k e^{-2\pi i n k / N} \quad (2.65)$$

2.4 Deneysel Modal Analiz

Deneysel modal analiz, sisteme girdi yani bir uyarı kuvveti verilmesi ve sonrasında çıktı yani hız, ivme veya konum gibi titreşim tepki sinyali elde edilmesi sonucu; sistemin dinamik özelliklerinin elde edildiği bir modal analiz yöntemidir (Pawlowski et al., 2016).

Yöntem 1979'ların başından beri kullanılıp, yapıların titreşim karakteristiğini tanımlamak için kullanılan bir yöntemdir. Titreşim karakteristiği modal parametreler olarak adlandırılan doğal frekans, mod şekli ve sönüm oranı olarak üçe ayrılır. Yapıların bir uyarı kuvvetiyle uyarılması sonucu gösterdikleri tepki yani çıktı, ivmeölçerler ile birlikte "Hızlı Fourier Dönüşümü (HFD)" analizörü

yardımıyla ölçülür. Deneysel modal analiz, modal test olarak da bilinir. Veri toplama ve işleme sürecinin gelişim göstermesi deneysel analiz yöntemlerinde büyük ilerleme sağlamıştır. Doğal frekans, mod şekli ve sönüm oranı gibi modal parametreler, modal test yardımıyla elde edilmiştir. Darbeli çekiç ve ivmeölçerler, genel olarak bu analiz yönteminde kullanılan materyallerdir. Yapıda darbenin oluşturduğu uyarı daha önce de belirtildiği gibi ivmeölçerler yardımıyla ölçülür (Ramle and Hassan, 2018).

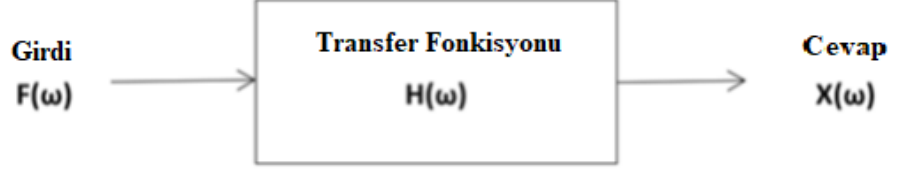
1979 yılında dijital HFD spektrum analizörünün ortaya çıkması sonucu bu yöntem yaygın hale gelmiştir. Günümüzde darbe testi yardımıyla titreşen yapının modlarını elde etmek bu yöntemde kullanılan popüler bir uygulamadır (Chandravanshi and Mukhopadhyay, 2013).

Deneysel modal testte, yapı bir veya birkaç noktadan uyarılır ve uyarı sonucu açığa çıkan tepki frekans tepki fonksiyonlarını oluşturmak için bir veya birkaç noktadan ölçülür. Modal parametreler, çeşitli eğri uydurma yöntemleri kullanılarak bu fonksiyonlardan elde edilir. Bu modların, ivmeölçerler yerine mikrofonlar veya yoğunluk problemleri konularak statik veya dinamik ölçümleri grafiksel olarak elde edilebilir (Rossing, 2007).

Deneysel modal analiz “Tek Girdi-Tek Çıktı (SISO)”, “Tek Girdi-Çoklu Çıktı (SIMO)” ve “Çoklu Girdi-Çoklu Çıktı (MIMO)” yöntemleri ile gerçekleştirilebilir. Bu yöntemler hem ölçüm ekipmanları açısından hem de araştırmanın amacı kapsamında sonuçların doğruluğu açısından farklılıklar gösterirler.

2.4.1 Frekans Tepki Fonksiyonu

Modal analiz, karmaşık olan dinamik bir sistemin bir dizi tek serbestlik dereceli sisteme dönüştürülmesi olarak kabul edilebilir. Uygulanan testlerin yapılaş amacı sistemin serbest titreşimlerinin doğal frekansını tespit etmek ise, analiz bir transfer fonksiyonu (Şekil 2.15) olan frekans tepki fonksiyonunun (FTF) elde edilmesi için yapılan basit bir modal test ile sınırlandırılabilir.



Şekil 2.15 Lineer Mekanik Sistemde Transfer Fonksiyonu FTF (Pawlowski et al., 2016)

Şekil 2.15'teki lineer sistem şu şekilde formüle edilir:

$$X(\omega) = H(\omega) F(\omega) \quad (2.66)$$

FTF sistemin dinamik özelliklerini yansıtır. Sistemin hız, ivme veya yer değiştirme gibi tepkileri ile girdi kuvveti arasındaki ilişkiyi temsil eder. En önemli özelliği uyarı sinyali harmonik, impuls veya rasgele de olsa, sistemin dinamik özelliklerinin tanımlanmasında önemli rol oynar. Kalitatif ve kantitatif olarak dinamik sistem rezonansının elde edilmesine yardımcı olur.

2.4.2 Tek Girdi-Tek Çıktı (SISO) Yöntemi

SISO yöntemi, 2 kanallı veri toplama ölçüm sistemi olduğunda ve FTF birkaç ölçüm noktasından ölçüldüğünde kullanılır. Darbeli çekiç testlerinde kuvvet (girdi sinyali) ve ivme (çıktı sinyali) ölçümü yapılarak kullanılır. Uygulama gezici darbe çekici-sabit ivmeölçer veya sabit çekiç-gezici ivmeölçer ile gerçekleştirilebilir. İvme ölçerin ölçüm noktaları arasında yer değiştirmesi gerekmediğinden, gezici çekiç-sabit ivmeölçer yöntemi daha pratiktir.

2.4.3 Tek Girdi-Çoklu Çıktı (SIMO) Yöntemi

SIMO yöntemi, harmonik uyarıcının girdi sinyali olarak kullanıldığı bir sistemde birçok ölçüm noktasındaki cevap sinyallerinin eşzamanlı olarak

ölçülmesiyle gerçekleştirilir. SISO yöntemine göre daha güvenilir sonuçlar veren yöntemde, çok kanallı veri toplama sistemi gerekmektedir. SISO yöntemine göre daha doğru sonuçlar vermesinin sebebi; ölçüm yapılan tüm noktalarda elde edilen cevapların kaynağının aynı uyarı sinyali olmasıdır.

2.4.5 Çoklu Girdi-Çoklu Çıktı (MIMO) Yöntemi

Uygulanması daha çok donanım ve uğraş gerektiren bu yöntem, SISO ve SIMO yöntemlerine göre sistem hakkında daha ayrıntılı sonuçlar verir. Çok kanallı veri toplama sistemi gerektirir ve yapılan analizin verimliliğini ve doğruluğunu arttırmak için seçilen noktalar, farklı özelliklere sahip kuvvet girdileriyle uyarılabilir (Pawlowski et al., 2016).

2.5 Operasyonel Modal Analiz

Operasyonel Modal Analiz (OMA), sistemin dinamik özelliklerini belirlemede kullanılan modal analiz yöntemlerinden bir tanesidir. OMA, sistem faaliyet durumundayken yapısal dinamik özelliklerini elde etmeyi hedefler. Diğer modal analiz yöntemleri, sarsıcı veya darbe çekici kullanılarak ve kontrollü sınır koşulları altında laboratuvar ortamında gerçekleştirilir. OMA, bunlardan farklı olarak gerçek hayatta sisteme etkileyen yük koşulları olduğunda gerçekleştirilir (Şekil 2.16). Bu durum sisteme etkileyen yükün büyüklüğünün, konumunun ve frekansının gerçekçi olmasına katkı sağlar. Testin sistemin faaliyet aşamasında gerçekleştirilmesi sebebiyle, sisteme etkileyen yükler nicelleştirilemezler. Analiz esnasında hiçbir girdi kuvveti ölçülemeyeceği için, OMA sadece cevap sinyalinin ölçülmesini sağlayan bir tekniktir. Bu bazı zorluklar çıkarsa da, OMA diğer yöntemlere kıyasla elde edilen verilerin güvenilirliği açısından daha kuvvetli bir ölçüm tekniğidir (Siemens, 2020)



Şekil 2.16 Laboratuvarında gerçekleştirilen bir deneysel modal analiz ve uçuş esnasında gerçekleştirilen bir operasyonel modal analiz (Siemens, 2020)

Operasyonel modal analiz, yalnızca çıktı modal analizi yöntemi adıyla da bilinir. Son yıllarda inşaat mühendisliği yapılarında ve mekanik yapılarda kullanılmaktadır. Yöntemin artısı daha önce de belirtildiği gibi, yapıya dışarıdan bir uyarı sinyali verilmeden, cevap sinyalinin ölçülmesini sağlamasıdır (Gade et al., 2005).

OMA algoritmasının matematiksel olarak temel denklemleri deneysel modal analiz yöntemlerinde kullanılan denklemlere benzer ve OMA’da kullanılan tekniklerin çoğu deneysel modal analiz yöntemlerinin devamıdır. Aralarındaki fark, girdi kuvvetinin stokastik (beyaz gürültü), pürüzsüz ve geniş bant olduğu kabul edilmesi ve tekdüze olarak dağıldığının varsayılmasıdır. Modal parametrelerin tanımlanması, OMA’nın asıl amacı değildir. Yapısal sağlık takibi, duyarlılık analizi ve modeli güncelleme amaçlarından bazılarıdır (Ghalishooyan and Shooshtari, 2015).

Uygulama alanına göre OMA yöntemleri; zaman alanı yaklaşımları ve frekans alanı yaklaşımları olarak ikiye ayrılır. Frekans alanı yaklaşımları; “Temel Frekans Alanı Yöntemi”, “Frekans Alanı Dekompozisyonu” ve “Gelişmiş Frekans Alanı Dekompozisyonu” olarak üçe ayrılırlar. Zaman alanı yaklaşımları ise aynı zamanda “Stokastik Altuzay Tanımlamaları” olarak bilinir.

2.5.1 Temel Frekans Alanı Yöntemi

Bilinen diğer adıyla “Pik Noktasını Seçme Yöntemi”, tek serbestlik dereceli sistemlerin modal tanımlamasının yapılmasında ilk olarak kullanılan ve en basit

olan operasyonel modal analiz yöntemidir. Bu teknik düşük sönüme sahip ve modları düzgün bir şekilde ayrılmış yapılar için idealdir. Bu yöntemde verilerin yetersiz frekans çözünürlüğüne sahip olmasından dolayı elde edilen sonuçların hatalı olmasına sebebiyet verebilir. Tahmin edilen eigen frekanslarının doğruluğu, spektrumların frekans çözünürlükleriyle ilişkilidir. Ortalama güç spektrumu yoğunluğunun pik noktaları, düşük sönümlü sistemlerde doğal frekansları belirtir. Bu çıkarım yalnızca bir adet yapısal mod, rezonans frekansına yakın olduğunda kabul edilir. Tek bir mod için sönüm oranı yarım güç bant genişliği yönteminden yararlanılarak tahmin edilir, ancak doğru sonuçları vermesi açısından her zaman uygulanabilen bir yöntem değildir. Rezonans frekansındaki her bir güç spektrum yoğunluk matrisi, ona tekabül eden mod şekillerini elde etmede rol oynar. Temel Frekans Alanı Yöntemi kullanıldığında gerçek mod şekilleri elde edilmez, ancak operasyonel sapma şekilleri elde edilir. Aynı şekilde deneysel modal analiz yöntemlerinde modal parametreleri saptayabilmek için, güç spektrum yoğunluk matrisi yerine FTF'ler kullanılır.

2.5.2 Frekans Alanı Dekompozisyonu ve Gelişmiş Frekans Alanı Dekompozisyonu

Frekans Alanı Dekompozisyonu (FAD), en yaygın operasyonel modal analiz yöntemlerinden biridir. FAD yöntemi, Temel Frekans Alanı Yöntemi (TFAY)'nin eksik yanlarını giderir. Bu yaklaşımda, tekil vektör dekompozisyonu (TVD), karmaşık mod gösterge fonksiyonunda (KMGF) gerçekleştirilen alıcı FRF matrisi yerine; çıktı cevap güç spektrumlarına uygulanır. FAD, OMA sınırları içerisinde KMGF'nin devamıdır. FAD yöntemi kullanılarak, modal frekanslar ve mod şekillerinin birbirine yakın mod aralıklarında ve hatta tekrarlanan modlar olduğu durumlarda bile rahatlıkla tespit edilebileceği gözlenmiştir. Daha sonra yapılan çalışmalarda, mod şekillerinin yanı sıra modal sönüm oranlarını elde edebilmek için "Geliştirilmiş Frekans Alanı Dekompozisyonu (GFAD)" yöntemi geliştirilmiştir.

Bu yöntem doğruluk açısından FAD'a göre daha olumlu sonuçlar vermiştir. Bu yöntemde bir rezonans seçilirken TVD fonksiyonu, Ters Ayırık Fourier Dönüşümü (TAFD) yardımıyla geri zaman alanına alınır. Rezonans Frekansı, sıfır

geçiş sürelerinin belirlenmesi ve logaritmik azalma ile elde edilen sönümlenme yardımıyla belirlenir.

2.5.3 Stokastik Altuzay Tanımlama Yöntemleri

Stokastik Altuzay Tanımlama (SAT) yöntemleri, stokastik uzay durumu gerçekleşmesi adı verilen bir dizi model parametresini tahmin eder. SAT teknikleri az veya aşırı sönümlenme durumlarında, yakın aralığa sahip veya tekrarlanan modlar olması halinde bile doğru sonuçlar verir. Zaman alanında çalıştığı için yetersiz frekans çözünürlüğü gibi bir problem teşkil etmez. Bu sebepten ötürü modal parametre tahminleri asimptotik açıdan yüksek oranda doğru sonuçları verir. SAT tekniklerinde modal parametrelerin tahminlerindeki istatistiksel hata oldukça düşüktür.

Temel Bileşen (TB) yöntemi, Kanonik Değişken Analizi (KDA) yöntemi ve Ağırlıksız Temel Bileşen (ATB) yöntemi bu yöntemlere örnek olarak verilebilir (Ghalishooyan and Shooshtari, 2015).

3 DONATI ÇELİĞİNİN VE BETONUN MEKANİK VE TERMAL ÖZELLİKLERİNİN SICAKLIĞA BAĞLI DEĞİŞİMİ

Çalışmanın bu kısmında, yüksek sıcaklığa bağlı olarak donatı çeliği ve beton olmak üzere betonarme eleman malzemelerinin mekanik ve termal özelliklerindeki değişimler incelenmiştir. Termal olarak genleşme, ısı iletimi ve özgül ısı; mekanik olarak ise akma dayanımı, çekme dayanımı, basınç dayanımı, birim uzama, elastik limit, elastisite modülü ve yoğunluk gibi özellikler irdelenmiştir. Bu özellikler yapısal bütünlük, statik tepki, dinamik tepki ve yapı mukavemeti açısından büyük önem arz etmektedirler. İlk kısımda donatı çeliğindeki yüksek sıcaklığa bağlı değişimler incelenirken, ikinci kısımda betondaki değişimler incelenmiştir.

3.1 Donatı Çeliğinin Mekanik Özelliklerinin Sıcaklığa Bağlı Değişimi

Yapılarda kullanılan farklı çelik sınıfındaki donatı çeliklerinin yüksek sıcaklık altındaki davranışlarını mekanik özelliklerini açısından bilmek, betonarme ve çelik yapıların yangın durumunda sergileyebileceği tepkileri tahmin etme açısından önemlidir (Outinen and Mäkeläinen, 2004). Çalışmanın bu kısmında donatı çeliklerinin akma dayanımı, elastik limiti, elastisite modülü ve yoğunluğunun sıcaklığa bağlı değişimleri incelenmiştir.

3.1.1 Akma Dayanımı

Donatı çeliğinde sıcaklık artışına bağlı olarak, akma dayanımı azalmaktadır. Sıcaklığa bağlı olarak değişen efektif akma dayanımının ($f_{y,\theta}$), 20 °C' deki akma dayanımına (f_y) oranı; yani akma dayanımı azaltma faktörü ($k_{y,\theta}$) Tablo 3.1' de, Eurocode-3 (EC3) EN 1993-1-2' den yararlanılarak gösterilmiştir.

Tablo 3.1 Akma dayanımı azaltma faktörünün sıcaklığa bağlı değişimi (EC3 EN 1993-1-2)

Demir Sıcaklığı (θ_a)	Akma Dayanımı Azaltma Faktörü ($k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y$)
20 °C	1,000
100 °C	1,000
200 °C	1,000
300 °C	1,000
400 °C	1,000
500 °C	0,780
600 °C	0,470
700 °C	0,230
800 °C	0,110
900 °C	0,060
1000 °C	0,040
1100 °C	0,020
1200 °C	0,000

Tablo 3.1’ de görüldüğü gibi sıcaklık 20 °C derece ile 400 °C arasında iken akma dayanımı azaltma faktöründe bir değişiklik olmamıştır. 600 °C’de ise azaltma faktöründe %50’den fazla bir kayıp gözlemlenmiş, 1200 °C’de ise çelik başarısızlığa uğradığı için akma dayanımı özelliğini yitirmiştir.

3.1.2 Elastik Limit

Elastik limit donatı çeliğinin sıcaklığı arttırıldığında azalmaktadır. Sıcaklığa bağlı olarak değişen elastik limit sınırları içerisindeki maksimum dayanımın ($f_{p,\theta}$), 20 °C’ deki akma dayanımına (f_y) oranı; yani elastik limit azaltma faktörü ($k_{p,\theta}$) Tablo 3.2’ de, Eurocode-3 (EC3) EN 1993-1-2’ den yararlanılarak gösterilmiştir.

Tablo 3.2 Elastik limit azaltma faktörünün sıcaklığa bağlı değişimi (EC3 EN 1993-1-2)

Demir Sıcaklığı (θ_a)	Elastik Limit Azaltma Faktörü ($k_{p,\theta} = f_{p,\theta} / f_y$)
20 °C	1,000
100 °C	1,000
200 °C	0,807
300 °C	0,613
400 °C	0,420
500 °C	0,360
600 °C	0,180
700 °C	0,075
800 °C	0,050
900 °C	0,0375
1000 °C	0,0250
1100 °C	0,0125
1200 °C	0,000

Tablo 3.2’de görüldüğü gibi elastik limit azaltma faktörü 100 °C’ye kadar değişmemiş, 500 °C’den 600 °C’ye geçerken ise %50’lik bir kayıp gözlemlenmiştir. 1200 °C’de ise malzeme başarısızlığa uğradığı için elastik limit 0’a eşittir.

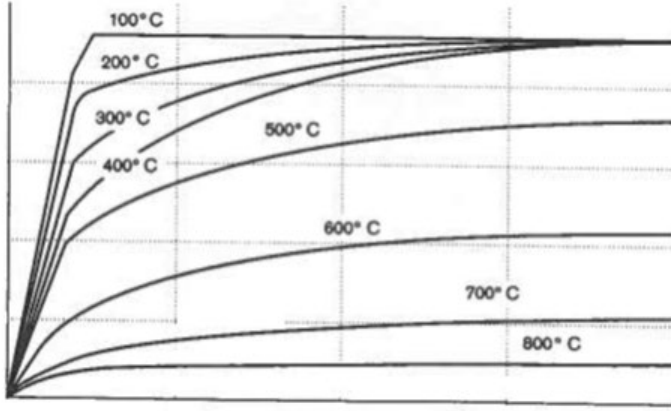
3.1.3 Elastisite Modülü ve Gerilme-Birim Şekil Değişirme Grafiği

Sıcaklık artışı donatı çeliğinin elastisite modülünde azalmaya sebebiyet vermektedir. Sıcaklığa etkisiyle değişim gösteren elastisite modülünün ($E_{a,\theta}$), 20 °C’deki elastisite modülüne (E_a) oranı; yani elastisite modülü azaltma faktörü ($k_{E,\theta}$) Tablo 3.3’de gösterilmiştir (EC3 EN 1993-1-2).

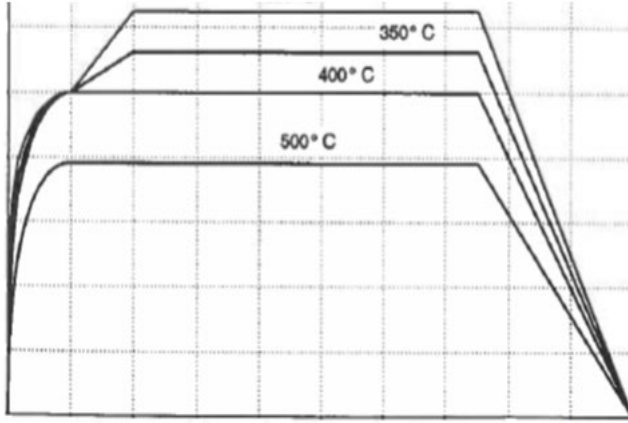
Tablo 3.3 Elastisite modülü azaltma faktörünün sıcaklığa bağlı değişimi (EC3 EN 1993-1-2)

Demir Sıcaklığı (θ_a)	Elastisite Modülü Azaltma Faktörü ($k_{E,\theta} = E_{a,\theta} / E_a$)
20 °C	1,000
100 °C	1,000
200 °C	0,900
300 °C	0,800
400 °C	0,700
500 °C	0,600
600 °C	0,310
700 °C	0,130
800 °C	0,090
900 °C	0,0675
1000 °C	0,0450
1100 °C	0,0225
1200 °C	0,000

Tablo 3.3’de görüldüğü gibi elastisite modülü azaltma faktörü 100 °C sıcaklığa kadar sabit kalmaktadır. 100 °C sıcaklıktan sonra kademeli olarak azalmaya başlamıştır. 500 °C sıcaklıktan 600 °C sıcaklığa geçerken hemen hemen %50’lik bir kayıp yaşamıştır. 1200 °C’de ise sıfırlanmıştır. Şekil 3.1, 3.2’de donatı çeliğinin sıcaklık artışıyla birlikte gerilim-şekil değiştirme grafiklerindeki değişiklikler gösterilmiştir. Şekil 3.3’te ise sıcaklığa bağlı gerilme-birim şekil değiştirme grafiğinde, birim şekil değiştirme aralıklarına göre gerilme ve elastisite modülü değerlerinin hesabı gösterilmiştir (Xavier, 2009).

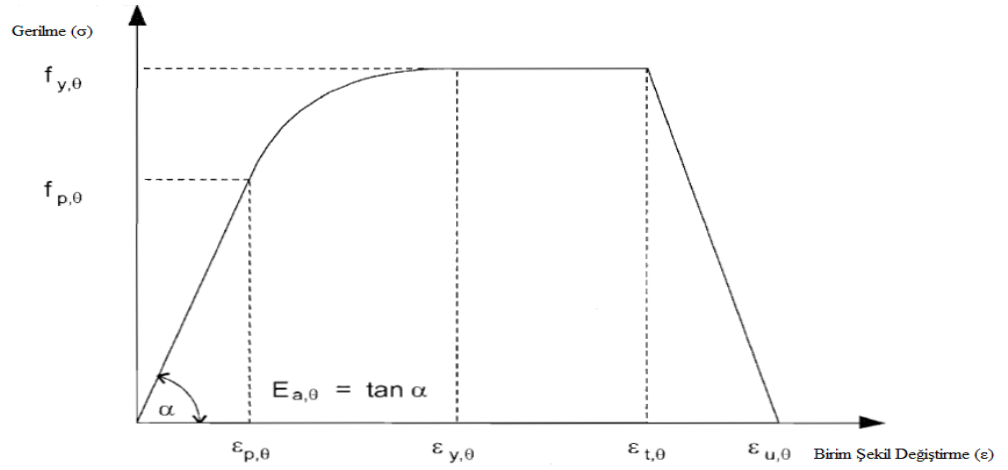
Gerilme (σ)Birim Şekil Değişirme (ϵ)

Şekil 3.1 Donatı çeliğinin gerilme sertleşmesi ihmal edildiğinde gerilme-birim şekilde değişirme eğrisi (Xavier, 2009)

Gerilme (σ)Birim Şekil Değişirme (ϵ)

Şekil 3.2 Donatı çeliğinin gerilme sertleşmesi ihmal edilmediğinde gerilme-birim şekilde değişirme eğrisi (Xavier, 2009)

Birim uzama aralığı	Gerilme (σ)	Tanjant Modülü
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/a) [a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a [a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} [1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})]$	-
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0,00	-
Parametreler	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_{a,\theta}$ $\varepsilon_{y,\theta} = 0,02$	$\varepsilon_{t,\theta} = 0,15$ $\varepsilon_{u,\theta} = 0,20$
Fonksiyonlar	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c / E_{a,\theta})$ $b^2 = c (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{a,\theta} + c^2$ $c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$	



Şekil 3.3 Gerilme-Birim Şekil Değişirme grafiğini ve grafikteki değerlerin şekil değişirme aralığına göre hesabını göstermektedir (EC3 EN 1993-1-2)

3.1.4 Yoğunluk

Çeliğin yoğunluğu (ρ_a) sıcaklıktan bağımsız olarak her zaman “7850 kg/m³” olarak kabul edilir (EC3 EN 1993-1-2).

3.2 Donatı Çeliğinin Termal Özelliklerinin Sıcaklığa Bağlı Değişimi

Sıcaklığa bağlı donatı çeliğinin termal özelliklerin değişimini bilmek hem tasarım açısından, hem yangın güvenliği açısından hem de statik ve dinamik tepki açısından önemlidir. Çalışmanın bu bölümünde donatı çeliğinin ısı iletimi, genleşme ve özgül ısı gibi özellikleri incelenmiştir.

3.2.1 Isı İletimi

Donatı çeliğinin sıcaklığının (θ_a), $20\text{ °C} \leq \theta_a < 800\text{ °C}$ olduğu durumlarda ısı iletim katsayısı (λ_a);

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta_a \text{ W/mK} \quad (3.1)$$

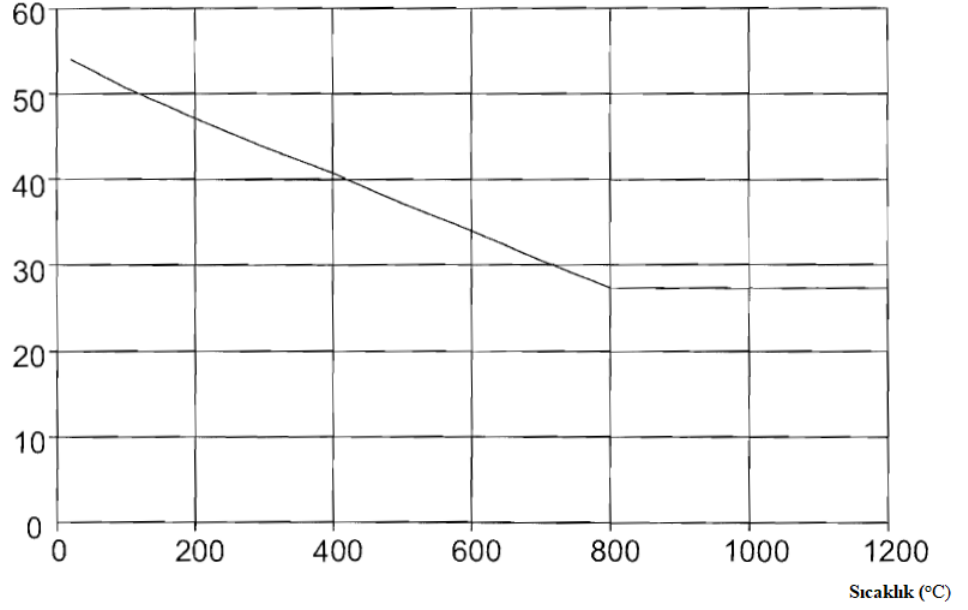
Sıcaklığın $800\text{ °C} \leq \theta_a \leq 1200\text{ °C}$ olduğu durumlarda ise;

$$\lambda_a = 27.3 \text{ W/mK} \quad (3.2)$$

olarak kabul edilmektedir (EC3 EN 1993-1-2).

Donatı çeliğinin ısı iletim özelliği ile sıcaklık arasındaki ilişki 800 °C 'ye kadar negatif bir korelasyon sergilerken, 800 °C 'den sonra ısı iletimi sabit kalmaktadır (Şekil 3.4).

Isı İletimi (W/mK)



Şekil 3.4 Donatı çeliğinin ısı iletimi-sıcaklık ilişkisi (EC3 EN 1993-1-2)

3.2.2 Genleşme (Termal Uzama)

Birim genleşme miktarı ($\Delta l/l$), donatı çeliğinin sıcaklığına (θ_a) bağlı olarak;

Donatı çeliğinin sıcaklığı, $20\text{ °C} \leq \theta_a < 750\text{ °C}$ olduğunda;

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,2 \times 10^{-5} \theta_a + 0,4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \times 10^{-4} \quad (3.3)$$

Sıcaklık, $750\text{ °C} \leq \theta_a \leq 860\text{ °C}$ olduğunda;

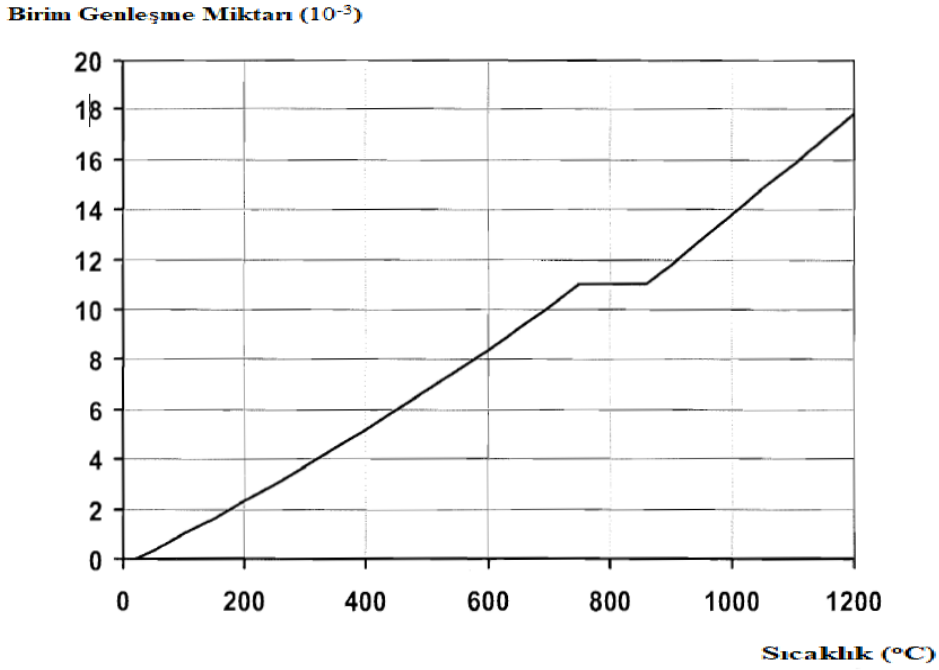
$$\frac{\Delta l}{l} = 1,1 \times 10^{-2} \quad (3.4)$$

Sıcaklık, $860\text{ °C} < \theta_a \leq 1200\text{ °C}$ olduğunda;

$$\frac{\Delta l}{l} = 2 \times 10^{-5} \theta_a - 6,2 \times 10^{-3} \quad (3.5)$$

bağıntılarından bulunur (EC3 EN 1993-1-2). “l” 20 °C’deki boyu, “Δl” ise sıcaklık sonucu boyda meydana gelen değişimi ifade eder.

Termal uzama-sıcaklık ilişkisi 750 °C’ye kadar pozitif bir korelasyona sahipken, 750 °C-860 °C arası sabit şekilde devam eder, 860 °C’den sonra ise aynı şekilde pozitif bir ilişki vardır (Şekil 3.5).



Şekil 3.5 Birim genleşme miktarı-sıcaklık ilişkisi (EC3 EN 1993-1-2)

3.2.3 Özgül Isı

Çeliğin özgül ısısı (c_a), sıcaklığa bağlı olarak;

20 °C $\leq \theta_a < 600$ °C aralığında;

$$c_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta_a - 1,69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta_a^3 \text{ J/kgK} \quad (3.6)$$

600 °C $\leq \theta_a < 735$ °C aralığında;

$$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} \text{ J/kgK} \quad (3.7)$$

735 °C ≤ θ_a < 900 °C aralığında;

$$c_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} \text{ J/kgK} \quad (3.8)$$

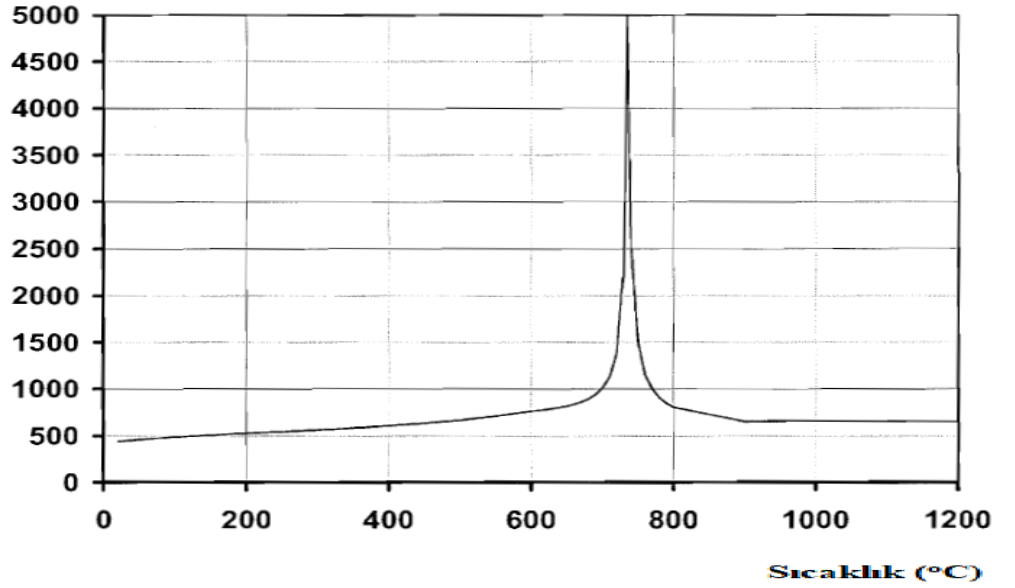
900 °C ≤ θ_a ≤ 1200 °C aralığında ise;

$$c_a = 650 \text{ J/kgK} \quad (3.9)$$

bağıntıları kullanılarak elde edilir (EC3 EN 1993-1-2).

Özgül ısı, 735 °C'ye kadar sıcaklığa artışıyla birlikte hafif bir artış gösterirken, 735 °C'de büyük bir sıçrayışla maksimum değerini alır, daha sonraki sıcaklıklarda ise ani bir düşüş yaşar ve 735 °C sıcaklığından önceki değerlerine yakın değerlerde azalarak seyrederek (Şekil 3.6).

Özgül Isı (J/kgK)



Şekil 3.6 Özgül ısı-sıcaklık ilişkisi (EC3 EN 1993-1-2)

3.3 Betonun Mekanik Özelliklerinin Sıcaklığa Bağlı Değişimi

Çimento betonu, yangınla mücadelenin en önemli unsurlarından biri olan bina tasarımında ve yapımında, başlıca yapısal malzemelerden biri olarak kullanılır. Yangın esnasında betonun mikro ve mezo yapısında olumsuz yönde değişiklikler meydana gelir. Bu durum betonun çürümesine, dökülmesine ve sonuç olarak alevlerin donatı çeliğiyle etkileşime girmesine sebebiyet verir. Yüksek sıcaklık sonucu meydana gelen bu fizyokimyasal değişiklikler yapıda ciddi zararlara sebep olur (Anupama Krishna et al., 2019).

Yangın sonrası yapıların tekrar kullanıma açılabilmesinin sağlanması için, betonun yangın sonrası kalitesinin değerlendirilmesi önem arz etmektedir. Sıcaklığın 1000 °C – 1100 °C'lere kadar çıktığı yangın durumunda, heterojen bir malzeme olan betonun agregası ve çimento hamurunda sıcaklığa bağlı değişimler meydana gelir. Sıcaklık artışı sonucu agrega tanelerinde büyüme gerçekleşirken, çimento hamurunda büyük bir miktarda küçülme meydana gelir. Sıcaklık artışı sebebiyle çimento hamuru ve agrega arasındaki termal gerilmelerde uyumsuzluklar meydana gelir ve bunun sonucu olarak ara yüzey geçiş bölgesinde mikro çatlaklar oluşur. Bu mikro çatlaklar mekanik ve fiziksel özelliklerin bozulmasına sebebiyet verir. Sıcaklık artışı sırasında çimento hamuru büzüldüğü için su gözeneklerden buharlaşır ve gözeneklilik daha da artar, bunun sonucu olarak betonun yoğunluğu azalır (Krzemień and Hager, 2015).

Sonuç olarak betondaki mekanik ve termal değişiklikler, elemanın yapısal statik ve dinamik tepkisini etkilemektedir denilebilir. Çalışmanın bu kısmında betonun dayanımı, basınç dayanımı, birim uzama ve yoğunluk gibi mekanik özelliklerinin sıcaklığa bağlı değişimi irdelenmiştir.

3.3.1 Çekme Dayanımı

Çekme dayanımı azaltma faktörü $k_{c,t}(\theta)$, yani sıcaklık sonucu değişen efektif çekme dayanımının ($f_{ck,t}(\theta)$) 20 °C'deki çekme dayanımına ($f_{ck,t}$) olarak tanımlanabilir. Eurocode 2 (EC2) EN 1992-1-2' den elde edilen bu parametreler arasındaki bağıntı;

$$f_{ck,t}(\theta) = k_{c,t}(\theta)f_{ck,t} \quad (3.10)$$

şeklinde ifade edilebilir. Çekme dayanımı azaltma faktörü sıcaklığa bağlı olarak değişimi;

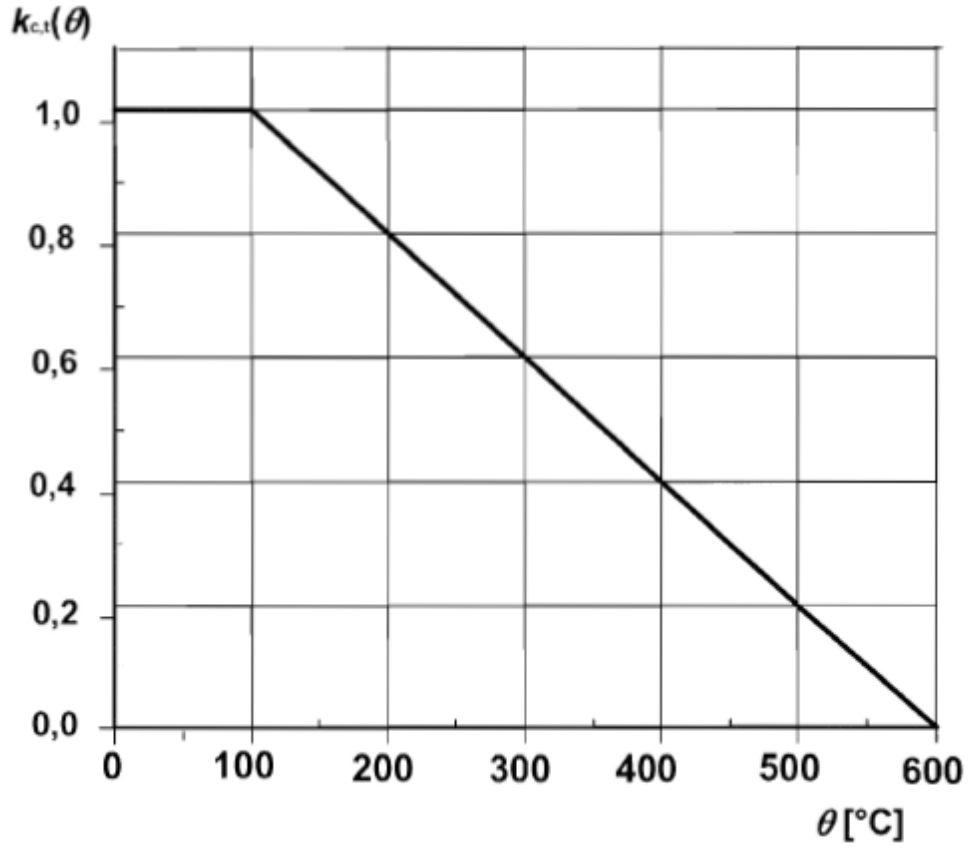
20 °C ≤ θ ≤ 100 °C arasında;

$$k_{c,t}(\theta) = 1,0 \quad (3.11)$$

100 °C < θ ≤ 600 °C arasında

$$k_{c,t}(\theta) = 1,0 - 1,0(\theta - 100)/500 \quad (3.12)$$

bağıntılarıyla formülize edilebilir. Şekil 3.7'de çekme dayanımı azaltma faktörünün sıcaklığa bağlı değişimi gösterilmektedir. Görüldüğü gibi 100 °C sıcaklığa kadar aralarında korelasyon sabit bir şekilde ilerlemekte iken, 100 °C'den sonra çekme dayanımı azaltma faktörü lineer bir şekilde azalmaktadır.



Şekil 3.7 Çekme dayanımı azaltma faktörü-sıcaklık ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2)

3.3.2 Basınç Dayanımı

Beton basınç dayanımı sıcaklığa bağlı olarak azalmaktadır. Sıcaklığa bağlı olarak değişen basınç dayanımının ($f_{c,\theta}$), 20 °C'de basınç dayanımına (f_{ck}) oranı Tablo 3.4'te EC2 EN 1992-1-2'den yararlanılarak gösterilmiştir.

Tablo 3.4 Sıcaklık-basınç dayanımı ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2)

Beton Sıcaklığı (θ_a)	Basınç Dayanımı Değişimi ($f_{c,\theta}/f_{ck}$)
20 °C	1,000
100 °C	1,000
200 °C	0,95
300 °C	0,85
400 °C	0,75
500 °C	0,60
600 °C	0,45
700 °C	0,30
800 °C	0,15
900 °C	0,08
1000 °C	0,04
1100 °C	0,01
1200 °C	0,00

Tablo 3.4'te görüldüğü gibi sıcaklıkla çekme dayanımı negatif bir korelasyon içindedir. 100 °C'ye kadar sabit kalan çekme dayanımı, daha sonraki sıcaklıklarda kademeli olarak azalmaktadır. 600 °C'ye gelindiğinde çekme dayanımında %50'den fazla bir kayıp yaşanırken, 1200 °C tamamen sıfırlanmıştır.

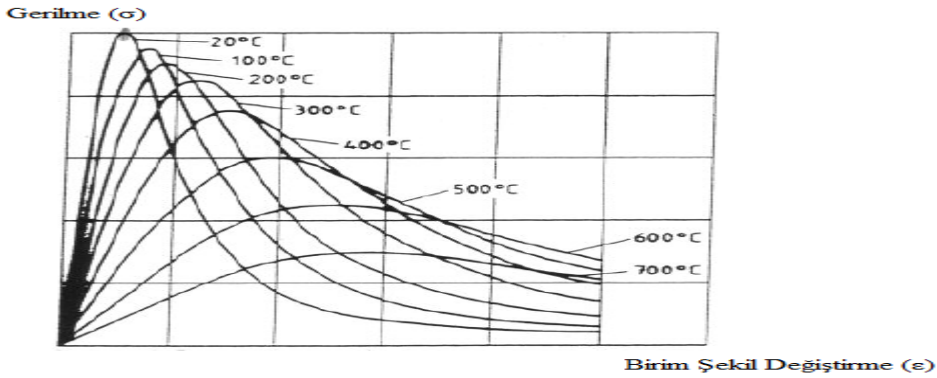
3.3.3 Birim Uzama ve Gerilme-Şekil Değişirme Grafiği

Sıcaklık ile betonun birim uzama miktarı pozitif bir korelasyon içindedir. Sıcaklık artışı altında basınç dayanımına karşılık gelen birim uzama miktarı ($\epsilon_{c1,\theta}$) ve nihai uzama miktarı ($\epsilon_{cu1,\theta}$) Tablo 3.5'te gösterilmiştir (EC2 EN 1992-1-2).

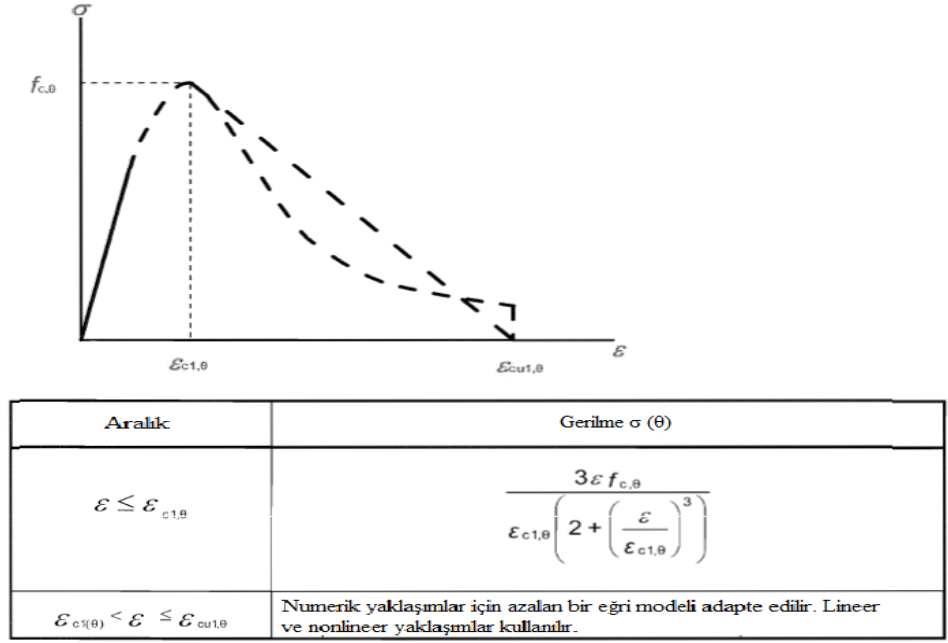
Tablo 3.5 Sıcaklık-birim uzama ve nihai uzama ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2)

Beton Sıcaklığı (θ_a)	Birim Uzama ($\epsilon_{c1,\theta}$)	Nihai Uzama ($\epsilon_{cu1,\theta}$)
20 °C	0,0025	0,0200
100 °C	0,0040	0,0225
200 °C	0,0055	0,0250
300 °C	0,0070	0,0275
400 °C	0,0100	0,0300
500 °C	0,0150	0,0325
600 °C	0,0250	0,0350
700 °C	0,0250	0,0375
800 °C	0,0250	0,0400
900 °C	0,0250	0,0425
1000 °C	0,0250	0,0450
1100 °C	0,0250	0,0475
1200 °C	-	-

Tablo 3.5’de görüldüğü gibi sıcaklık arttıkça hem birim uzama hem de nihai uzama miktarı artmaktadır. Birim uzama 600 °C’ye kadar artış gösterirken, 600 °C’den sonra sabit kalmaktadır. Nihai uzama ise 1100 °C’ye kadar artışına devam etmektedir. 1200 °C ne birim uzama miktarından ne de nihai uzama miktarından söz edilebilir. Şekil 3.8’de ise betonun gerilme-birim şekil değiştirme eğrilerinin sıcaklığa bağlı değişimi gösterilmiştir (Rigberth, 2000). Şekil 3.9’da gerilme-birim şekil değiştirme grafiğinin matematiksel modeli, birim şekil değiştirme aralığına bağlı olarak gösterilmiştir.



Şekil 3.8 Gerilme-birim şekil değiştirme grafiğinin farklı sıcaklıklara göre şematik gösterimi (Rigberth, 2000)



Şekil 3.9 Gerilme-birim şekil değiştirme grafiğinin, birim şekil değiştirme aralığına bağlı olarak matematiksel modellemesi (EC2 EN 1992-1-2)

3.3.4 Yoğunluk

Betonun yoğunluğu normal beton için $2000 \text{ kg/m}^3 - 2600 \text{ kg/m}^3$ aralığında kabul edilir. Betonun yoğunluğu sıcaklığa bağlı olarak negatif olarak değişir. Betonun yoğunluğunun (ρ) sıcaklığa bağlı olarak değiştiği bağıntılar şu şekildedir (EC2 EN 1992-1-2):

$20 \text{ }^\circ\text{C} \leq \theta \leq 115 \text{ }^\circ\text{C}$ arasında;

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ\text{C}) \quad (3.13)$$

$115 \text{ }^\circ\text{C} < \theta \leq 200 \text{ }^\circ\text{C}$ arasında;

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ\text{C}) \times \left(1 - \frac{0,02(\theta-115)}{85} \right) \quad (3.14)$$

200 °C < $\theta \leq 400$ °C arasında;

$$\rho(\theta) = p(20^\circ\text{C}) \times \left(0,98 - \frac{0,03(\theta-200)}{200}\right) \quad (3.15)$$

400 °C < $\theta \leq 1200$ °C arasında;

$$\rho(\theta) = p(20^\circ\text{C}) \times \left(0,95 - \frac{0,07(\theta-400)}{800}\right) \quad (3.16)$$

3.4 Betonun Termal Özelliklerinin Sıcaklığa Bağlı Değişimi

Betonun mekanik özellikleri kadar termal özelliklerinin de sıcaklığa bağlı değişiminin yapısal mukavemet, statik ve dinamik tepki de önemli değişikliklere yol açtığı gözlemlenmiştir. Çalışmanın bu kısmında betonun termal özelliklerinden ısı iletimi, genleşme ve özgül ısının sıcaklığa bağlı olarak gösterdiği değişim incelenmiştir.

3.4.1 Isı İletimi

Betonun ısı iletimi (λ_c), sıcaklığa bağlı olarak üst limit ve alt limitleri arasında hesaplanabilir (EC2 EN 1992-1-2).

Normal ağırlıklı betonun ısı iletiminin üst limiti sıcaklığa bağlı olarak;

20 °C $\leq \theta \leq 1200$ °C arasında;

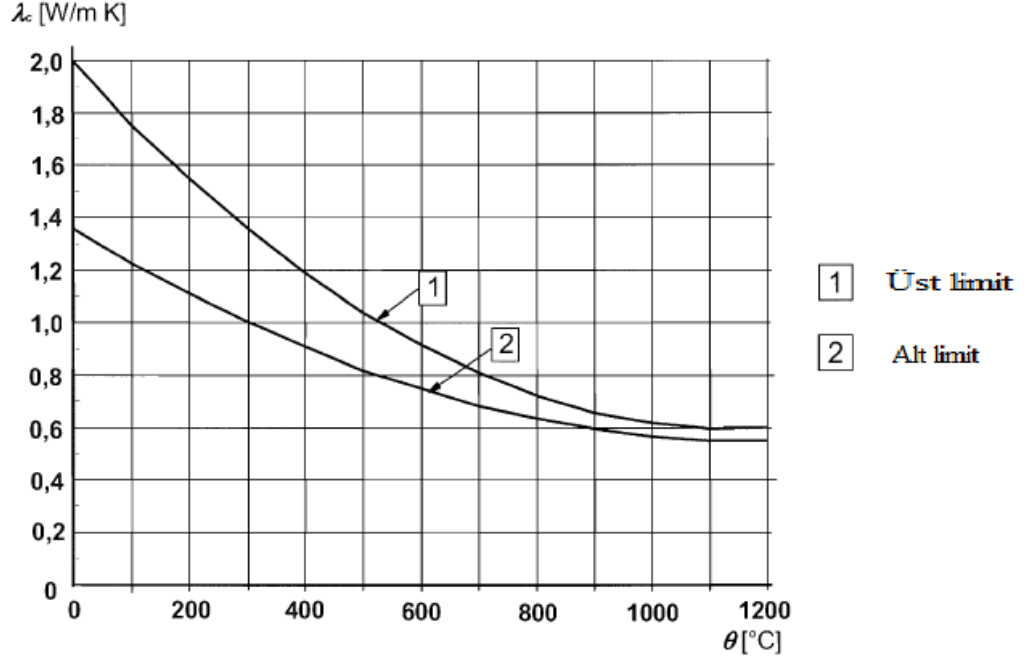
$$\lambda_c = 2 - 0,2451 \left(\frac{\theta}{100}\right) + 0,0107 \left(\frac{\theta}{100}\right)^2 \text{ W/mK} \quad (3.17)$$

şeklinde hesaplanır. Alt limiti ise;

20 °C $\leq \theta \leq 1200$ °C arasında;

$$\lambda_c = 1,36 - 0,136 \left(\frac{\theta}{100} \right) + 0,0057 \left(\frac{\theta}{100} \right)^2 \text{ W/mK} \quad (3.18)$$

bağıntısı kullanılarak hesaplanır. Betonun ısı iletiminin sıcaklık olan ile ilişkisi Şekil 3.10'da gösterilmiştir.



Şekil 3.10 Beton ısı iletimi-sıcaklık ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2)

Şekil 3.10'da görüldüğü gibi sıcaklıkla ısı iletimi üst ve alt limitlere bağlı olarak negatif bir korelasyon içerisindedirler.

3.4.2 Genleşme

Sıcaklığa bağlı genleşme yani termal birim uzama ($\varepsilon_c(\theta)$), 20 °C sıcaklıktaki uzunluk referans alınarak silisli agrega için (EC2 EN 1992-1-2);

20 °C $\leq \theta \leq$ 700 °C arasında;

$$\varepsilon_c(\theta) = -1,8 \times 10^{-4} + 9 \times 10^{-6} \theta + 2,3 \times 10^{-11} \theta^3 \quad (3.19)$$

700 °C < $\theta \leq 1200$ °C arasında;

$$\varepsilon_c(\theta) = 14 \times 10^{-3} \quad (3.20)$$

bağıntıları kullanılarak hesaplanır. Kalkerli agregaya içinse;

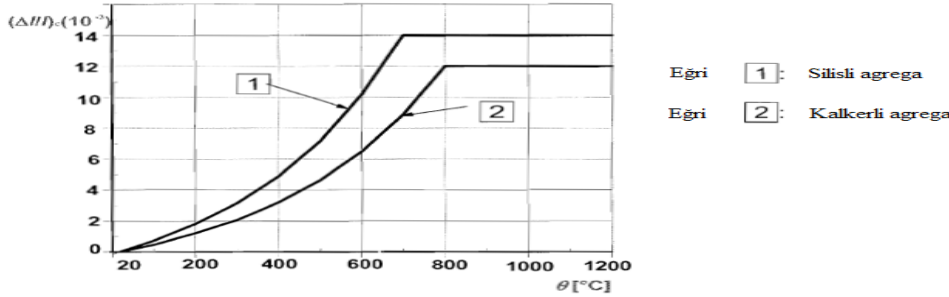
20 °C $\leq \theta \leq 805$ °C arasında;

$$\varepsilon_c(\theta) = -1,2 \times 10^{-4} + 6 \times 10^{-6}\theta + 1,4 \times 10^{-11}\theta^3 \quad (3.21)$$

805 °C < $\theta \leq 1200$ °C arasında;

$$\varepsilon_c(\theta) = 12 \times 10^{-3} \quad (3.22)$$

şeklinde hesaplanır. Şekil 3.11'de silisli ve kalkerli agregaya sahip betonların genleşme miktarının, sıcaklığa bağlı olarak değişimi gösterilmiştir.



Şekil 3.11 Silisli ve kalkerli agregalı betonun sıcaklığa bağlı genleşme miktarının değişim grafiği (EC2 EN 1992-1-2)

Şekil 3.11'den yola çıkarak, sıcaklık arttıkça betonun genleşme miktarının arttığı yorumu yapılabilir.

3.4.3 Özgül Isı

Betonun özgül ısısı ($c_p(\theta)$), kuru bir beton varsayılırsa ($u=0$), sıcaklığa bağlı olarak şu şekilde hesaplanır (EC2 EN 1992-1-2):

$20\text{ }^{\circ}\text{C} \leq \theta \leq 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ arasında;

$$c_p(\theta) = 900\text{ (J/kgK)} \quad (3.23)$$

$100\text{ }^{\circ}\text{C} < \theta \leq 200\text{ }^{\circ}\text{C}$ arasında;

$$c_p(\theta) = 900 + (\theta - 100)\text{ (J/kgK)} \quad (3.24)$$

$200\text{ }^{\circ}\text{C} < \theta \leq 400\text{ }^{\circ}\text{C}$ arasında;

$$c_p(\theta) = 1000 + \frac{\theta - 200}{2}\text{ (J/kgK)} \quad (3.25)$$

$400\text{ }^{\circ}\text{C} < \theta \leq 1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ arasında;

$$c_p(\theta) = 1100\text{ (J/kgK)} \quad (3.26)$$

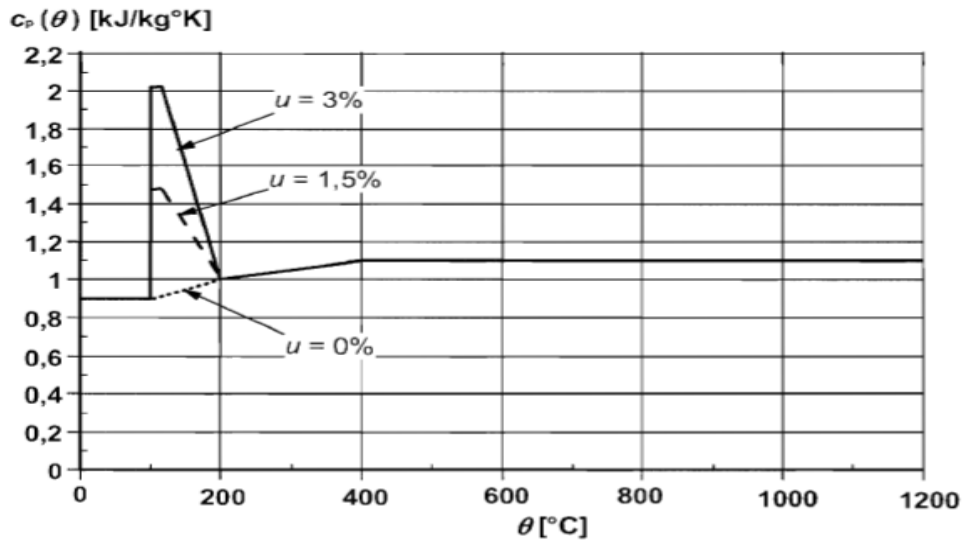
Özgül ısının pik yaptığı noktalar nem oranına göre değişiklik göstermektedir. Özgül ısı pik noktası ($c_{p,\text{peak}}$), $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ile $115\text{ }^{\circ}\text{C}$ arasında meydana gelmektedir. $115\text{ }^{\circ}\text{C}$ ile $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ arasında ise lineer olarak azalmaktadır. Pik noktası nem oranlarına göre;

$$c_{p,\text{peak}} = 900\text{ J/kgK (nem oranı \%0)}$$

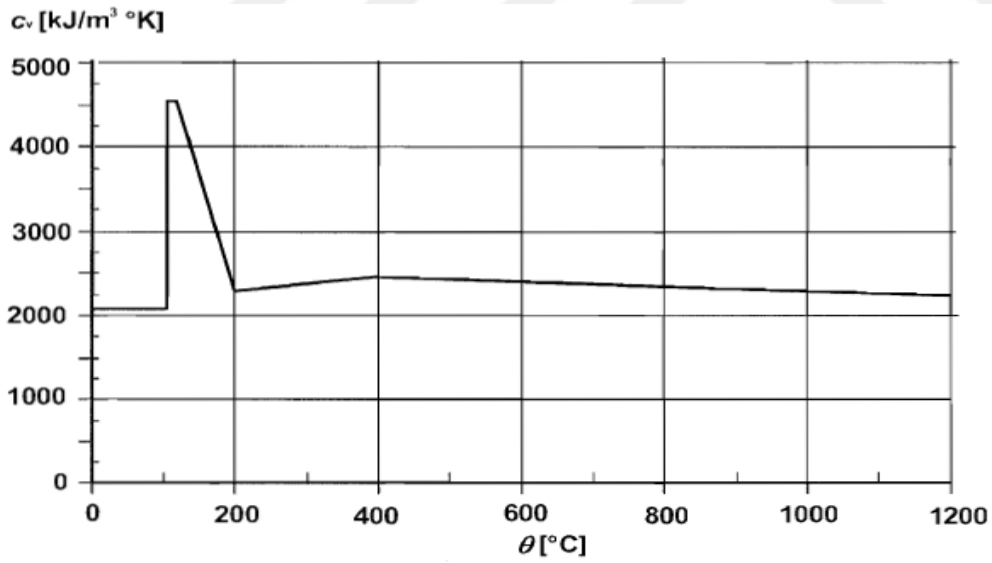
$$c_{p,\text{peak}} = 1470\text{ J/kgK (nem oranı \%1,5)}$$

$$c_{p,\text{peak}} = 2020\text{ J/kgK (nem oranı \%3,0)}$$

değerlerini almaktadır. Şekil 3.12'de sırasıyla %0, %1,5 ve %3 nem oranlarına sahip betonların özgül ısılarının sıcaklıkla ilişkisi gösterilmiştir. Şekil 3.13'te ise %3 nem oranına ve 2300 kg/m^3 yoğunluğa sahip bir betonun volumetrik özgül ısısının ($c_v(\theta)$) sıcaklıkla ilişkisi gösterilmektedir. İki şekilde de özgül ısının sıcaklık ile doğru orantılı olduğu gözlemlenmiştir.



Şekil 3.12 Beton özgül ısı-sıcaklık ilişkisinin farklı nem oranlarındaki gösterimi
(EC2 EN 1992-1-2)



Şekil 3.13 Beton volumetrik özgül ısısının sıcaklık ile ilişkisi (EC2 EN 1992-1-2)

4 YANGIN STANDARTLARI, SENARYOLARI VE TEST YÖNTEMLERİ

Yangın eğrilerini, senaryolarını ve standartlarını bilmek yapısal tasarım ve yapının dinamik ve statik tepkisini öngörebilmek açısından önemlidir. Çalışmanın bu kısmında betonarme elemanların ve yapıların yangına maruz kalması durumunda gösterebileceği tepkileri daha iyi anlayabilmek için yangın standartları, senaryoları, eğrileri ve literatürde uygulanmış bazı yangın test yöntemleri incelenmiştir.

4.1 Betonarme Yapılarda Yangın Senaryoları ve Eğrileri

Her bir betonarme yapı türü için, sıcaklık-zaman ilişkisine bağlı yangın eğrileri tasarlanabilir. Bu eğriler yapılarda yangın güvenliği tasarımını oluşturmak için önemlidir. Yapılar eğriler doğrultusunda belirlenen bir ısı yüküyle birtakım yangın testlerine maruz bırakılabilir. Yapılan termal analizler sonucu görülmüştür ki hava kütlelerindeki ısı artışı ve pencere, kapı gibi elemanlardan etkileyen radyasyon ve konveksiyon sebebiyle oda içindeki duvar ve nesnelere ısı kaybı meydana gelir. Son yıllarda yapılarda oluşabilecek yangın eğrilerini ve senaryolarını saptamak için birçok çalışma yapılmıştır. Yapısal analiz, test ve tasarımda kullanılan yangın eğrileri, gerçek yangınlardaki deneyimlere dayandırılarak elde edilmiştir. Uygulandıkları alanlara bağlı olarak; binalar, açık deniz-petrokimya endüstrisi ve tüneller olmak üzere 3 kısma ayrılırlar. Bu bölümde bu yangın eğrileri ve onlara bağlı olarak gerçekleşen farklı yapılardaki yangın senaryoları incelenmiştir.

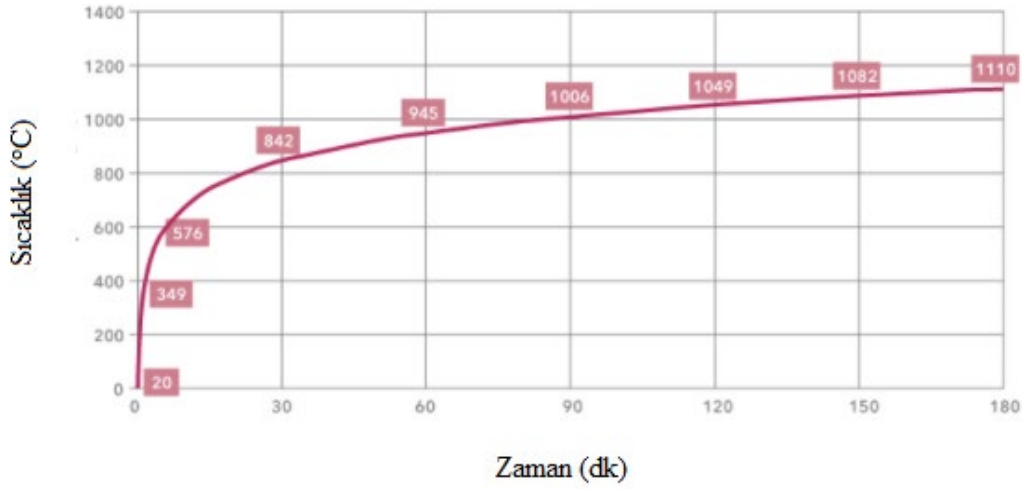
4.1.1 Binalardaki Yangın Senaryoları ve Eğrileri

Binalardaki yangın senaryolarında, birden çok ulusal standarda bağlı olarak BS 476 ve ISO 834 gibi selülozik sıcaklık-zaman eğrilerinin etkidiği göz önüne alınır. Bu eğriler genel bina malzemelerinin ve binanın içindeki malzemelerin yanma hızına bağlıdır. Sıcaklık artış oranları sıcaklık-zaman grafikleriyle

bağıntılı olarak denklemlere indirgenmiştir. ISO 834 selülozik yangın eğrisinin sıcaklık artış oranı;

$$T = T_0 + 345 \log (8t + 1) \quad (4.1)$$

denkleminde bağıntılıdır. Şekil 4.1’de selülozik selülozik yangın eğrilerinin sıcaklık-zaman ilişkisine bağlı değişimi gösterilmiştir (Promat, 2020).



Şekil 4.1 Selülozik yangın eğrisi (Promat, 2020)

Yangın fırınlarında yapılan testler sonucu elde edilen selülozik eğriler, standart bir bina yangınında meydana gelen yangın eğrilerini temsil ederler. Selülozik yangın eğrilerinden olan BS 476’da sıcaklık dakikada 27.4 °C artar yani, bu artış 30 dakikada 20 °C sıcaklığa sahip bir yapının sıcaklığının 842 °C’ye yükselebileceği anlamına gelir. Bu eğride yangın büyüdüğü ve tam büyümeye ulaştığı sırada yalnız bir maruz kalma koşulu vardır ve son bir sönüm aşamasına sahip değildir. Fırın yangınlarıyla gerçek yangınlar karşılaştırıldığında; gerçek yangınlar daha yavaştır yani büyüme aşaması daha uzun sürer ancak sıcaklık fırın sıcaklıklarına göre daha yüksek seviyelere ulaşabilir. Bu sebepten ötürü, standart yangın eğrileri büyük şiddetteki yangınları temsil eder, ancak en büyük şiddetteki yangın durumlarını tam olarak taklit edemezler (Khoury, 2000).

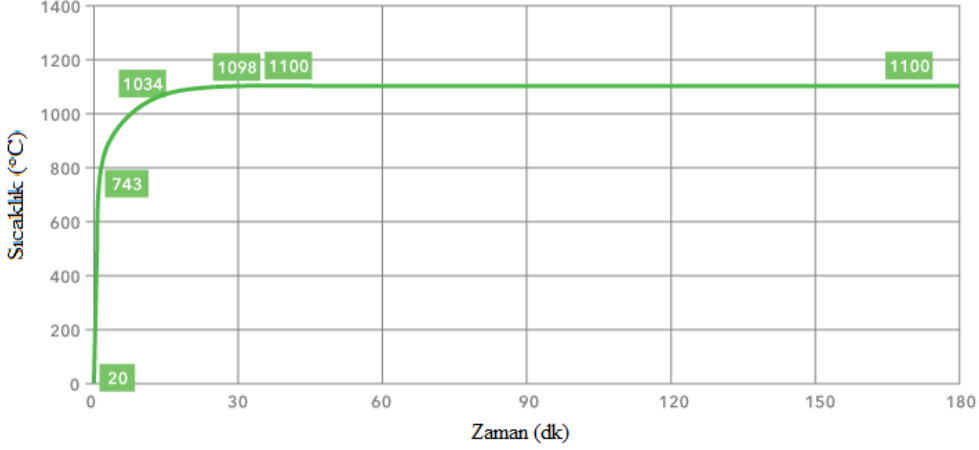
4.1.2 Açık Deniz Yapıları – Petrokimya Endüstrisinde Yangın Senaryoları ve Eğrileri

1970'lerde, bir petrol şirketi olan "Mobil", hidrokarbon yakıt yangınları üzerine araştırma yapmış ve yangının dakikada 176 °C artarak, 5 dakikada 900 °C'ye ulaştığını gözlemlemişlerdir. Yangının pik noktasını 1100 °C olarak tespit ettikleri hidrokarbon yangın eğrisini belirlemişlerdir. Araştırmanın sonucunda, açık denizdeki yapılarda ve petrokimya endüstrisinde yangından korunmak için kullanılan malzemelerde yangın testi uygulamalarının ilk adımlarını atmışlardır.

Selülozik eğriler uzun yıllar kullanıldıktan sonra, petrol gazı veya kimyasalların yanma oranlarının, kereste veya kâğıt gibi selülozik bir malzemenin yanma oranından çok daha fazla olması sebebiyle bu tür yangın kaynaklarının olduğu yangınlarda kullanılamayacakları tespit edilmiştir. Bu sebepten ötürü petrokimya endüstrisinde yangın testlerinin yapılabilmesi için farklı bir yaklaşım geliştirilmiş ve hidrokarbon eğrisi elde edilmiştir. Hidrokarbon eğrisi, araba yakıt depoları, petrol tankerleri veya kimyasal tankerler gibi küçük ölçekte petrol yangınlarının meydana gelebileceği olaylarda kullanılmaktadır. Hidrokarbon eğrisi standart bir yangın eğrisine dayansa da petrokimyasal yakıt türleriyle ilgili çok fazla miktarda yangın tipi vardır. Hidrokarbon yangın eğrilerinde sıcaklık artış oranı;

$$T = T_0 + 1080 (1 - 0,325 e^{-0,167t} - 0,675 e^{-2,5t}) \quad (4.2)$$

bağıntısı kullanılarak bulunur. Şekil 4.2'de sıcaklık-zaman ilişkisi doğrultusunda bir hidrokarbon eğrisi gösterilmektedir (Promat, 2020).



Şekil 4.2 Hidrokarbon yangın eğrisi (Promat, 2020)

4.1.3 Tünellerde Yangın Senaryoları ve Eğrileri

Bugüne kadar gerçekleşen tünel yangınlarından yola çıkarak, tünel yangınları senaryosunun oluşturulmasında farklı yangın eğrileri gerektiği sonucuna varılmıştır. Bu tünel yangınlarının daha iyi anlaşılabilmesi için Almanya’da RABT-ZTV yangın eğrileri ve Hollanda’da RWS yangın eğrisi geliştirilmiştir. Her ne kadar bu yangın eğrilerinde sıcaklığın sırasıyla 1200 °C-1350 °C’lere yükseleceği kabul edildiyse de son yıllarda gerçekleşen Manş Tüneli (1100 °C), Danimarka’daki Büyük Kemer (800 °C), Fransa’daki Mont Blanc Tüneli (1000 °C) ve Avusturya’daki Tauern Tüneli (1000 °C) yangınlarında ölçülen maksimum sıcaklıklar, bu sıcaklıkların altında kalmıştır (Khoury, 2000).

RABT eğrileri Almanya’da “Eureka Projesi” ve ona benzer test programlarından yararlanılarak oluşturulmuştur. RABT-ZTV eğrilerinde sıcaklık dakikada 240 °C artarak 5 dakika içinde 1200 °C’leri bulmaktadır. Ancak diğer eğrilerle kıyaslandığında 1200 °C’deki maruziyet süresi daha kısa sürmektedir. Bu tip yangınlarda araba yangınları için sıcaklığın düşüşe geçmesi 30. dakikada, tren yangınları içinse 60. dakikada başlamaktadır. Bu tip yangın eğrisine kalmış yapılarda soğutma işlemi için 110 dakika harcanmaktadır. RABT-ZTV yangın eğrisine maruz kalmış numunelerin donatı sıcaklığında 300 °C veya daha fazla bir

sıcaklık ölçülmesi başarısızlık kriteri olarak kabul edilmektedir. RABT-ZTV yangın eğrilerinin araba yangınları ve tren yangınlarına göre sıcaklık artış oranı Tablo 4.1 ve Tablo 4.2’de gösterilmiştir (Promat, 2020).

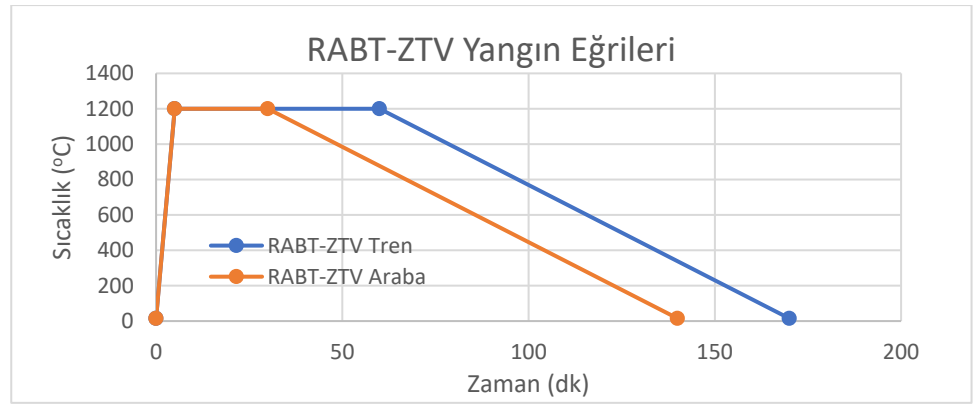
Tablo 4.1 Tren yangınları için RABT-ZTV sıcaklık artış miktarı (Promat, 2020)

Tren yangını	
Zaman (dk)	Sıcaklık (°C)
0	15
5	1200
60	1200
170	15

Tablo 4.2 Araba yangınları için RABT-ZTV sıcaklık artış miktarı (Promat, 2020)

Tren yangını	
Zaman (dk)	Sıcaklık (°C)
0	15
5	1200
30	1200
140	15

Şekil 4.3’de ise RABT-ZTV yangın eğrilerinin araba ve tren yangınlarına göre sıcaklık-zaman ilişkisi gösterilmiştir.

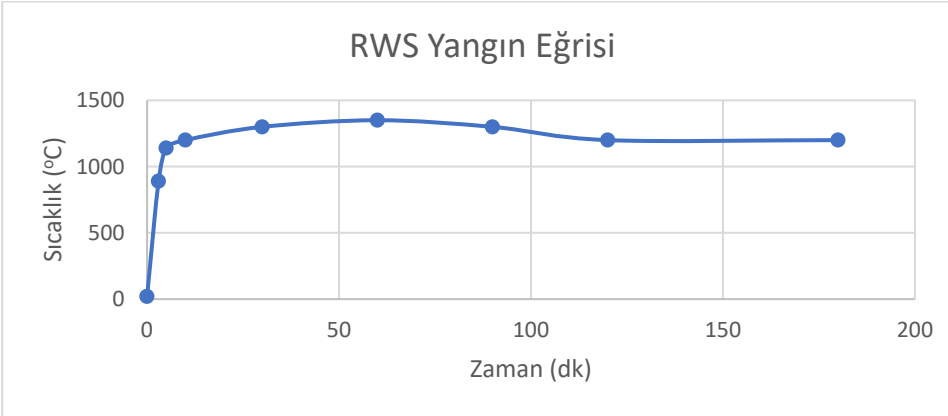


Şekil 4.3 RABT-ZTV yangın eğrileri

RWS eğrisi ise, Hollanda Ulaştırma Bakanlığı'nın (Rijkswaterstaat) geliştirmiş olduğu bir yangın eğrisidir. Bu yangın senaryosunda, 50 m³ petrol veya kimyasal taşıyan bir tankerin oluşturduğu, 120 dakika boyunca süren ve 300 MW'lık bir yangın yükü oluşturan en kötü yangın senaryolarından biri baz alınmaktadır. RWS yangın eğrisi, Hollanda Uygulamalı Bilimsel Araştırma Organizasyonu'nun 1979 yılında gerçekleştirdiği testler baz alınarak ileri sürülmüştür. RWS eğrisi, karayolları tünelleri için oluşturulan bir yangın eğrisidir ve Norveç'te yer alan Runehamar Tüneli'nde yapılan birebir ölçekli testler vasıtasıyla doğruluğu ispatlanmıştır. RWS yangın eğrisinin sıcaklık artış oranı Tablo 4.3'te ve sıcaklık-zaman ilişkisi grafiği Şekil 4.4'te gösterilmiştir (Promat, 2020).

Tablo 4.3 RWS yangın eğrisi sıcaklık artış miktarı (Promat, 2020)

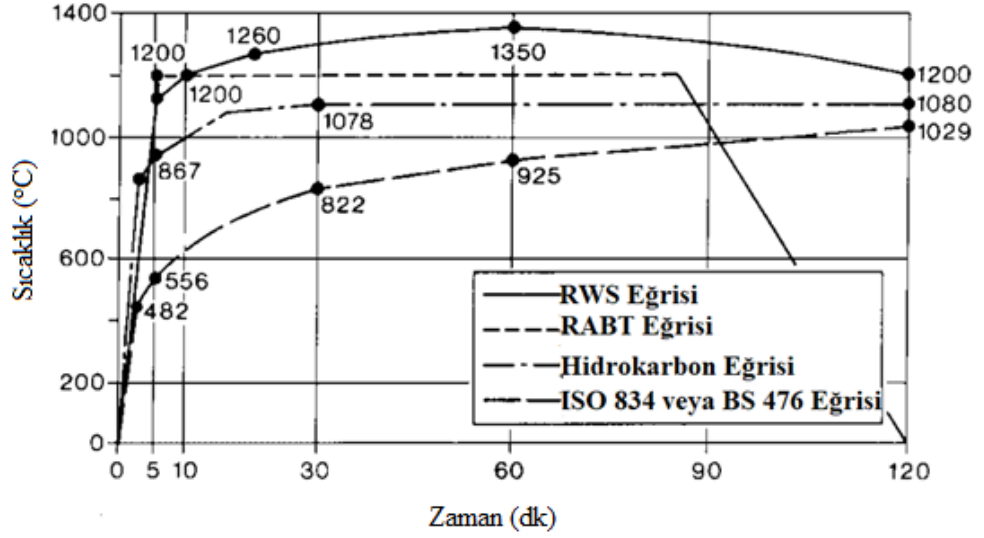
RWS	
Zaman (dk)	Sıcaklık (°C)
0	20
3	890
5	1140
10	1200
30	1300
60	1350
90	1300
120	1200
180	1200



Şekil 4.4 RWS yangın eğrisi sıcaklık-zaman ilişkisi

4.1.4 Yangın Eğrilerinin Karşılaştırılması

Şekil 4.5'te şu ana kadar incelenen bütün yangın eğrilerinin tek bir sıcaklık-zaman grafiği altında toplandığı durumu göstermektedir.

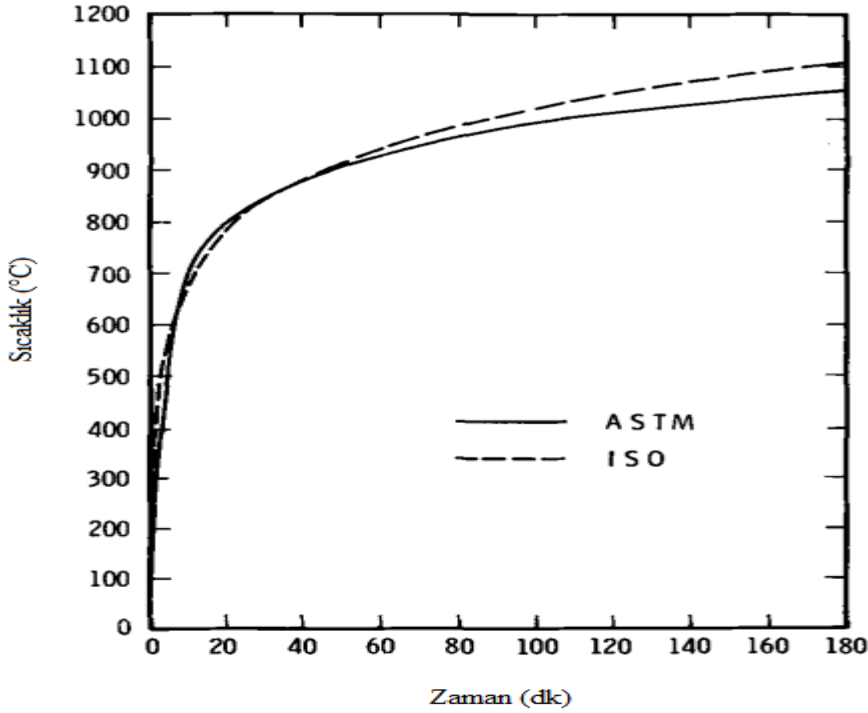


Şekil 4.5 Yangın eğrileri sıcaklık-zaman ilişkisi grafiği (Khoury, 2000)

4.2 ISO 834 ve ASTM E119 Yangın Standartları

ISO 834 ve ASTM E119 yangın standartları birbirlerine çok benzer standartlardır. Yine de aralarında birkaç fark bulunmaktadır. ASTM E119 standardında test sırasında ısı ölçerler sıcaklığa dayanıklı tüpler yardımıyla korunurken, ISO 834 standardında ısı ölçerler açıkta bırakılmıştır. Bu iki standardın yangın eğrileri birbirlerine çok benzese de pik sıcaklıkları farklıdır (Şekil 4.6). ASTM E119 standardının pik sıcaklığı yaklaşık 1050 °C iken, ISO 834'ün ise yaklaşık 1100 °C'dir. ISO 834'te yangın fırınları kullanılarak yapılan testlerde ısı ölçerler ve yangın fırını arasındaki ısı değişimi ışımsal olarak gerçekleşir, bu sebeple ısı ölçerlerin ölçtüğü sıcaklık; yangın fırını yüzeyleri ve test edilen numune tarafından oluşturulan sınırlardaki sıcaklık ile ortaya çıkan gazların oluşturduğu sıcaklık arasında kalan nominal bir sıcaklıktır. Yangını fırını sınırları bu nominal sıcaklığa yaklaştığında; iletkenliği, yoğunluğu ve termal absorbe edebilme gücü

çok az miktarlardadır. Ancak yangın fırını sınırları ile gazlar ele alındığında bu iki parametrenin arasındaki radyasyon ve konveksiyon çok büyük miktarlardadır. ASTM E119 standardı testlerinde ısı ölçerler koruma tüpleri içerisinde olduğu için sıcaklık artışı gerçekleştiğinde ölçüm tepkileri gecikmeli olabilmektedir. Bu nedenle ilk 15 dakika boyunca fırının nominal sıcaklık artışı dik bir eğimle gerçekleşmekte ve ASTM E119, ISO834 standartları yangın eğrilerine göre sıcaklık artış oranı daha fazla olmaktadır. Ancak zaman geçtikçe ASTM E119 ısı ölçerlerinden veri akışı oldukça, nominal fırın sıcaklığı ISO 834 eğrisine yakın değerlerde ölçülecektir. Sonuç olarak ISO 834 ve ASTM E119 birbirlerine yakın standartlardır ve yangın eğrilerinden de görüleceği üzere hemen hemen 50 dakika sonra aynı değeri almaktadırlar.

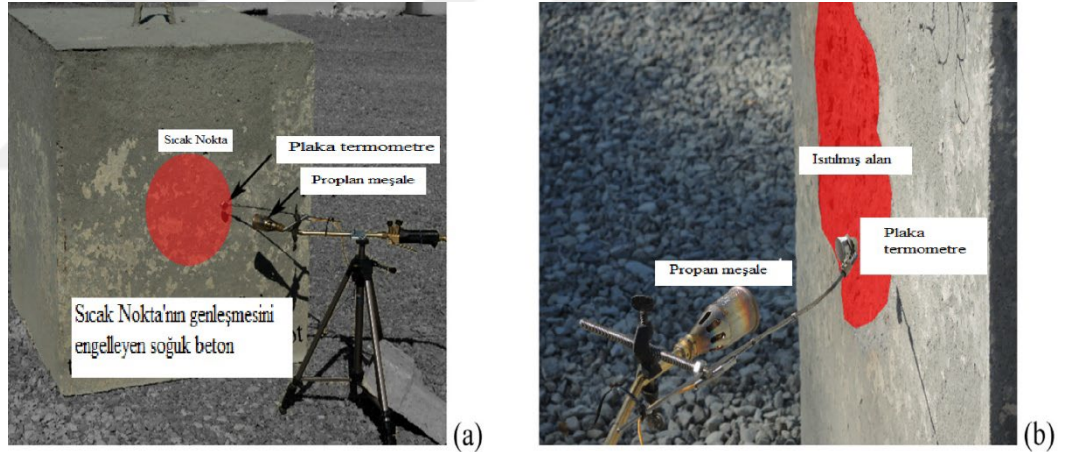


Şekil 4.6 ISO 834 ve ASTM E119 standartları yangın eğrilerinin sıcaklık-zaman ilişkisinin karşılaştırılması

4.3 Yangın Test Yöntemleri

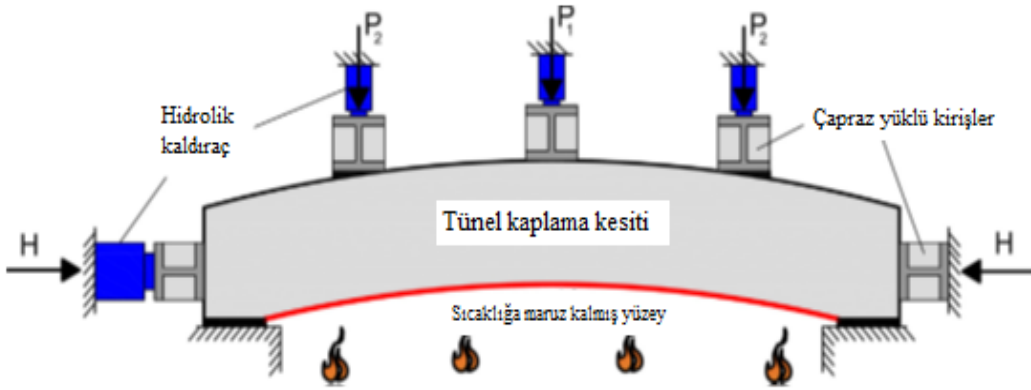
Yangını simüle edebilmek için kullanılan yöntemler genellikle yüksek sıcaklığa ulaşabilen fırınlarda sıcaklığın kademeli bir şekilde artırılması sonucu elemanların yangın davranışlarının incelendiği yöntemlerdir. Yangın yapıdaki betonarme elemanların her bölümüne aynı şekilde etki etmediği için yapılan testlerin yangın standartlarına ve senaryolarına uygun bir şekilde gerçekleştirilmesi ve testlerin yorumlanırken bu etmenlere dikkat edilmesi önemlidir.

Yangın test yöntemlerinden biri “Sıcak Nokta” test yöntemidir. Bu test yönteminde beton küp numuneye bir noktadan 86 kW’lık propan tüplü meşalesi ile sıcaklık verilerek numunedeki mekanik ve fiziksel değişiklikler incelenir (Şekil 4.7).



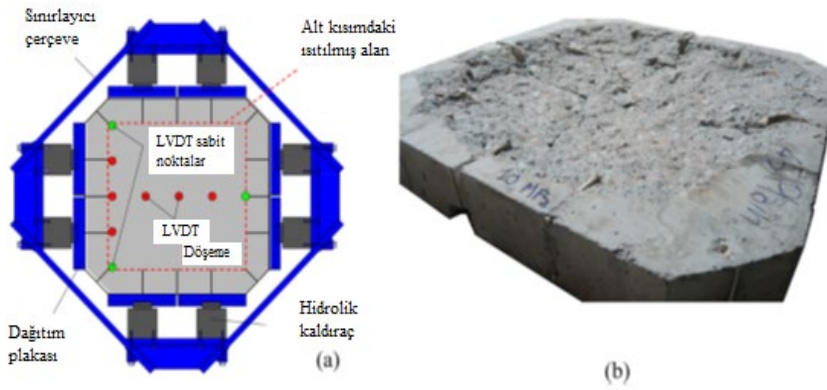
Şekil 4.7 Sıcak Nokta yangın test yöntemi (Lo Monte et al., 2019)

Bir başka test yöntemi ise “Tam Ölçekli” yangın test yöntemidir. Bu yöntemde birebir ölçekli olan iki ucu mesnetli bir kiriş alt bölgesinden ısıtılırken üst ve yan kısımlarından ise yüklemeye maruz bırakılır. Bu test yönteminde amaç gerilme ve sıcaklığın birlikte numune üzerindeki etkisini saptamaktır. Isıtma aşamasında yangın eğrisi RWS yangın eğrisi baz alınarak gerçekleştirilir. Gerçek yangın durumuna en yakın durumu simüle edebilen test yöntemi bu olarak belirlenmiştir. (Şekil 4.8).



Şekil 4.8 Tam Ölçekli yangın test yöntemi (Lo Monte et al., 2019)

Bir diğer yangın test yöntemi ise “İki Eksenli Yüklemeli” test yöntemidir. Numune alt kısımlarından ısıtılırken, yan kısımlarından yüklemeye maruz bırakılır. Tam Ölçekli testteki gibi gerilme ve yangın yükü bir aradadır ancak gerilme sadece yan yüzeylerden verilir.



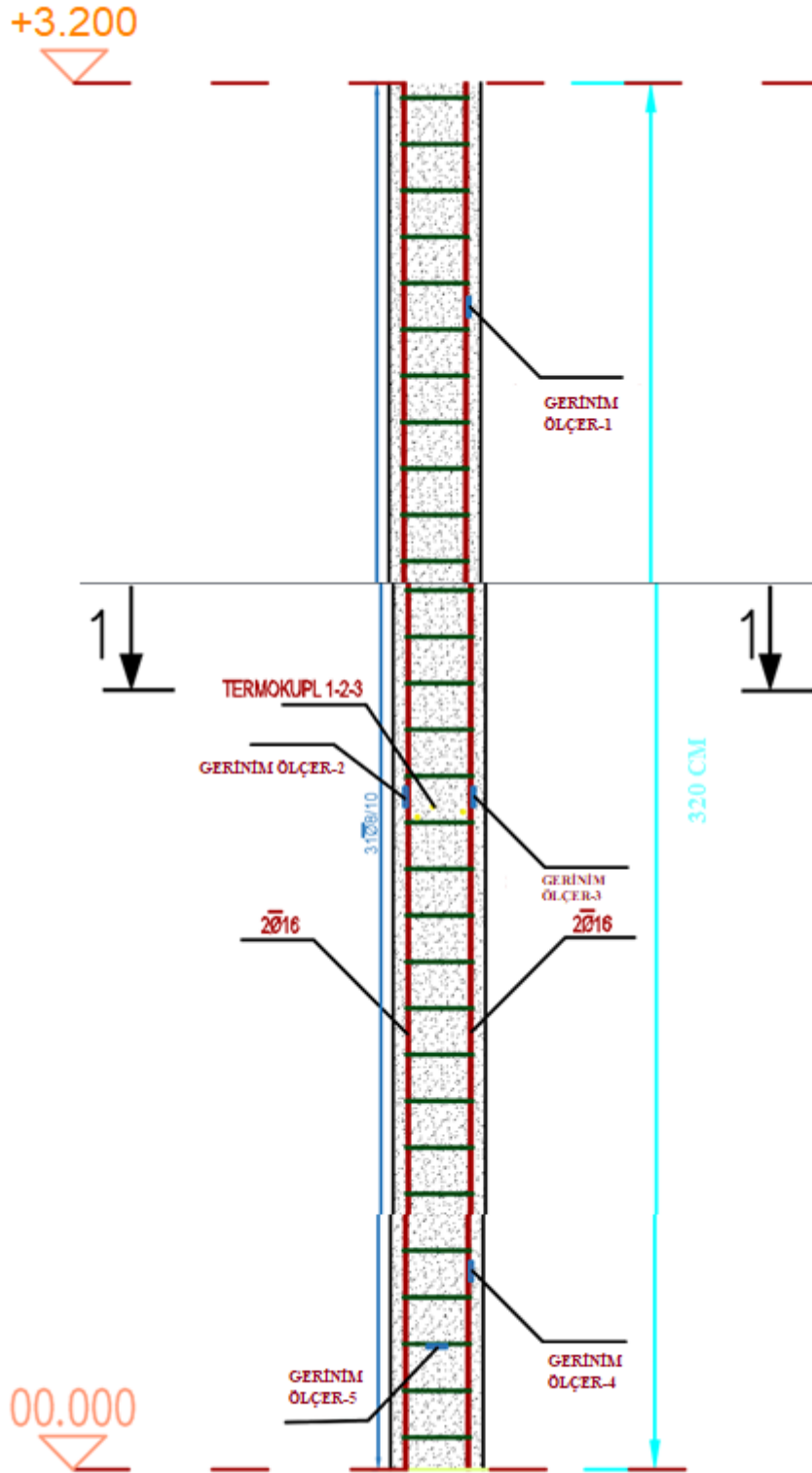
Şekil 4.9 İki Eksenli Yükleme ile yangın test yöntemi (Lo Monte et al., 2019)

5 DENEYLERDE KULLANILAN MALZEMELER VE YÖNTEMLER

Çalışmanın bu bölümünde deneysel modal analizde ve yangın deneylerinde kullanılan malzemeler ve yöntemlerden bahsedilmiştir.

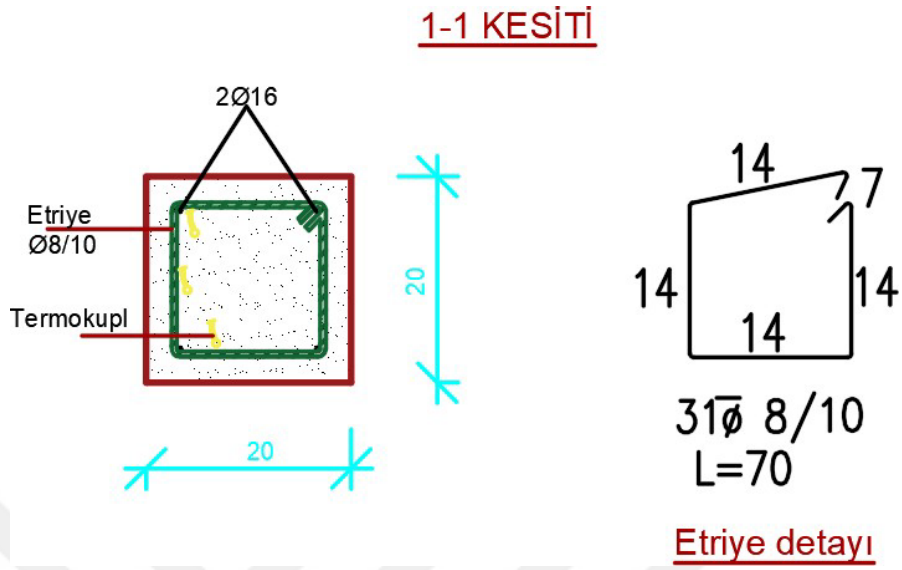
5.1 Betonarme Numunelerin Hazırlanmasında Kullanılan Malzemeler ve Yöntemler

Betonarme elemanlar üzerinde yangın öncesi ve yangın sonrası gerçekleştirilecek deneysel modal analiz deneyleri için öncelikle 4 adet 20x20x320 cm³'lük betonarme eleman numunesi Ege Üniversitesi İnşaat Laboratuvarı'nda hazırlanmıştır. Numunelerin donatılarında ve etriyelerinde S420 betonarme çeliği ve numunelerde beton olarak C30 beton sınıfındaki beton kullanılmıştır. Numunelerin her birine 4 adet Ø16'lık betonarme çeliği ve 31 adet Ø8'lik etriye 10 cm aralıklarla yerleştirilmiştir. Donatılar yerleştirildikten sonra etrafında ısı yalıtımı bulunan 3 adet termokupl ve 5 adet gerinim ölçer donatıların üzerine yerleştirilmiştir. Bu işlemlerin ardından beton dökme işlemi gerçekleştirilmiştir. Numunelerin kesit detayları, yerleşimleri, donatıların bağlanması, termokupl ve gerinim ölçerlerin yerleşimleri ve beton dökümü için kalıpların yerleştirilmesi süreçleri Şekil 5.1 ve 5.2'de gösterilmiştir.



Şekil 5.1 Numunelerin boyu, donatı detayları, termokupl ve gerinim ölçerlerin yerleşimi

a)



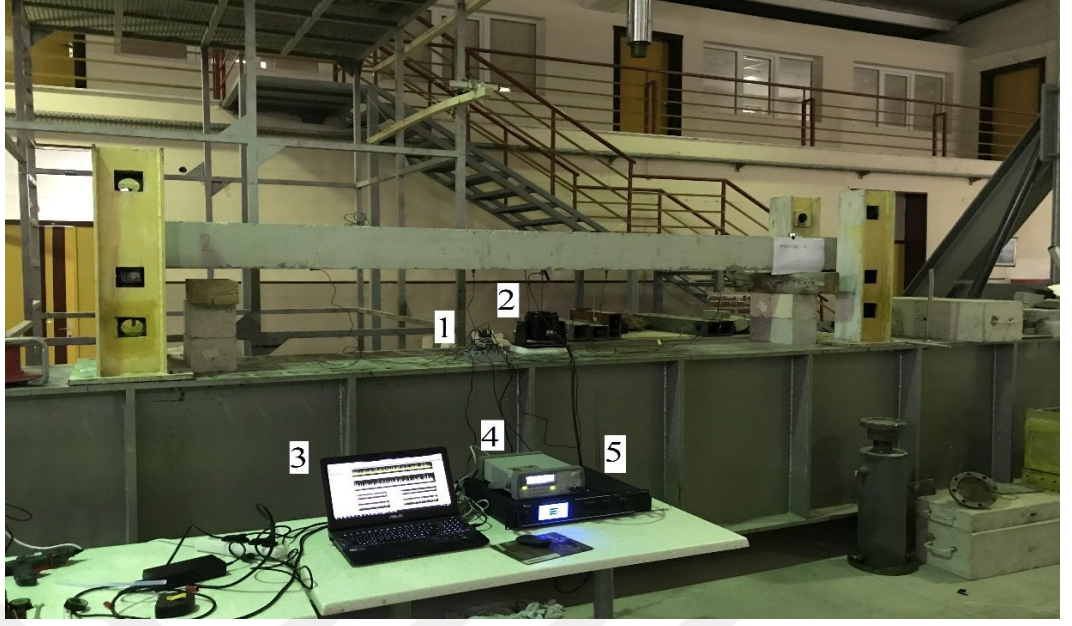
b)



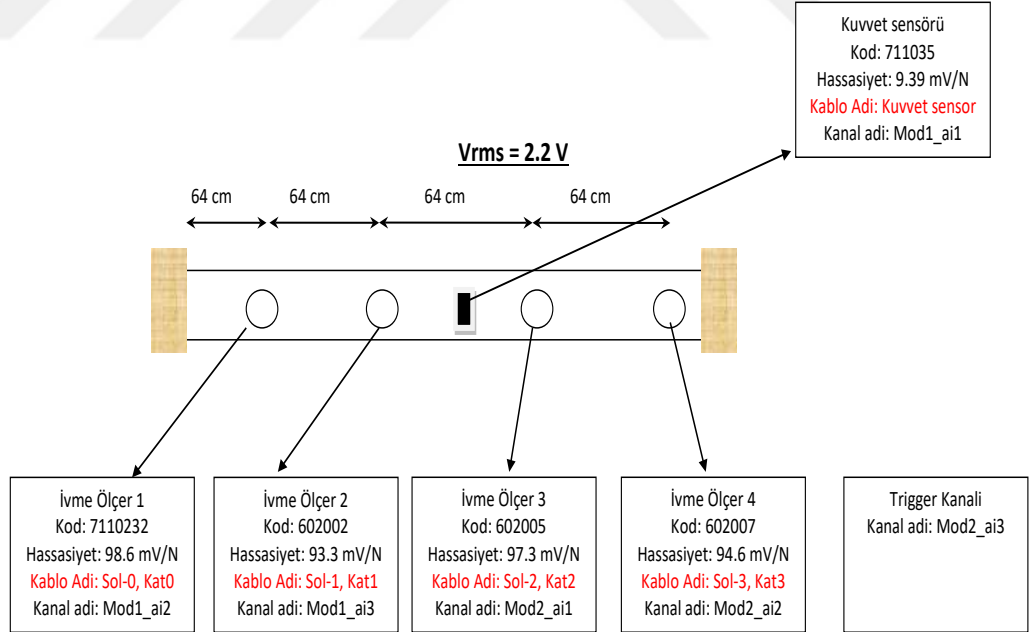
Şekil 5.2 a) Numunelerin kesit detayı b) Donatıların bağlanması ve kalıpların yerleştirilmesi

5.2 Yangın Öncesi Deneysel Modal Analiz

Yangın öncesi deneysel modal analiz deneyi için numuneler sırayla basit mesnetli olmak üzere konumlandırılmışlardır. Daha sonra ince bir epoksi tabakası yardımıyla NI cDAQ-9174 Veri Alım Cihazıyla bağlantılı 4 adet ivme ölçer 640 mm aralıklarla numunenin alt kısmına bağlanmışlardır. Numunenin orta kısmına Modal Titreştirici yerleştirilmiştir. Bu titreştirici YMC LA-100 Güç Amplifikatörüne, amplifikatör Agilent 33210A 10MHz Sinyal Üreticisine, sinyal üreticisi ise bilgisayara bağlanmıştır. Deney şu şekilde gerçekleşmiştir: önce MATLAB programı yardımıyla bilgisayarda oluşturulan 0-350 Hz arası rasgele sinyaller, sinyal üreticiye gönderilmiştir. Sinyal üreticide dijitalden analoga çevrilen bu sinyaller amplifikatöre aktarılmıştır. Amplifikatöre aktarılan bu sinyallerin gücü, amplifikatör tarafından 2.1 RNS kadar artırılıp buradan modal titreştiriciye aktarılmıştır. Modal titreştiriciye bağlı ucunda kuvvet sensörü olan demir çubuğun oluşturduğu zorlanmış titreşimler ivmeölçerler tarafından ölçülmüştür. Ölçülen bu veriler veri alım cihazına aktarılmıştır. Veri alım cihazından gelen bu veriler LabVIEW 2011 programı yardımıyla bilgisayarda toplanmıştır. Her bir numune için 18 adet veri toplanmıştır.



Şekil 5.3 Yangın öncesi deneysel modal analiz deneyi 1) Veri toplama cihazı 2) Modal titreştirici 3) Bilgisayar 4) Sinyal üretici 5) Ampifikatör



Şekil 5.4 İvmeölçerlerin yerleşimleri



Şekil 5.5 İvmeölçerlerin yerleri ve kuvvet sensörü 1) İvmeölçer-1 2) İvmeölçer-2
3) Kuvvet sensörü 4) İvmeölçer-3

Benzer işlemler 5 mm'lik kılavuz açılmış darbe çekici yardımıyla serbest titreşim için de tekrarlanmıştır. Ancak serbest titreşim deneylerinde kuvvet sensörü bağlanılan çekiç tez yazarı tarafından her bir numune için 40 vuruş olarak tekrarlanmıştır. Bu deneylerde amplifikatör, sinyal üretici veya modal titreştirici kullanılmamıştır.



Şekil 5.6 Serbest titreşim deneyleri için kullanılan darbe çekici



Şekil 5.7 Ucuna kuvvet sensörü bağlanmış darbe çekici

5.3 Yangın Deneyleri

Yangın öncesi deneysel modal analiz gerçekleştirilen numuneler daha sonra 20 adet 15x25x60 cm³'lük gaz beton ve 100 adet yangın kiremit tuğlası ısı dağılımını ve dışarıya yayılmasını engelleyecek şekilde yerleştirilmiştir. Daha

sonra her bir numune basit mesnetli olacak şekilde bu düzeneğin içerisine yerleştirilmiştir. Bu işlem sonrasında başlığı 5 cm çapa sahip, uzunluğu 75 cm olan Turbo Tetikli İzolasyon Şalome – Pürmüz ve 4 adet 12 kg LPG tüp yardımıyla numuneler 90 dakika boyunca alt yüzeylerinden yüksek sıcaklıklara maruz bırakılmışlardır. Numunelerin dış yüzey sıcaklıkları LYK 8010H Kızılötesi Çift Lazerli Termometre aracılığıyla, iç sıcaklıkları ise termokuplların Extech True RMS Multimetre 430 bağlanması vasıtasıyla her 15 dakikada bir ölçülmüştür.



Şekil 5.8 Numunelerin düzeneğe yerleştirilmesi



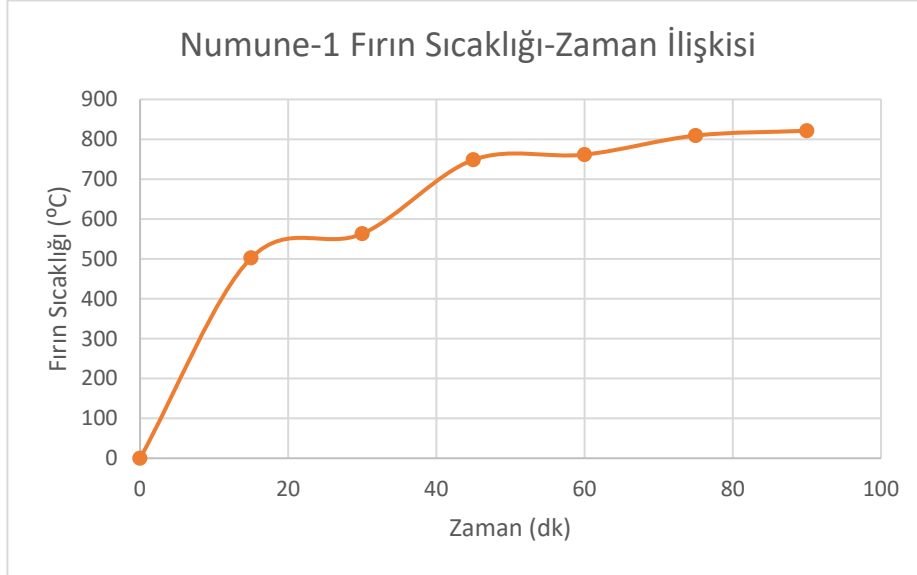
Şekil 5.9 Yangın deneyleri

Yangın deneyleri süresince ölçülen her 15 dakikada bir ölçülen sıcaklıklar numunelerin pozisyonlarına ve pürmüzün alev gücüne bağlı olarak değişkenlik göstermiştir. Numune-1 için pürmüz alev gücü yani yangın şiddeti diğer numunelere göre daha düşük seviye baz alınarak denenmiştir. Bu deneyin sonucunda numunenin dış maksimum sıcaklık düzeyi (Alt Yüzey) 500.7 °C olarak ölçülmüşken, iç maksimum sıcaklık düzeyi (Termokupl-3) 295 °C olarak ölçülmüştür.

Tablo 5.1 Numune-1 için sıcaklık-zaman değerleri

Numune-1					
Zaman (dk)	Karşı Yüzey Sıcaklık (°C)	Alt Yüzey Sıcaklık (°C)	Termokupl 1 (Sıcaklık (°C))	Termokupl 2 Sıcaklık (°C)	Termo Kupl 3 Sıcaklık (°C)
0	28	28.5	29	30	30
15	84.8	347.3	43	55	100
30	104.5	364.4	58	66	125
45	130.2	389.1	65	74	157
60	161.2	436.2	80	86	191
75	188.8	471.1	100	101	255
90	197.6	500.7	110	130	295

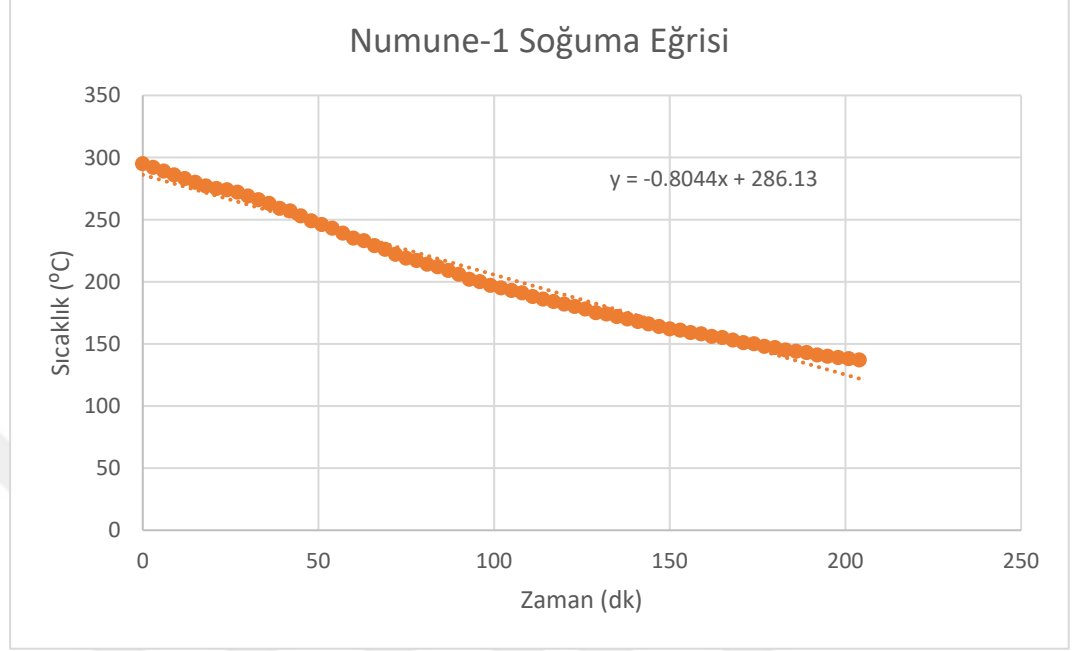
Numune-1 yangın şiddetine bağlı olarak için 90 dakika sonunda maksimum fırın sıcaklığı 821.4 °C olarak ölçülmüştür.



Şekil 5.10 Numune-1 için fırın sıcaklığı-zaman ilişkisi

Numune-1 için her 3 dakikada bir Termokupl-3 soğuma sıcaklıkları ölçülmüştür. Başlangıçta lineer bir şekilde dakikada 1 °C düşen sıcaklık zaman

geçtikçe 3 dakikada 1 °C derece düşecek biçimde lineer olmayan bir şekilde azalmıştır.



Şekil 5.11 Numune-1 için sıcaklık-zaman soğuma eğrisi

Numune-2 için ise alev gücü yani yangın şiddeti eldeki imkanlar dahilinde maksimum seviyeye çıkarılmış ve aynı deney tekrarlanmıştır. Bu deneyin sonucunda numunenin dış maksimum sıcaklık düzeyi (Alt Yüzey) 546.2 °C olarak ölçülmüşken, iç maksimum sıcaklık düzeyi (Termokupl-3) 374 °C olarak ölçülmüştür. İki değer de Numune-1'in değerlerine nazaran daha yüksek değerler elde edilmiştir.

Tablo 5.2 Numune-2 için sıcaklık zaman değerleri

Numune-2					
Zaman (dk)	Karşı Yüzey Sıcaklık (°C)	Alt Yüzey Sıcaklık (°C)	Termokupl-1 (Sıcaklık (°C))	Termokupl-2 Sıcaklık (°C)	Termokupl-3 Sıcaklık (°C)
0	29.5	29.7	30	30	30
15	94.6	389.5	42	44	138
30	104.9	405.2	71	76	227
45	130.3	432.2	95	95	242
60	152	481.5	103	109	308
75	172.7	520.4	111	121	352
90	197.2	545.2	126	140	374

Numune-3'ün pürmüz alev gücü, tıpkı Numune-2'de olduğu gibi eldeki imkanlar dahilinde maksimum seviyeye çıkarılmış ve ölçümler yapılmıştır. Bu deneyin sonucunda numunenin dış maksimum sıcaklık düzeyi (Alt Yüzey) 550.4 °C olarak ölçülmüşken, iç maksimum sıcaklık düzeyi ise (Termokupl-3) 374 °C olarak ölçülmüştür. Dış yüzey maksimum sıcaklığı Numune-2'ye göre daha fazla olsa da iç değer maksimum sıcaklığı Numune-2 ile eşit olarak ölçülmüştür.

Tablo 5.3 Numune-3 için sıcaklık-zaman değerleri

Numune-3					
Zaman (dk)	Karşı Yüzey Sıcaklık (°C)	Alt Yüzey Sıcaklık (°C)	Termokupl-1 (Sıcaklık (°C))	Termokupl-2 Sıcaklık (°C)	Termokupl-3 Sıcaklık (°C)
0	28.3	28.5	30	29	30
15	93	409	32	63	139
30	111	409.6	45	102	199
45	133.9	439.6	62	118	253
60	149.1	491.9	79	147	300
75	189.2	519.4	94	170	340
90	206.6	550.4	110	193	374

a)



b)



Şekil 5.12 a) Numune-3 60. dakikadaki alt yüzey dış sıcaklık değeri b) Numune-3 60. dakikadaki Termokupl-3'teki iç sıcaklık değeri

Numune-4'te ise; numune diğer numunelerden farklı olarak saat yönünün 90° ters yönüne çevrilip ancak 2 ve 3. Numunelerde olduğu gibi yine yangın şiddeti maksimum seviyede olacak şekilde yüksek sıcaklığa maruz bırakılmıştır. Bu deneyin sonucunda numunenin dış maksimum sıcaklık düzeyi (Alt Yüzey) 552.5 °C olarak ölçülmüşken, iç maksimum sıcaklık düzeyi ise (Termokupl-3) 129 °C olarak ölçülmüştür. Dış yüzey maksimum sıcaklığı diğer tüm numunelere göre daha fazla olsa da iç değer maksimum sıcaklığı termokuplların konumundan dolayı diğer tüm numunelerden daha az olarak ölçülmüştür.

Tablo 5.4 Numune-4 için sıcaklık zaman değerleri

Numune 4					
Zaman (dk)	Karşı Yüzey Sıcaklık (°C)	Alt Yüzey Sıcaklık (°C)	Termokupl-1 (Sıcaklık (°C))	Termokupl-2 Sıcaklık (°C)	Termokupl-3 Sıcaklık (°C)
0	29.9	30.4	30	30	31
15	131.7	446.1	32	49	58
30	150.1	462.1	48	78	82
45	170.6	476.2	61	91	94
60	189.4	501	79	106	106
75	204.5	528.8	92	110	115
90	220.3	552.5	113	129	129



Şekil 5.13 Numune-4 için 45. dakika iç ve dış sıcaklık değerleri

Yangın deneyleri boyunca numunelerin yapısal bütünlüğünde bozulma meydana gelmiştir. İlk 15 dakikada numunelerde betondaki su kaybı gözlemlenmiştir. Daha sonraki süreçlerde betonda soyulma, kararma, çatlaklar ve toz halinde dökülmeler meydana geldiği gözlemlenmiştir. Deney sonunda ise numunelerde orta kısımdan yerçekimi yönünde hafif bir eğilme olduğu fark edilmiştir.

a)



b)



c)



d)



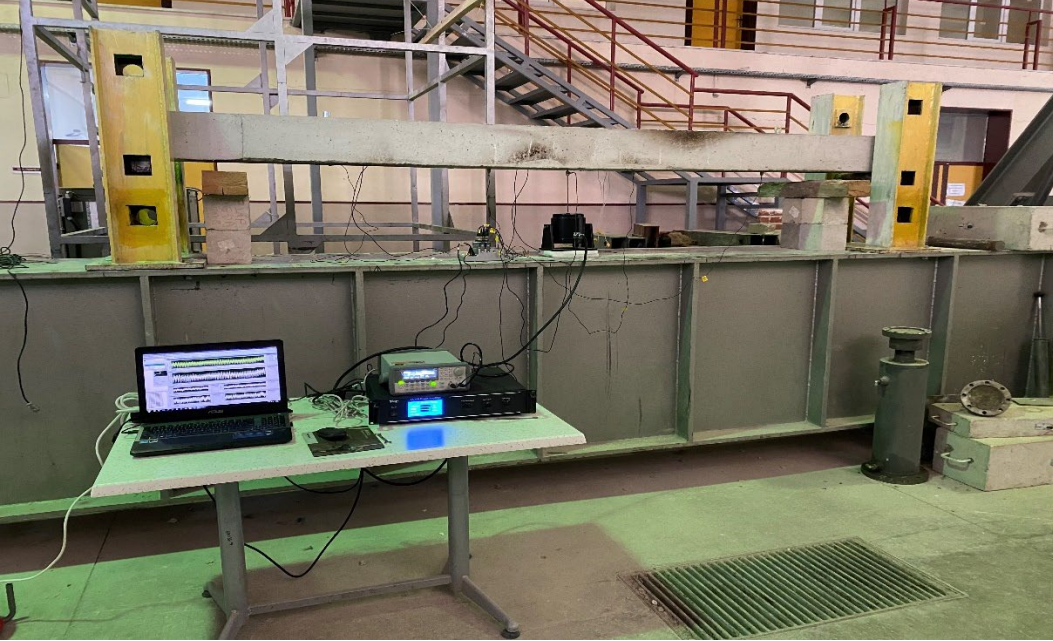
Şekil 5.14 Numunelerdeki bozulmalar a) Soyulma-toz haline gelme-dökülme b) Su kaybı c) Çatlaklar d) Kararmalar



Şekil 5.15 Numunelerin deney sonunda yerçekimi yönünde hafif eğilmesi

5.4 Yangın Sonrası Deneysel Modal Analiz

Yangın deneyleri sonrası numunelere yangın öncesi uygulanan deneysel modal analiz yöntemleri birebir şekilde uygulanmıştır. Daha sonra elde edilen frekans tepki fonksiyonları yangın öncesi ve sonrası olarak karşılaştırılmıştır.



Şekil 5.16 Yangın sonrası deneysel modal analiz

Modal titreştirici ile olan ölçümlerde yine Agilent 33210A 10MHz Sinyal Üretici, YMC LA-100 Güç Amplifikatörü ve NI cDAQ-9174 Veri Alım Cihazından faydalanılmıştır.



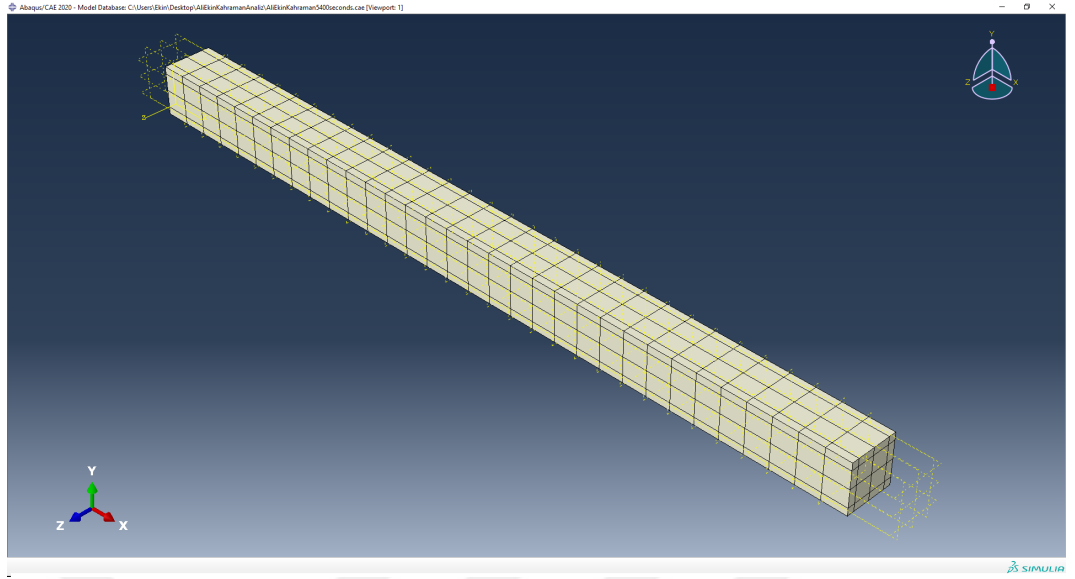
şekil 5.17 1) Agilent 33210A 10MHz Sinyal Üretici 2) YMC LA-100 Güç Amplifikatörü



Şekil 5.18 NI cDAQ-9174 Veri Alım Cihazı

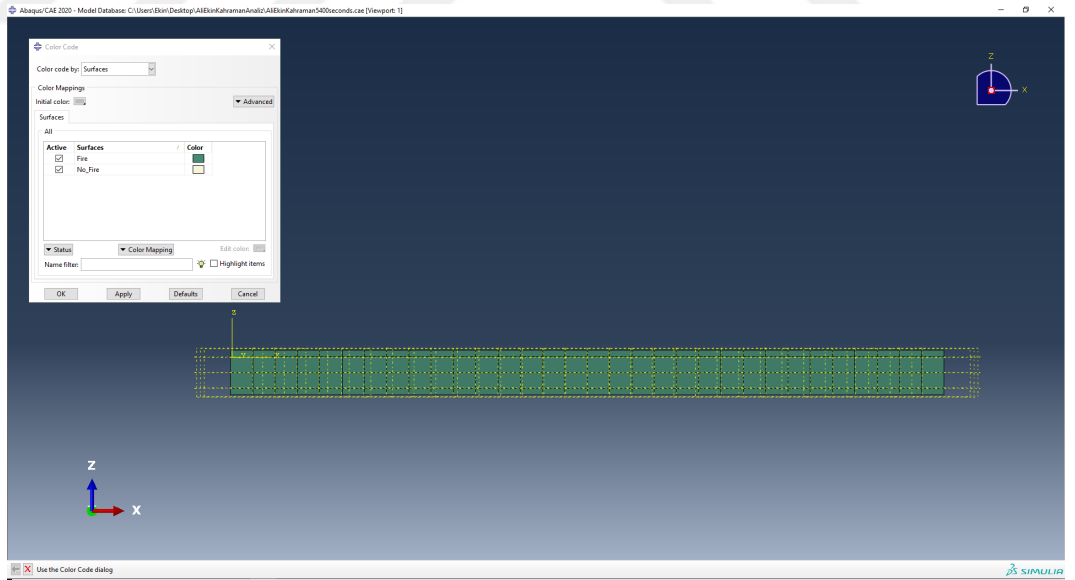
5.5 Deneyin Sonlu Elemanlar Yöntemiyle Analizi

Yangına maruz kalmış numunelerdeki modal analiz yöntemleriyle elde edilen doğal frekanstaki değişimlerinin doğruluğunun sağlanması, deneyin Abaqus CAE programında modellenmesi ve uygulanması ile gerçekleştirilmiştir. Bu yangın modellemelerinin diğer modellemelerden farkı; doğru sonuçları elde edebilmek için ev sahibi alan yani C30 beton kalıbı ile ona bağımlı olan alan yani S420 çelik donatıların arasındaki bağlantının uygun bir şekilde olabilmemesinin önemi büyüktür. Bunun için ev sahibi alanın içinde düğüm noktaları oluşturarak, bağımlı alanın o noktalar ile her noktada bağlantılı olması gerekmektedir. Aksi takdirde analiz gerçekleştirilememektedir. Ev sahibi alan ve bağımlı alan arasındaki bağlantı doğru bir şekilde sağlandıktan sonra yangın deneyi analizi başarılı bir şekilde gerçekleştirilmiştir.



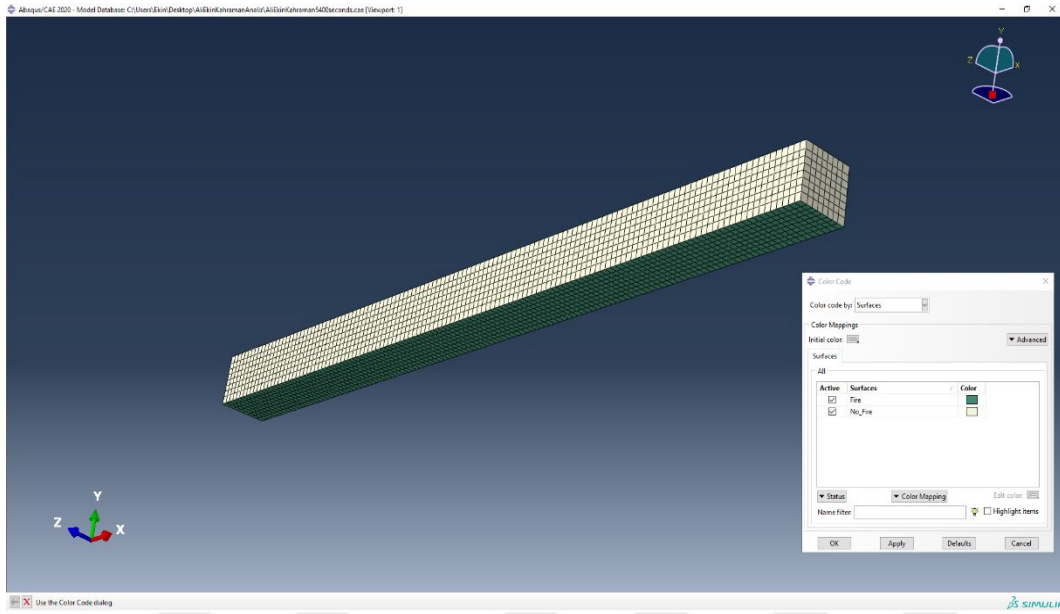
Şekil 5.19 Deneyin Abaqus CAE programında modellenmesi

Analiz gerçek deneye bağlı olarak numunenin alt kısmından ısıya maruz bırakılacak şekilde gerçekleştirilmiştir.



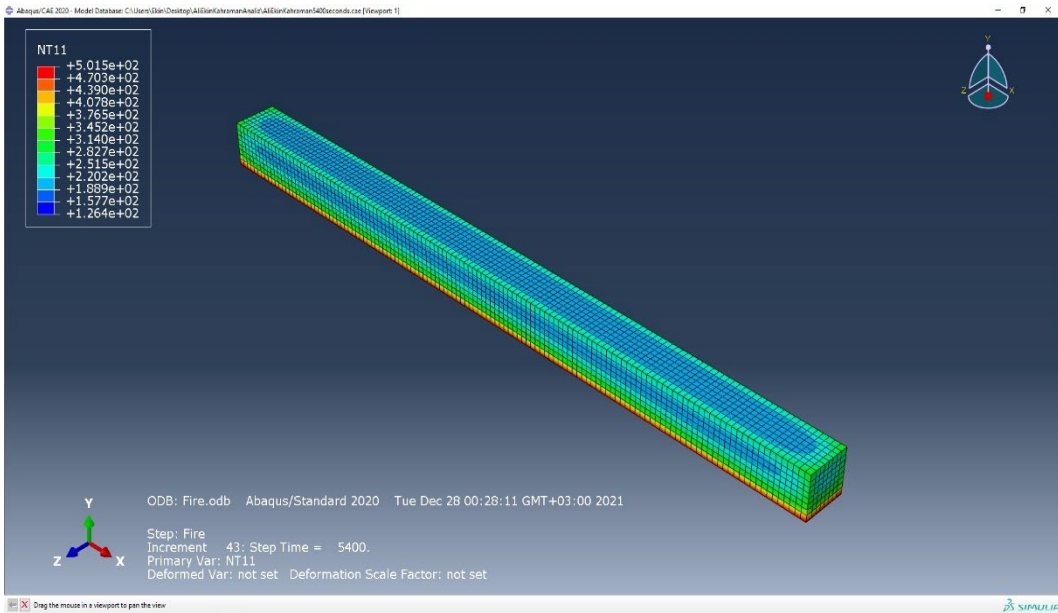
Şekil 5.20 Modelin yangına maruz bırakılmış kısmı

Numuneye meshleme işlemi gerçekleştirildikten sonra yangın analizi ve frekans analizi gerçekleştirilmiştir.



Şekil 5.21 Meshleme sonrası modelin görünümü

Deneyle bağlantılı olarak gerçekleşen yangın simülasyonu sonrası ısı dağılımı, ısının uygulandığı alan göz önüne alındığında düzgün bir şekilde gerçekleşmiştir.



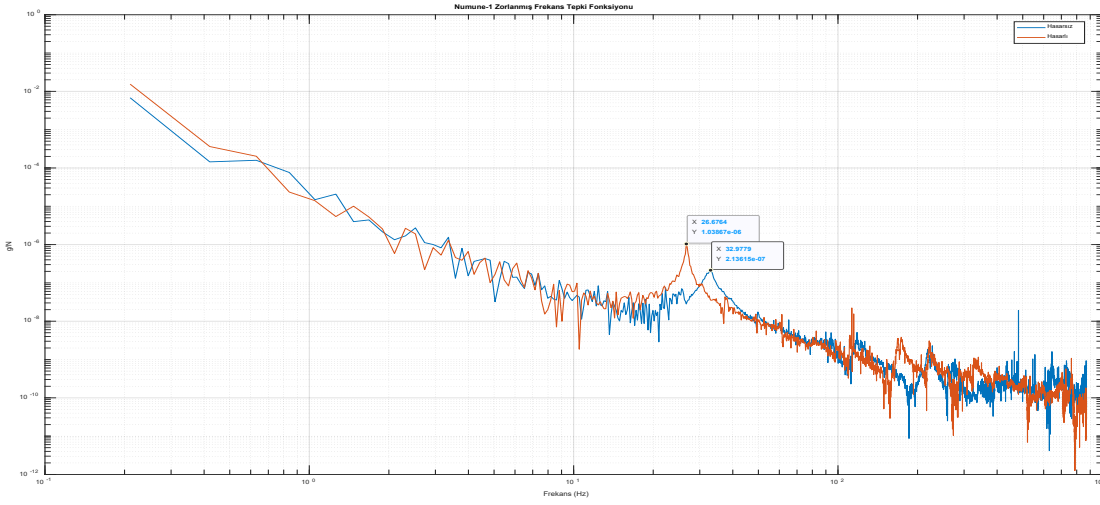
Şekil 5.22 Yangın simülasyonuna maruz bırakılan modelin ısı dağılımı

6 DENEYLERDEN VE ANALİZLERDEN ELDE EDİLEN BULGULAR

Yangın öncesi ve sonrası deneysel modal analiz gerçekleştirilen numunelerden LABView programı yardımıyla elde edilen veriler karşılaştırılmalı olarak analiz edilmiştir. Zorlanmış ve serbest olmak üzere titreşimlere maruz kalan numunelerin frekans tepki fonksiyonları MATLAB 2021b programı yardımıyla elde edilmiştir. Numunelerin mod şekilleri teorik olarak MATLAB 2021b programı yardımıyla çizilmiş, mod şekillerine gelen doğal frekanslar yine teorik olarak hesaplanmıştır. Ayrıca deneyde ölçülen verilerin doğruluğu açısından numuneler Abaqus CAE programında modellenmiş, yangın deneyi ve modal testler bu programda simüle edilmiştir.

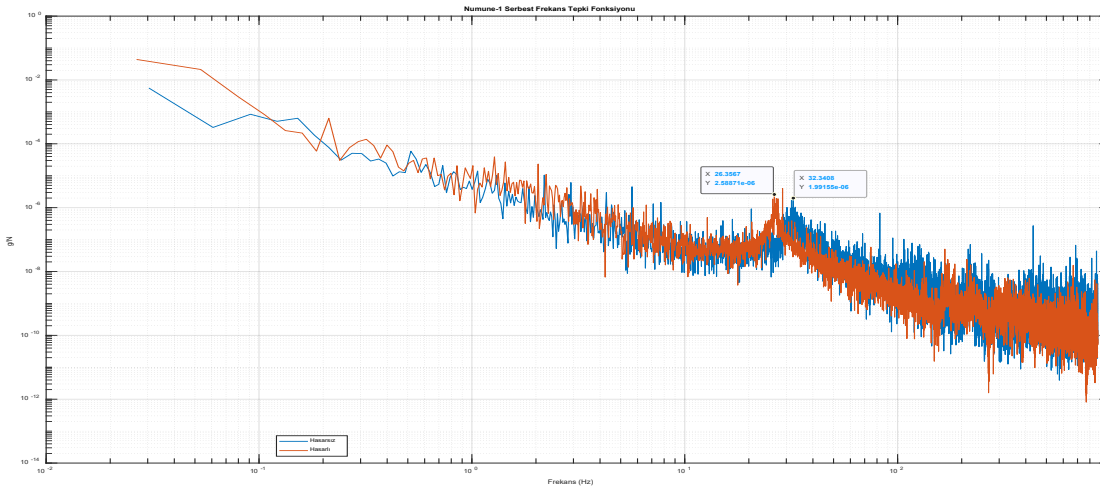
6.1 Numune-1 Zorlanmış ve Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonları

Yangın öncesi deneysel modal analiz yapılan numunenin modal titreştirici yardımıyla zorlanmış titreşim testi sonrası doğal frekansının MATLAB 2021b programı yardımıyla elde edilen frekans tepki fonksiyonlarından 32.9 Hz olduğu tespit edilmiştir. Daha sonra alt yüzeyinden 90 dakika boyunca yüksek sıcaklığa maruz kalan ve maksimum yüzey sıcaklığı 500.7 °C olarak ölçülen numune soğumaya bırakıldıktan sonra deneysel modal analiz işlemi tekrar gerçekleştirilmiş ve zorlanmış titreşim testi sonrası frekans tepki fonksiyonlarından doğal frekansı 26.7 Hz olarak ölçülmüştür.



Şekil 6.1 Numune-1 Zorlanmış Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu

Daha sonra aynı numune üzerinde darbe çekici yardımıyla gerçekleştirilen serbest titreşim testi sonrası elde edilen verilerden yola çıkarak frekans tepki fonksiyonlarında yangın öncesi numunenin doğal frekansı 32.3 Hz, yangın sonrası ise 26.4 Hz olarak ölçülmüştür.



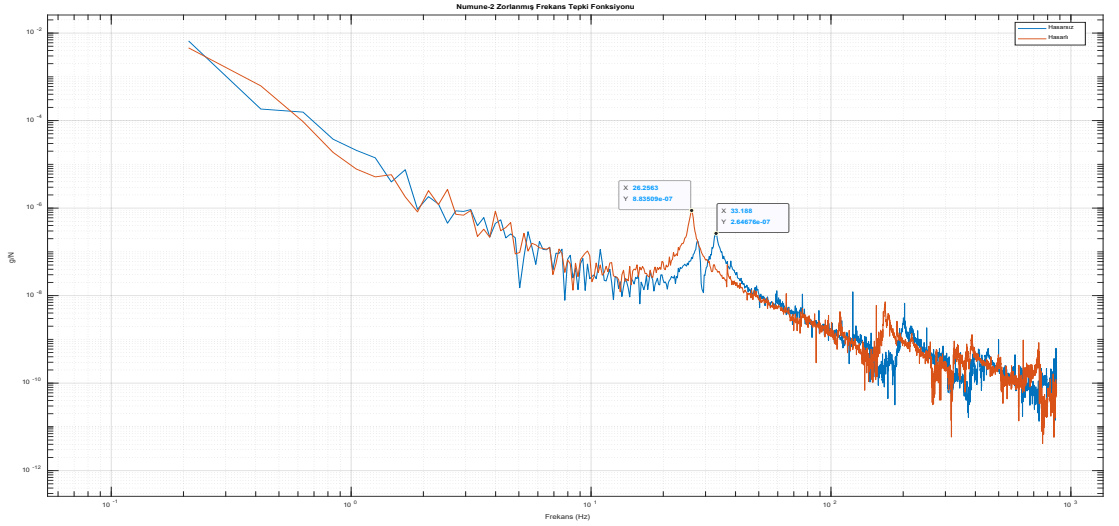
Şekil 6.2 Numune-1 Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu

Tablo 6.1 Numune-1 doğal frekanslar

	Yangın Öncesi	Yangın Sonrası
Zorlanmış Titreşim Doğal Frekans (Hz)	32.9	26.7
Serbest Titreşim Doğal Frekans (Hz)	32.3	26.4

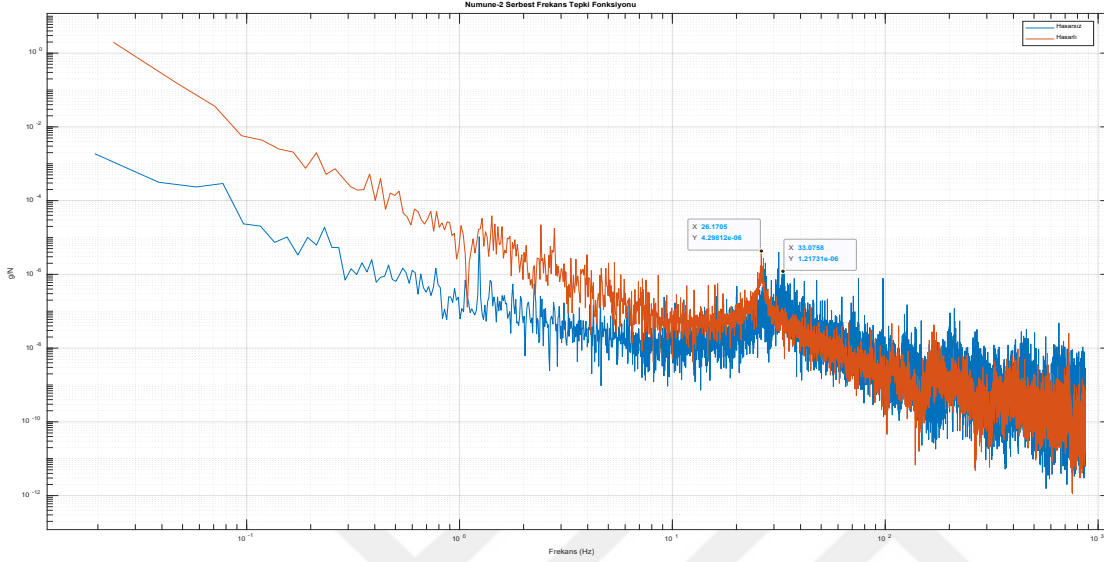
6.2 Numune-2 Zorlanmış ve Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonları

Numune-2'nin ise yangın sebebi hasara uğramadan önceki zorlanmış titreşim testi sonrası elde edilen frekans tepki fonksiyonundan ölçülen doğal frekansı 33.2 Hz olarak belirlenmiştir. Daha sonra yüksek sıcaklığa maruz bırakılan ve maksimum yüzey sıcaklığı 545.2 °C olarak ölçülen numunenin deneysel modal analiz sonrası zorlanmış titreşim frekans tepki fonksiyonlarından doğal frekansı 26.3 Hz olarak ölçülmüştür.



Şekil 6.3 Numune-2 Zorlanmış Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu

Numunenin serbest titreşim sonrası frekans tepki fonksiyonlarından elde edilen doğal frekansları ise yangın öncesi 33.1 Hz ve yangın sonrası 26.2 Hz'dir.



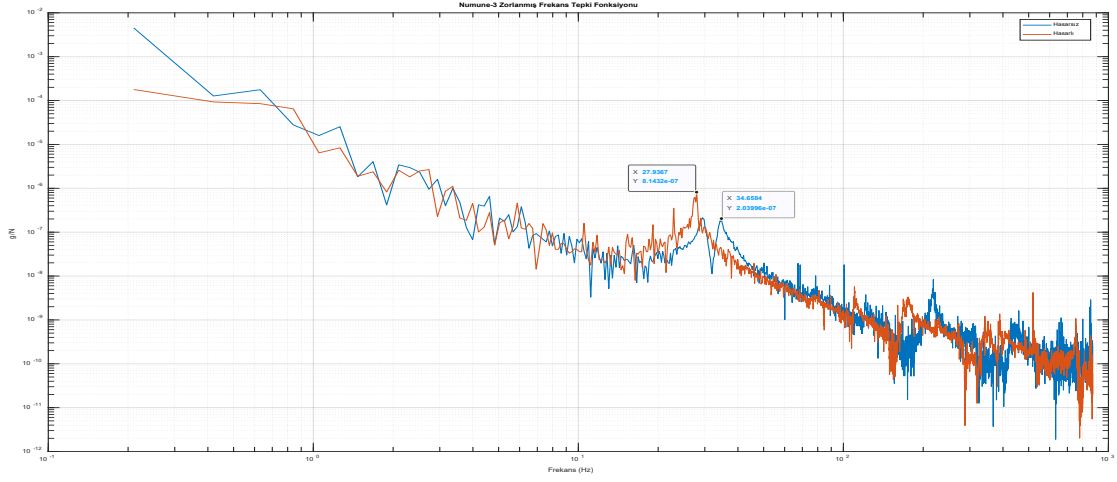
Şekil 6.4 Numune-2 Serbest titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu

Tablo 6.2 Numune-2 doğal frekanslar

	Yangın Öncesi	Yangın Sonrası
Zorlanmış Titreşim Doğal Frekans (Hz)	33.2	26.3
Serbest Titreşim Doğal Frekans (Hz)	33.1	26.2

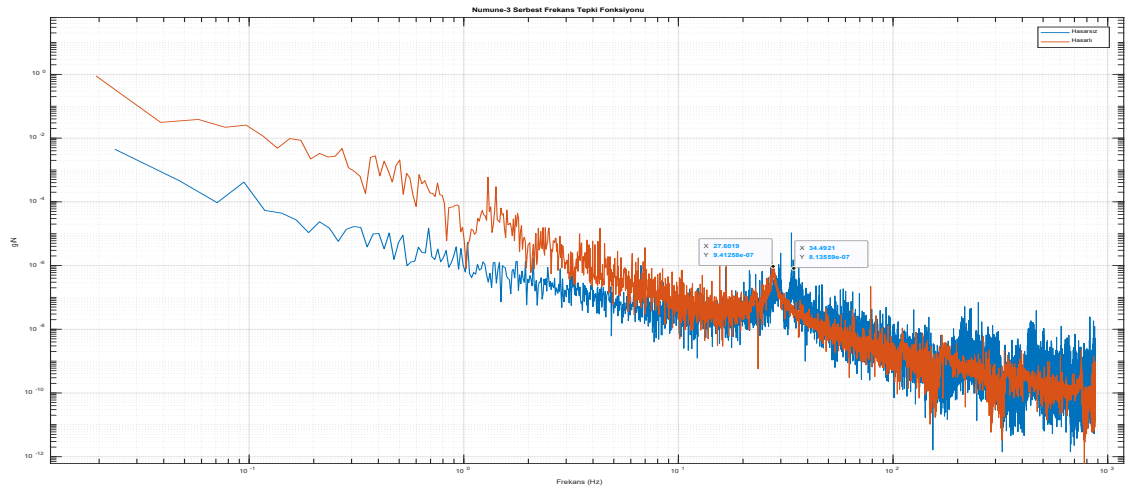
6.3 Numune-3 Zorlanmış ve Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonları

Numune-3'ün zorlanmış titreşim testleri sonucu yapılan modal analizlerden elde edilen doğal frekansları yangın öncesi 34.6 Hz, yangın sonrası oluşan hasar neticesinde 27.9 Hz olarak ölçülmüştür.



Şekil 6.5 Numune-3 Zorlanmış Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu

Serbest titreşim testleri sonrası ise yangın sırasında yüzey sıcaklığı 550.4 °C'ye kadar ulaşan numunenin yangın öncesi doğal frekansı 34.5 Hz, yangın sonrası ise 27.6 Hz olarak ölçülmüştür.



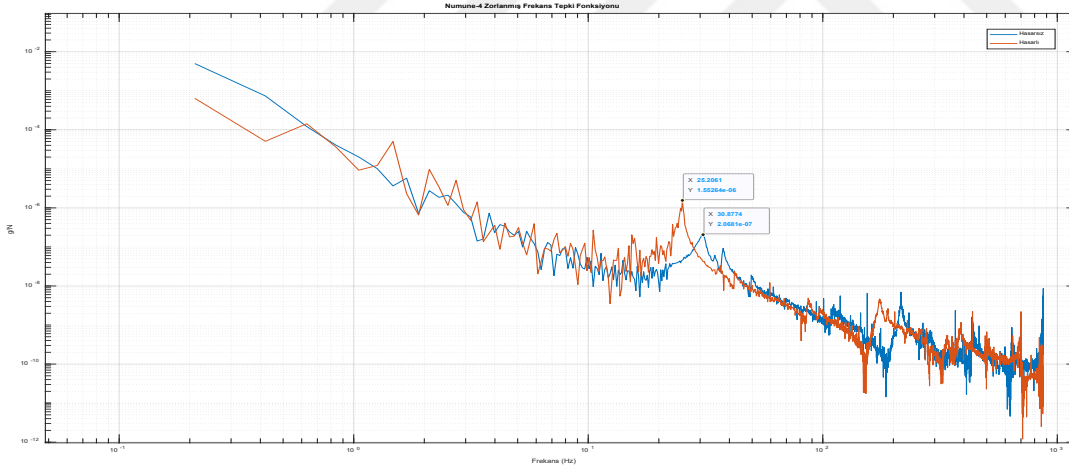
Şekil 6.6 Numune-3 Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu

Tablo 6.3 Numune-3 doğal frekanslar

	Yangın Öncesi	Yangın Sonrası
Zorlanmış Titreşim Doğal Frekans (Hz)	34.6	27.9
Serbest Titreşim Doğal Frekans (Hz)	34.5	27.6

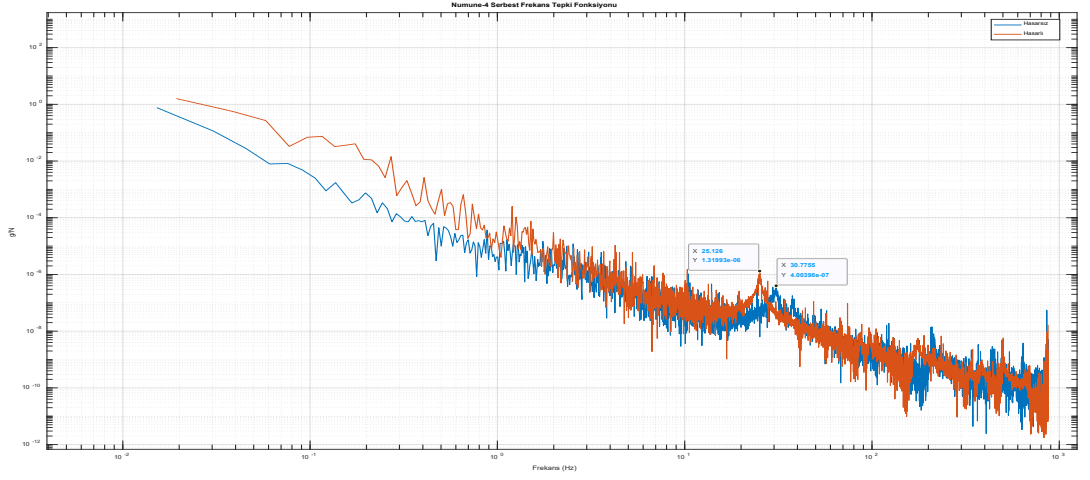
6.4 Numune-4 Zorlanmış ve Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonları

Maksimum yüzey sıcaklığı 552.5 °C olarak ölçülen Numune-4'ün yangın öncesi zorlanmış titreşim sonucunda elde edilen doğal frekansı 30.9 Hz, yangın sonrası ise 25.2 Hz olarak ölçülmüştür.



Şekil 6.7 Numune-4 Zorlanmış Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu

Serbest titreşim testleri sonrası ise numunenin doğal frekansı yangın öncesi 30.8 Hz, yangın sonrası ise 25.1 Hz olarak ölçülmüştür.



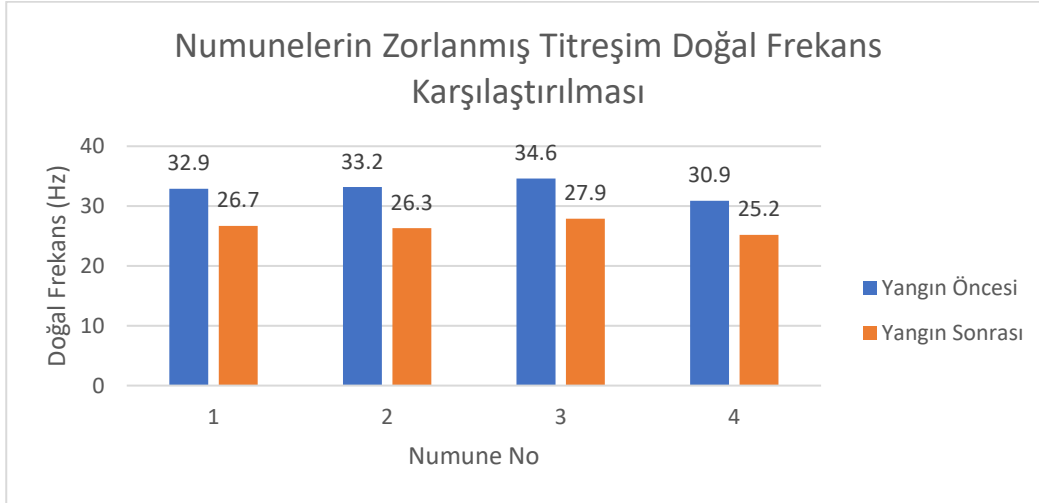
Şekil 6.8 Numune-4 Serbest Titreşim Frekans Tepki Fonksiyonu

Tablo 6.4 Numune-4 doğal frekanslar

	Yangın Öncesi	Yangın Sonrası
Zorlanmış Titreşim Doğal Frekans (Hz)	30.9	25.2
Serbest Titreşim Doğal Frekans (Hz)	30.8	25.1

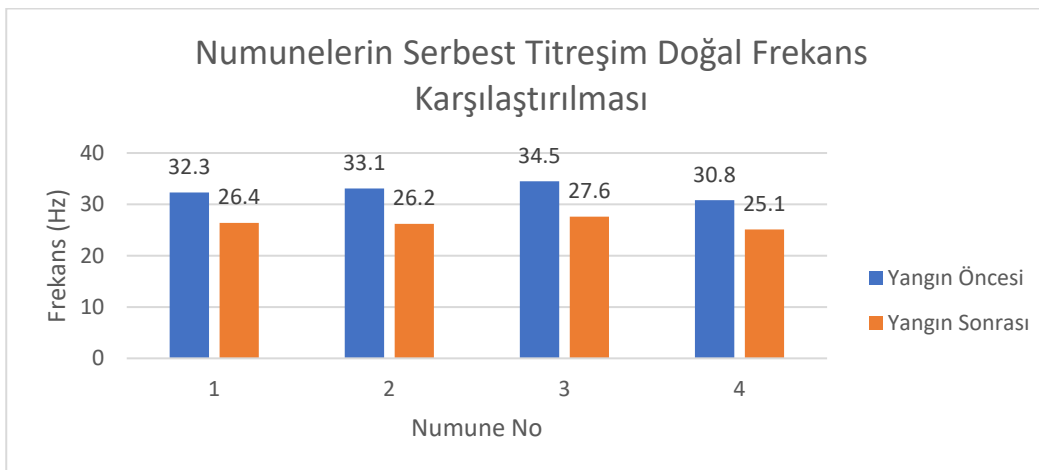
6.5 Numunelerin Yangın Öncesi ve Sonrası Doğal Frekanslarının Karşılaştırılması

Numunelerin yangın öncesi ve yangın sonrası doğal frekanslarının zorlanmış titreşim altındaki dağılımı Şekil 6.9'da gösterilmiştir.



Şekil 6.9 Numunelerin zorlanmış titreşimler altında doğal frekanslarının karşılaştırılması

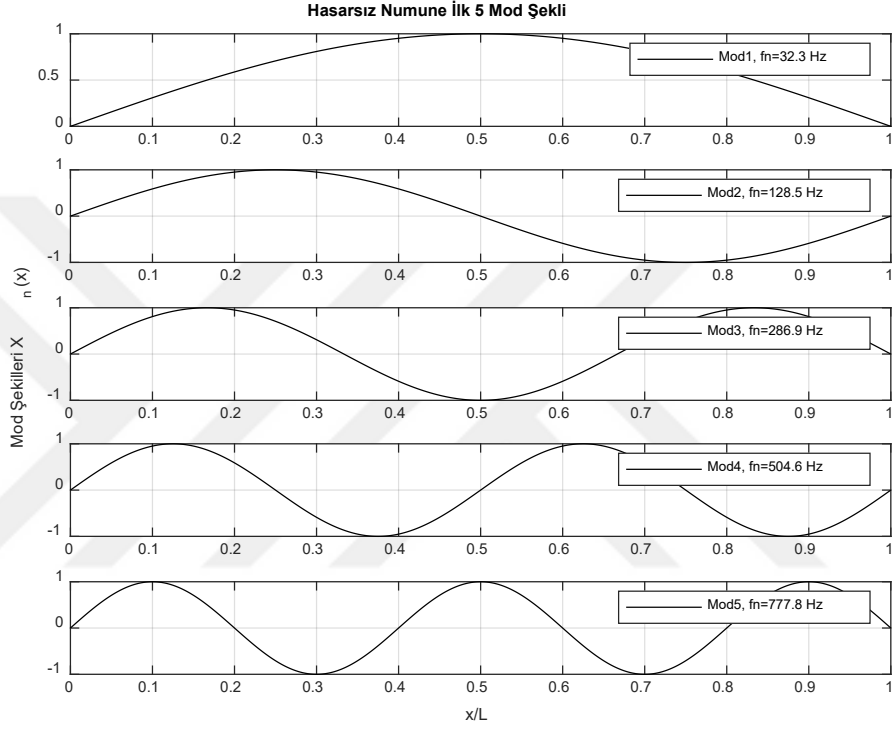
Numunelerin yangın öncesi ve yangın sonrası doğal frekanslarının serbest titreşim altındaki dağılımı Şekil 6.10'da gösterilmiştir.



Şekil 6.10 Numunelerin serbest titreşimler altında doğal frekanslarının karşılaştırılması

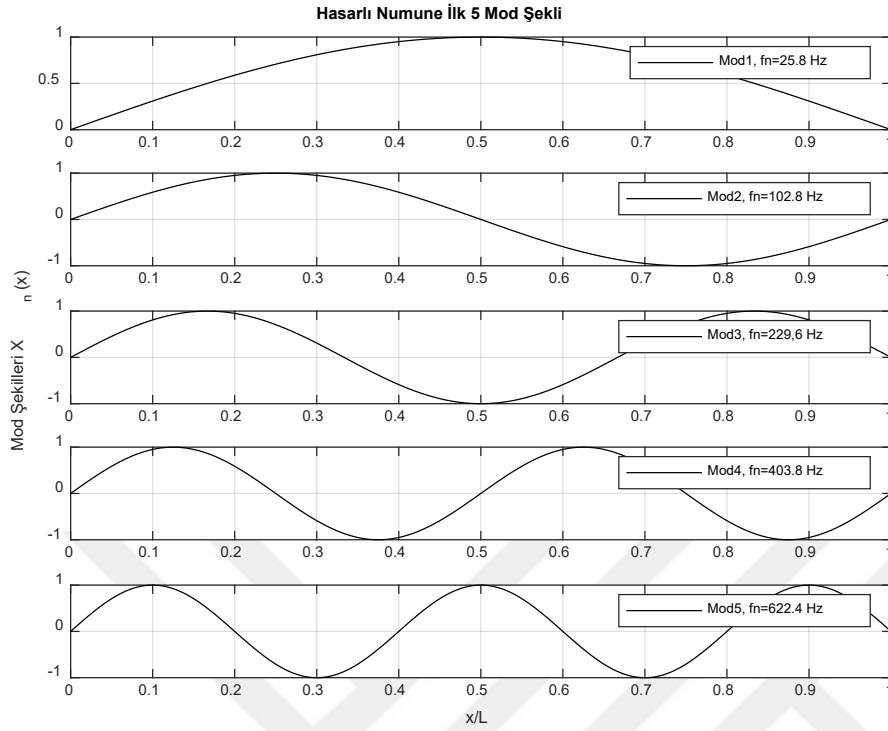
6.6 Yangın Öncesi ve Sonrası Mod Şekilleri

Numunelerin mod şekilleri, yangın öncesi ve sonrasında teorik olarak MATLAB 2021b programı yardımıyla çizilmiştir. Mod şekilleri yangın öncesi ve sonrası beklenildiği gibi aynı çıksa da, numunelerin doğal frekanslarında teorik olarak yaklaşık %20'lik bir düşüş tespit edilmiştir.



Şekil 6.11 Hasarsız numune ilk 5 mod şekli

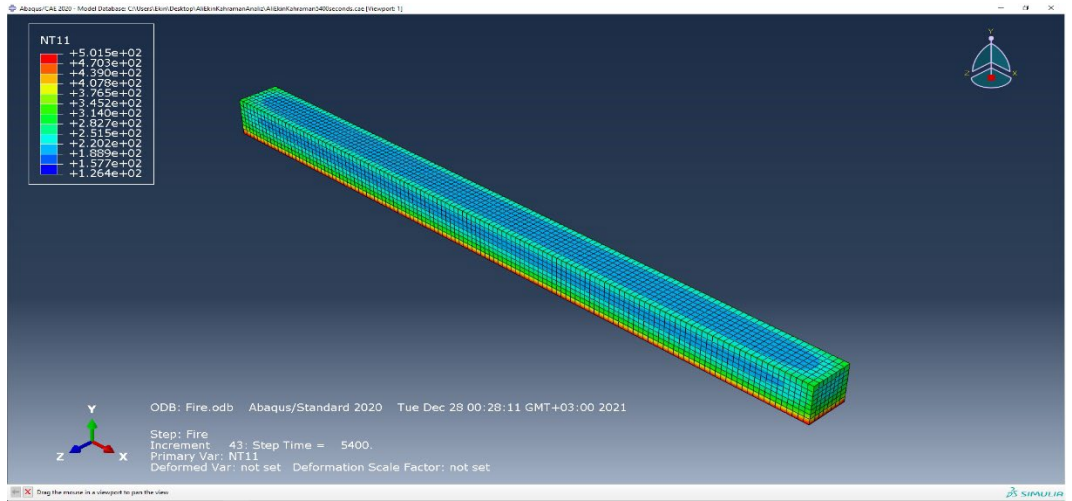
Yangından sonra numunenin elastisite modülündeki ve yoğunluğundaki kayıplar göz önüne alınarak mod şekilleri tekrar çizilmiştir.



Şekil 6.12 Hasarlı numune ilk 5 mod şekli

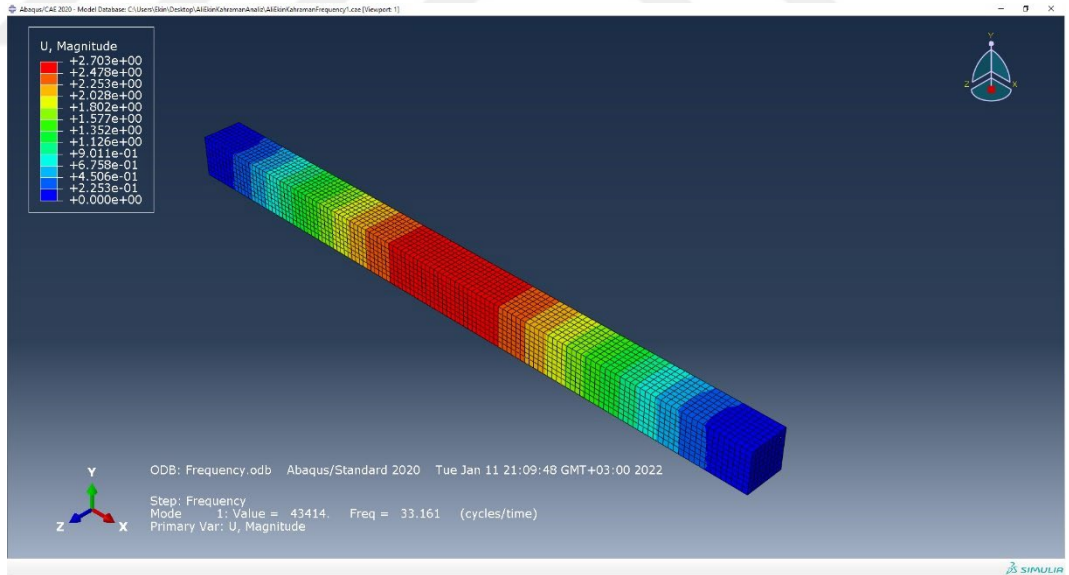
6.7 Deneyin Sonlu Elemanlar Yöntemiyle Analizi

DeneySEL çalışmanın doğrulanması açısından deney Abaqus CAE programında modellenip simüle edilmiştir. Deneyde olduğu gibi modellenen numuneler alt yüzeylerinden deneyde ölçülen sıcaklık değerleri baz alınarak yüksek sıcaklıklara maruz bırakılmıştır (Şekil 6.11). Yangın simülasyonunun ardından modal tepki testi yapılmış ve modeldeki doğal frekans değişimi gözlemlenmiştir.



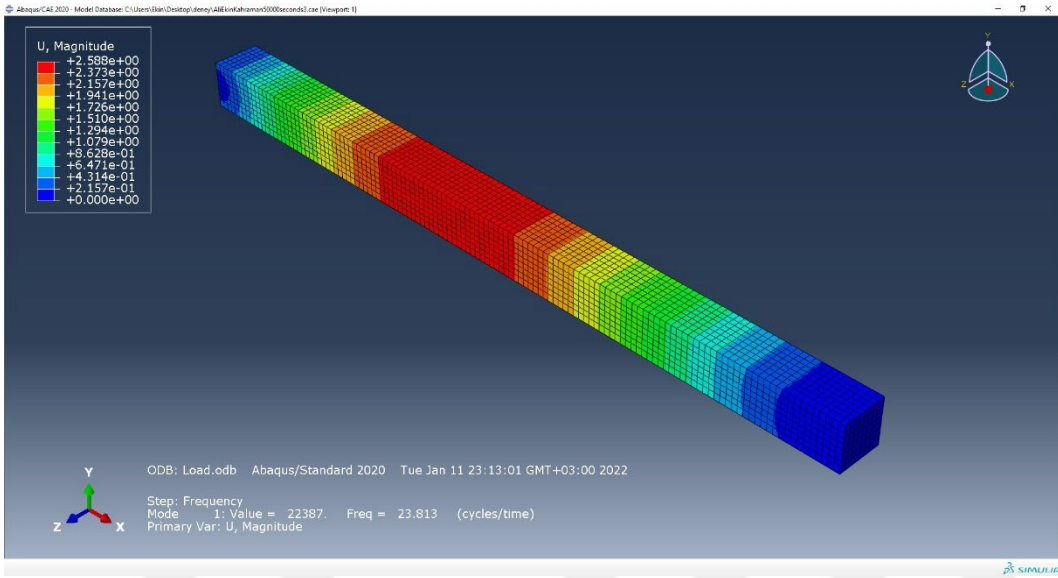
Şekil 6.13 Abaqus CAE programında modellenen ve simüle edilen numunedeki sıcaklık dağılımı

Yangın öncesi simüle edilen modal test sonucu numunenin doğal frekansı 33.16 Hz olarak ölçülmüştür (Şekil 6.12).



Şekil 6.14 Yangın öncesi modellenen numunenin modal test sonucu doğal frekansı

Yangın sonrası simüle edilen modal test sonucu ise numunenin doğal frekansı 23.8 Hz olarak ölçülmüştür (Şekil 6.13).



Şekil 6.15 Yangın sonrası modellenen numunenin modal test sonucu doğal frekansı

Tablo 6.5 Abaqus CAE analizleri sonucu yangın öncesi ve sonrası numunenin doğal frekansları

	Yangın Öncesi	Yangın Sonrası
Doğal Frekans (Hz)	33.16	23.8

6.8 Numune Malzemelerinin Sıcaklığa Bağlı Mekanik ve Termal Özelliklerindeki Değişim

Betonarme elemanlarda malzemelerin sıcaklığa bağlı mekanik ve termal özelliklerinin değişimi teorik olarak EC2 EN 1992-1-2 ve EC3 EN 1993-1-2'den yararlanılarak aktarılmıştır. Deneyde kullanılan C30 sınıf beton ve S420 sınıfı çeliğin mekanik ve termal özelliklerindeki değişimler bu kısımda tablolar halinde gösterilmiştir. Sıcaklığa bağlı olarak değişen bu değerler deneyin sonlu elemanlar modellemesinde ve MATLAB 2021b programında mod şekillerinin çiziminde yardımcı olmuştur.

Tablo 6.6 C30 Betonun sıcaklığa bağlı olarak mekanik ve termal özelliklerinin değişimi

C30 BETON									
Beton Sıcaklık (°C)	Çekme Dayanımı (MPa)	Basınç Dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (MPa)	Yoğunluk (kg/m ³)	Isı İletkenlik Üst Limit (W/mK)	Isı İletkenlik Alt Limit (W/mK)	Birim Genleşme	Özgül Isı J/(kg °C)	
25	1.9	30	32000	2400	1.939394	1.326356	4.536E-05	900	
100	1.9	30	20000	2343	1.7656	1.2297	0.000743	1100	
200	1.52	28.5	13964	2322	1.5526	1.1108	0.001804	1100	
300	1.14	25.5	10057	2301	1.361	1.0033	0.003141	1100	
400	0.76	22.5	6399	2280	1.1908	0.9072	0.004892	1100	
500	0.38	18	3573	2259	1.042	0.8225	0.007195	1100	
600	0	13.5	1680	2238	0.9146	0.7492	0.010188	1100	

Tablo 6.7 S420 Çeliğin sıcaklığa bağlı olarak mekanik ve termal özelliklerinin değişimi

S420 ÇELİK								
Çelik Sıcaklık (°C)	Akma Dayanımı (MPa)	Çekme Dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (MPa)	Yoğunluk (kg/m ³)	Isıl İletkenlik (W/mK)	Birim Genleşme e	Özgül Isı J/(kg °C)	
25	420	500	200000	7850	53.1675	5.85E-05	443.3034	
100	420	500	200000	7850	50.67	0.000959	487.62	
200	420	403.5	180000	7850	47.34	0.002159	529.76	
300	420	403.5	180000	7850	44.01	0.00336	564.74	
400	420	210	160000	7850	40.68	0.00456	605.88	
500	420	210	160000	7850	37.35	0.00576	666.5	
600	420	210	160000	7850	34.02	0.006961	759.92	

7 SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Yapılarda yangın sonrası yapı elemanlarının taşıma kapasitesinde değişim, statik ve dinamik mukavemet testleri karot alma yöntemi veya ultrasonik dalga vasıtasıyla ses dinleme yöntemi gibi yöntemler ile yapılır. Bu çalışmada yangın sonrası hasara uğramış betonarme elemanların hasar derecesinin tespitinde elemanların yangın öncesi ve sonrası doğal frekanslarındaki değişimler deneysel modal analiz yöntemi aracılığıyla karşılaştırılarak tespit edilmeye çalışılmıştır.

Çalışmanın birinci bölümünde, konu hakkında genel bilgi verilmiş ve konuyla ilgili literatürdeki benzer çalışmalar incelenmiştir. Literatürdeki çalışmaların, kompozit ve kompozit olmayan kirişlerin yüksek sıcaklık sonrası mekanik özelliklerindeki değişim veya köprü, otoyol gibi yapıların taşıyıcı elemanlarının günlük, aylık veya yıllık sıcaklık değişimleri sonucu operasyonel modal analiz vasıtasıyla elde edilmiş doğal frekans değişimlerinin tespit edilmesi üzerine olduğu görülmüştür. Sıcaklığın günlük, aylık veya mevsimsel olarak takip edildiği bu çalışmalarda kompozit olmayan betonarme elemanlara sahip yapıların doğal frekanslarındaki değişimlerin minimum %0.12, maksimum ise %7.7 olduğu gözlemlenmiştir.

Çalışmanın ikinci bölümünde ise titreşim olgusu ve modal analiz yöntemlerinin arka planındaki teoriler incelenmiş ve bunlara yer verilmiştir. Yapılarda uygulanabilir titreşim türleri ve teorik modal analiz yöntemlerinden bahsedilmiş, modal analiz yöntemlerinin bulunmasında ve gerçekleştirilebilmesindeki önemli faktörlerden olan Fourier dönüşümlerine yer verilmiştir. Daha sonra deneysel modal analiz ve operasyonel modal analiz yöntemleri alt başlıklarda incelenmiştir.

Bir sonraki kısım olan üçüncü kısımda beton ve donatı çeliği olmak üzere betonarme yapı elemanlarının yüksek sıcaklık etkisi altında mekanik ve termal özelliklerindeki değişimlere EC2 EN 1992-1-2 ve EC3 EN 1993-1-2'den yararlanılarak yer verilmiştir. Teorik olarak donatı çeliği elemanının çekme dayanımı, elastisite modülü gibi mekanik ve ısı iletkenlik gibi termal özelliklerinde

sıcaklık artışıyla birlikte azalma beklenirken, birim genleşme ve özgül ısı gibi termal özelliklerinde artış olacağı öngörülmüştür. Akma dayanımı ve yoğunluğu gibi mekanik özelliklerinde ise herhangi bir değişim olmayacağı teorik olarak aktarılmıştır. Beton elemanında ise çekme dayanımı, akma dayanımı, elastisite modülü ve yoğunluk gibi mekanik özellikler ve ısı iletkenlik gibi termal özelliğinin sıcaklık artışı ile ters orantılı bir şekilde azalacağı kanısına yönetmelikler vasıtasıyla varılmıştır. Birim genleşme ve özgül ısının ise sıcaklık ile doğru orantılı bir şekilde artacağı teorik olarak tespit edilmiştir.

Dördüncü bölümde ise genel olarak kara ve deniz yapılarında karşılaşılabilecek yangın türleri, senaryoları bunlara bağlı olarak geliştirilen yangın eğrileri ve yangın standartları incelenmiştir. Binalarda görülen ISO 834 gibi 180 dakika içinde 1110 °C sıcaklığa ulaşan ama nispeten diğer yangın tiplerine göre yangın yükleri daha az olan selülozik yangın eğrileri, 30 dakikada 1100 °C'ye kadar ulaşan ve yangın yükü selülozik yangına göre çok daha büyük olan açık deniz yapılarında ve petrokimya endüstrisinde görülen hidrokarbon yangın eğrileri ve tünellerde görülen olası en kötü senaryoya göre hazırlanmış 5 dakika içinde 1200 °C sıcaklığa kadar ulaşması beklenen RABT-ZTV ve RWS yangın eğrileri incelenmiştir. Bunların yanı sıra ISO834 ve ASTM E119 yangın standartları karşılaştırılmıştır.

Çalışmanın beşinci bölümünde ise deney kısmı için 4 adet numunenin hazırlanışı daha sonra kullanılan malzemeler ve yöntemlerden bahsedilmiştir. Deneysel modal analiz yangın öncesi ve sonrası olarak gerçekleştirilmiş, 90 dakikalık alt yüzeyden uygulanan yangın sırasında her bir numune için ölçülen yüzey sıcaklıkları ve numunenin iç kısmında bulunan 3 adet termokupldan alınan sıcaklık verilerine bu bölümde yer verilmiştir.

Yangın öncesi ve sonrası yapılan modal analizlerden sonra elde edilen veriler ise 6. Bölümde yer almaktadır. Bu analizlerden elde edilen veriler bu kısımda şu şekilde yorumlanmıştır:

Isı kaynağının güç değerinin diğer numunelerden daha düşük seviyede ayarlandığı fırın sıcaklığının 821 °C olarak ölçüldüğü Numune-1 için yapılan 90 dakikalık yangın deneyi sonrası 90.dakikada Numune-1'in alt yüzey sıcaklığı 500.7 °C, iç kısmında oluşan sıcaklık ise termokupllar vasıtasıyla 295 °C olarak ölçülmüştür. Yangın deneyinden sonra numune 24 saat boyunca soğumaya bırakılmıştır. Yangın öncesi ve sonrası modal titreştirici ve darbe çekici vasıtasıyla zorlanmış ve serbest titreşim testleri uygulanan numunenin; frekans tepki fonksiyonundan alınan verilerinden yola çıkarak zorlanmış titreşimler sonucu ölçülen doğal frekansında %18.85, serbest titreşim testleri sonucu ölçülen doğal frekansında ise %18.27'lik bir kayba uğradığı tespit edilmiştir.

Isı kaynağının gücünün yani yangın şiddetinin eldeki imkanlar dahilinde maksimum olarak ayarlandığı Numune-2'nin 90.dakikada alt yüzey sıcaklığı 545.2 °C, iç kısım maksimum sıcaklığı ise 374 °C olarak ölçülmüştür. Yangın öncesi ve sonrası zorlanmış ve serbest titreşim testleri neticesinde numunenin zorlanmış titreşim testlerinden elde edilen doğal frekansında %20.78, serbest titreşim testlerinden elde edilen doğal frekansında ise %20.84'lük bir kayba uğradığı tespit edilmiştir.

Yangın şiddetinin ısı kaynağının alev gücüne bağlı olarak maksimum seviyede ayarlandığı Numune-3'ün 90.dakikada alt yüzey sıcaklığı 550.4 °C, iç kısım maksimum sıcaklığı ise Numune-2 ile aynı olarak 374 °C olarak ölçülmüştür. Yangın öncesi ve sonrası numunenin doğal frekansının zorlanmış titreşim testlerinde %19.36, serbest titreşim testlerinde ise %20'lik bir kayba uğradığı gözlemlenmiştir.

Alev gücünün maksimum seviyede ayarlandığı Numune-4'ün alt yüzey sıcaklığı 90.dakikada 552.5 °C, iç kısım maksimum sıcaklığı ise 129 °C olarak ölçülmüştür. Numune-4'e uygulanan yangın testinde diğer numunelerden farklı olarak numune saat yönünün 90° tersine doğru çevrilmiş ve deney bu şekilde yapılmıştır. Numunenin bu hareketinden dolayı termokupllar ile ısı kaynağı arasındaki mesafe artmış, bu sebeple yüzey sıcaklığı diğer numunelerden fazla olsa bile iç sıcaklığı diğer numunelerin çok altında kalmıştır. Daha sonra yangın deneyi

sonrası numune doğal frekansının zorlanmış titreşim testlerinde %18.44, serbest titreşim testlerinde ise %18.5'lik bir kayba uğradığı gözlemlenmiştir.

Zorlanmış ve serbest titreşim testlerindeki ölçülen doğal frekanslar arasındaki kayıpların sapma değerleri %0.05-0.65 olarak belirlenmiştir.

Fırın sıcaklığının diğer deneylere göre daha az olduğu, 90 dakika sonunda yüzey sıcaklığının diğer numunelere göre ortalama 48.7 °C daha az olduğu yapılan ilk deneyde Numune-1'deki doğal frekans kaybı diğer numunelere göre ortalama olarak %1.5 daha azdır.

Diğer numunelerden farklı olarak saat yönünün 90° tersine çevrilerek yangın deneyi gerçekleştirilen Numune-4'te, her ne kadar termokupllardan elde edilen iç sıcaklık diğer numunelere göre alev kaynağına uzaklıklarından dolayı çok daha az olsa da ölçülen doğal frekans kaybı diğer numunelerle hemen hemen aynıdır.

Yangın deneylerinden elde edilen sıcaklık değerleri ve yönetmeliklerden yola çıkarak teorik olarak hesaplanan termal ve mekanik özelliklerin sıcaklığa bağlı değişim değerleri göz önüne alınarak, sonlu elemanlar yöntemi ile yapılan analizde numunenin yangın sonrası doğal frekansında %28.2'lik bir kayıp gözlenmiştir. Deneysel analizlerden farklı olarak sonlu elemanlar yönteminde %8-11 arası daha yüksek bir kayıp elde edilmesinin sebebi numune modellenirken betonun analiz programı tarafından realitenin aksine homojen ve izotrop kabul edilmesi olarak tahmin edilmektedir.

Sonuç olarak numunelerin yangın sırasında yangının etkidiği noktadan ortalama 537.2 °C yüzey sıcaklığına ve 293 °C iç sıcaklığa sahip olduğu tespit edilmiştir. Bu sıcaklıklar baz alınıp EC2 EN 1992-1-2 ve EC3 EN 1993-1-2'den teorik olarak yararlanılarak numune betonunun elastisite modülünde %88.8, basınç dayanımında %40, çekme dayanımında %80 ve yoğunluğunda %6.75 kayıp, numune donatı çeliğinde ise elastisite modülünde %20 ve çekme dayanımında %58'lik bir kayıp olacağı varsayıldığı bir durumda numune doğal frekanslarında %18-20 arası bir azalma gözlemlenmiştir. Bu değerler göz önüne alınarak yapının

betonarme elemanlarına olası bir yangın durumundan sonra uygulanacak modal analiz testlerinden elde edilecek doğal frekanslarında %18 ve üstü bir kayıp tespit edilmesi durumunda, zemin hâkim titreşim frekansına göre inşa edilen yapı zaman içerisinde statik veya dinamik yükler altında rezonansa girme olasılığının artması sebebiyle başarısızlığa uğrayabilir. Bu sebepten dolayı yapıyla ilgili güvenlik ve güçlendirme bazında gerekli önlemlerin alınması önerilmektedir.



KAYNAKLAR DİZİNİ

- Alshorbagy, A. E.**, 2013, Temperature effects on the vibration characteristics of a functionally graded thick beam, *Ain Shams Engineering Journal*, 4(3): 455–464 pp.
- Anupama Krishna, D., Priyadarsini, R. S., and Narayanan, S.**, 2019, Effect of elevated temperatures on the mechanical properties of concrete, *Procedia Structural Integrity*, 14:384–394 pp.
- Avsec, J.**, 2009, The influence of temperature field on vibration characteristics of beams and rotating shafts, *Vibroengineering 2009 - Proceedings of the 8th International Conference*, 1–9 pp.
- Azadi, M.**, 2011, Free and forced vibration analysis of FG beam considering temperature dependency of material properties, *Journal of Mechanical Science and Technology*, 25(1):69–80 pp.
- Caprani, C.**, 2020, "Structural Dynamics",
<https://dokumen.tips/documents/structural-dynamics-final-year-structural-engineering-bsc-.html> (Erişim Tarihi: 07 Şubat 2021)
- Chandravanshi, M. L., and Mukhopadhyay, A. K.**, 2013, Modal analysis of structural vibration, *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Proceedings (IMECE)*, 14(June).
- Chi, J. H., and Peng, P. C.**, 2020, Study of the structural safety assessment of steel bridge subjected in post-fire, *Construction and Building Materials*, 247, 118587.
- Cornwell, P., Farrar, C. R., Doebling, S. W., and Sohn, H.**, 1999, Environmental variability of modal properties, *Experimental Techniques*, 23(6):45–48 pp.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

- Deraemaeker, A.**, 2020, Dynamics of Structures, Lecture Notes, 104p
(unpublished)
- Deng, Y., Ding, Y. L., and Li, A. Q.**, 2010, Structural condition assessment of long-span suspension bridges using long-term monitoring data. *Bridge Maintenance, Safety, Management and Life-Cycle Optimization - Proceedings of the 5th International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management*, 9(1):1993–2000 pp.
- Desjardins, S. L., Londoño, N. A., Lau, D. T., and Khoo, H.**, 2006, Real-time data processing, analysis and visualization for structural monitoring of the confederation bridge, *Advances in Structural Engineering*, 9(1):141–157 pp.
- Ebrahimi, F., Ghasemi, F., and Salari, E.**, 2016, Investigating thermal effects on vibration behavior of temperature-dependent compositionally graded Euler beams with porosities, *Meccanica*, 51(1):223–249 pp.
- Esfarjani, S. M., Salehi, M., and Ghassemi, A.**, 2017, Effect of the multiple damages and temperature changes on the natural frequency, *Journal of Theoretical and Applied Mechanics (Poland)*, 55(3):813–822 pp.
- Farrar, C. R., and Jauregui, D. A.**, 1998, Comparative study of damage identification algorithms applied to a bridge: II. Numerical study, *Smart Materials and Structures*, 7(5):720–731 pp.
- Gade, S., Møller, N. B., Herlufsen, H., and Konstantin-Hansen, H.**, 2005, Frequency domain techniques for operational modal analysis. *Proceedings of the 1st International Operational Modal Analysis Conference, IOMAC 2005, Type 7760*.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

- Ghalishooyan, M., and Shooshtari, A.**, 2015, Operational modal analysis techniques and their theoretical and practical aspects: A comprehensive review and introduction, *6th International Operational Modal Analysis Conference, IOMAC 2015, February 2016*.
- Hassan, M. H., and Ramle, M.S.**, 2018, A review of experimental modal analysis and finite element analysis, Technical Report, 10p (unpublished).
- Hou, X., Abid, M., Zheng, W., and Waqar, G. Q.**, 2017, Evaluation of residual mechanical properties of steel fiber-reinforced reactive powder concrete after exposure to high temperature using nondestructive testing, *Procedia Engineering*, 210:588–596 pp.
- Ibnorachid, Z., Boutahar, L., El Bikri, K., and Benamar, R.**, 2019, Buckling temperature and natural frequencies of thick porous functionally graded beams resting on elastic foundation in a thermal environment, *Advances in Acoustics and Vibration*, 2019.
- Iervolino, E., Riccio, M., Santagata, F., Wei, J., Van Herwaarden, A. W., Irace, A., Breglio, G., and Sarro, P. M.**, 2013, Resonance frequency of locally heated cantilever beams, *Sensors and Actuators, A: Physical*, 190:6–12 pp.
- Khoury, G. A.**, 2000, Effect of fire on concrete and concrete structures, *Progress in Structural Engineering and Materials*, 2(4):429–447 pp.
- Krzemień, K., and Hager, I.**, 2015, Post-fire assessment of mechanical properties of concrete with the use of the impact-echo method, *Construction and Building Materials*, 96:155–163 pp.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

- Liu, C., and DeWolf, J. T.**, 2006, Effect of temperature on modal variability for a curved concrete bridge, *Smart Structures and Materials 2006: Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical, and Aerospace Systems*, 6174(December), 61743B.
- Liu, H., Wang, H., Tan, G., Liu, Z., and Cheng, Y.**, 2017, Vibration Analysis of Reinforced Concrete Simply Supported Beam versus Variation Temperature, *Shock and Vibration*, 2017.
- Liu, H., Wang, X., and Jiao, Y.**, 2016, Effect of Temperature Variation on Modal Frequency of Reinforced Concrete Slab and Beam in Cold Regions, *Shock and Vibration*, 2016.
- Lo Monte, F., Felicetti, R., Meda, A., and Bortolussi, A.**, 2019, Assessment of concrete sensitivity to fire spalling: A multi-scale experimental approach, *Construction and Building Materials*, 212:476–485 pp.
- Ma, Y., Chen, G., and Yang, F.**, 2017, Modal Analysis of a Simply Supported Steel Beam with Cracks under Temperature Load, *Shock and Vibration*, 2017.
- Macdonald, J. H. G., and Daniell, W. E.**, 2005, Variation of modal parameters of a cable-stayed bridge identified from ambient vibration measurements and FE modelling, *Engineering Structures*, 27(13):1916–1930 pp.
- Manoach, E., Samborski, S., Mitura, A., and Warminski, J.**, 2012, Vibration based damage detection in composite beams under temperature variations using Poincaré maps, *International Journal of Mechanical Sciences*, 62(1):120–132 pp.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

- Mazza, F., and Fiore, M.,** 2016, Vibration control by damped braces of fire-damaged steel structures subjected to wind and seismic loads, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 83:53–58 pp.
- Ndoukouo, A. N., Nubissie, A., and Wofo, P.,** 2011, On the dynamics of fire-exposed steel beam under mechanical load, *Journal of Constructional Steel Research*, 67(12):1864–1871 pp.
- Outinen, J., and Mäkeläinen, P.,** 2004, Mechanical properties of structural steel at elevated temperatures and after cooling down, *Fire and Materials*, 28(2-4):237–251 pp.
- Ožbolt, J., Ruta, D., and Irhan, B.,** 2019, Impact analysis of thermally pre-damaged reinforced concrete slabs: Verification of the 3D FE model, *International Journal of Impact Engineering*, 133(July).
- Park, K.-G., Park, S.-J., Yim, H. J., and Kwak, H.,** 2014, An experimental investigation on the effect of post-fire-curing on fire damaged concrete using nonlinear resonance vibration method, *The 2014 World Congress on Advances in Civil, Environmental, and Materials Research, Econdt*, 2–7 pp.
- Pawlowski, W., Kaczmarek, L., and Louda, P.,** 2016, Theoretical and experimental modal analysis of the cylinder unit filled with PUR foam, *Maintenance and Reliability*, 18(3):428–435 pp.
- Peeters, B., and De Roeck, G.,** 2000, One Year Monitoring Of The Z24-Bridge: Environmental Influences Versus Damage Events, *In Proceedings of IMAC 18, The International Modal Analysis Conference*, 1570–1576 pp., San Antonio, Texas, USA, February 2000.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

Promat, “International fire curves – useful tool for designing fire safety”,
<https://www.promat.com/en-gb/construction/projects/expertise/33637/fire-curves/>
(Erişim Tarihi: 17 Şubat 2021)

Ramkumar, K., and Ganesan, N., 2008, Finite-element buckling and vibration analysis of functionally graded box columns in thermal environments, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*, 222(1):53–64 pp.

Rigberth, J., 2000, Simplified Design of Fire Exposed Concrete Beams and Columns An Evaluation of Eurocode and the Swedish Building Code Against Advanced Computer Models, Technical Report, Lund, 88p

Robin, G., Jrad, M., Mathieu, N., Daouadji, A., and Daya, E. M., 2016, Vibration analysis of corrugated beams: The effects of temperature and corrugation shape, *Mechanics Research Communications*, 71:1–6 pp.

Rossing, T., 2007, Springer Handbook of Acoustics, Springer Science and Business Media, Stanford, 1167p.

Safaeifar, H., and Karimi, A., 2015, The Effect of Temperature on the Natural Frequency, *Buletin Teknol. Tanaman, Bil.12*, Tambahan, 2:520-528 pp.

Siemens, “What is OMA? Operational Modal Analysis”,
<https://community.sw.siemens.com/s/article/OMG-What-is-OMA-Operating-Modal-Analysis> (Erişim Tarihi: 09 Şubat 2021)

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

The European Union, 2005, Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design, Brussels, 76p.

Tufoi, M., Gillich, G. R., Praisach, Z. I., Iancu, V., and Furdui, H., 2014, About the influence of temperature changes on the natural frequencies of clamped-clamped euler-bernoulli beams, *Romanian Journal of Acoustics and Vibration*, 11(2):84–87 pp.

Uzny, S., Kutrowski, L., and Skrzypczak, T., 2019, Free vibrations of the column taking into account compressive and thermal load, *Vibrations in Physical Systems*, 30(2):1–8 pp.

Warminska, A., Manoach, E., and Warminski, J., 2016, Vibrations of a Composite Beam under Thermal and Mechanical Loadings, *Procedia Engineering*, 144:959–966 pp.

Xavier H., 2009, Analysis of reinforced concrete frames exposed to fire, MSc. Thesis, Porto University, 131p (unpublished).

Yuen, K. V., and Kuok, S. C., 2010, Ambient interference in long-term monitoring of buildings, *Engineering Structures*, 32:2379–2386 pp.

Yüksel, Y. Z., Akbaş, Ş. D., and Kara, İ. F., 2017, Sıcaklık Etkisi Altındaki Bir Plağın Serbest Titreşim Analizi, 20. Ulusal Mekanik Kongresi 05-09 Eylül 2017, Uludağ Üniversitesi, Bursa.

KAYNAKLAR DİZİNİ (devam)

Zai, B. A., Khan, M. A., Khan, K. A., and Mansoor, A., 2020, A novel approach for damage quantification using the dynamic response of a metallic beam under thermo-mechanical loads, *Journal of Sound and Vibration*, 469, 115134.

Zhou, G. D., and Yi, T. H., 2014, A summary review of correlations between temperatures and vibration properties of long-span bridges, *Mathematical Problems in Engineering*, 2014.



TEŐEKKÖR

Bu tez çalıőması sűresince çalıőmanın her aőamasında bilgi, tecrűbe ve yardımlarını esirgemedten paylaőan ve yol gűsteren deęerli hocalarım Sayın Doç. Dr. Emre ERCAN'a ve Sayın Dr. Őđretim Őyesi Mahmut PEKEDİS'e teőekkűrlerimi sunarım.

Bu çalıőmanın űzellikle deney aőamasında yardımlarını esirgemeyen sevgili arkadaşlarım Burakcan HALAT, Ozan ŐZGŪREL ve Umut İRKEK'e teőekkűrű bir borç bilirim. Hayatımın her alanında beni koőulsuz ve őartsız olarak her anlamda destekleyen annem, babam, ablam ve niőanlım Helin ALTUNTAŐ'a teőekkűrlerimi sunarım.

... / ... / 2022

Ali Ekin KAHRAMAN

ÖZGEÇMİŞ

Ali Ekin KAHRAMAN liseyi İzmir Karşıyaka Anadolu Lisesi'nde tamamladı.

Lisenin ardından İzmir Ekonomi Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü'ne girmeye hak kazandı. 2019 yılında İzmir Ekonomi Üniversitesi'nden Yüksek Şeref Öğrencisi unvanıyla mezun oldu. 2019-2020 eğitim öğretim yılının güz döneminde Ege Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı Yapı Yüksek Lisans Programı'nda eğitimine başladı.